



**8th INTERNATIONAL
SYMPOSIUM ON
MACHINING**

SYMPOSIUM PROCEEDINGS

2 – 4 November 2017

Barut Hotel Lara / Antalya - Turkey

UTIS ORGANIZING COMMITTEE

Emre Özlü
Muharrem Sedat Erberdi
Esmâ Baytok
Dilara Albayrak

UTIS STEERING COMMITTEE

Ali Oral	Balıkesir University
Ali Ünüvar	Selçuk University
Engin Kılıç	Atılım University
Erhan Altan	Yıldız Teknik University
Erhan Budak	Sabancı University
İ. Etem Saklakoğlu	Ege University
İsmail Lazoğlu	Koç University
M. Cemal Çakır	Uludağ University
Mustafa Bakkal	İstanbul Teknik University
Ulvi Şeker	Gazi University
Yiğit Karpat	Bilkent University
Yusuf Kaynak	Marmara University

UTIS SCIENTIFIC COMMITTEE

Yusuf Altıntaş	The University of British Colombia	Canada
Pedro Arrazola	Mondragon University	Spain
Kubilay Aslantaş	Afyon Kocatepe University	Turkey
Hamza K. Akyıldız	Bozok University	Turkey
Pau Catala Calderon	Universitat de Vic	Spain
Orhan Çakır	Yıldız Teknik University	Turkey
Can Çoğun	Çankaya University	Turkey
Ulaş Çaydaş	Fırat University	Turkey
Adem Çiçek	Yıldırım Beyazıt University	Turkey
Halil Demir	Karabük Üniversitesi	Turkey
Zoltan Dombovari	Budapest University	Hungary
Sabahudin Ekinović	University of Zenica	Bosnia and Herzegovina
Şerafettin Engin	Pratt & Whitney Canada Corp.	Canada
Kaan Erkorkmaz	University of Waterloo	USA
Mustafa Günay	Karabük University	Turkey
Ibrahim S. Jawahir	University of Kentucky	USA
Anshu Dhar Jayal	Indian Institute of Technology Ropar	India
Krzysztof Jemielniak	Warsaw University of Technology	Poland
Umut Karagüzel	Işık University	Turkey
Bilgin Kaftanoğlu	Atılım University	Turkey
Murat Kıyak	Yıldız Teknik University	Turkey
İhsan Korkut	Gazi University	Turkey
Uğur Köklü	Karamanoğlu Mehmetbey University	Turkey
Ali Taner Kuzu	Arçelik A.Ş.	Turkey
Gökhan Küçüktürk	Gazi University	Turkey
Atsushi Matsubara	Kyoto University	Japan
Jokin Muñoa	IDEKO	Spain
Gerard Poulachon	Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers	France
Jose C. Outeiro	ARTS & METIERS LaBoMaP Laboratory	France
Babür Özçelik	Gebze Teknik University	Turkey
Sabri Öztürk	Abant İzzet Baysal University	Turkey
Hacı Sağlam	Selçuk University	Turkey
Safian Sharif	Universiti Teknologi Malaysia	Malaysia
Johnson Samuel	Rensselaer Polytechnic Institute	USA
Lütfi Taner Tunç	Sabancı University	Turkey
Sharif Ullah	Kitami Institute of Technology	Japan
Alper Uysal	Yıldız Teknik University	Turkey
Min Wan	Northwestern Polytechnical University	China
Oğuzhan Yılmaz	Gazi University	Turkey

MAIN SPONSORS

DMG MORI

oerlikon
balzers

GOLD SPONSORS

SANDVIK
Coromant



SILVER SPONSORS

SIEMENS
Ingenuity for life



BRONZE SPONSORS



CONTENTS

ORAL PRESENTATIONS

1st SESSION	8
CHALLENGES FOR INDUSTRIAL ROBOTS TOWARDS MILLING APPLICATIONS.....	9
ULTRA PRECISION MACHINING OF SILICON WITH CHAMFERED SINGLE CRYSTAL DIAMOND TOOLS	24
A PHYSICALLY-BASED SINGLE CRYSTAL PLASTICITY MODEL FOR ANISOTROPY & SIZE DEPENDENCE OF MICRO MACHINING	36
CHIP BREAKING SYSTEM FOR TURNING APPLICATIONS USING MACHINE DRIVE OSCILLATIONS	50
2nd SESSION	58
TORNALAMADA TALAŞ YAN AKIŞ AÇISININ SONLU ELEMANLAR ANALİZİ VE DENEYSEL OLARAK DOĞRULANMASI	59
TROKOİDAL FREZELEMEDE TAKIM AŞINMASI VE YÜZEY KALİTESİ	68
TORNALAMADA DEĞİŞKEN İLERLEME İLE TALAŞ KIRILMASI.....	82
Ti6AL4V ALAŞIMININ MİKRO İŞLEME ŞARTLARINDA YÜKSEK HIZDA TORNALANMASI	98
3rd SESSION	108
MILLING OF FLEXIBLE WORKPIECES: CUTTING FORCE MODELLING AND COMPENSATION PROCEDURE	109
MODELING OF TOOL TEMPERATURE IN ORTHOGONAL CUTTING.....	123
EFFECT OF CUTTING STRATEGY ON MACHINING OF THIN WALLED POLYMER	133
DEVELOPMENT OF TURN-MILLING MACHINE TOOL PROGRAM PARAMETERS BASED ON BASIC CUTTING GEOMETRY	145
4th SESSION	154
ZİRKONYUM ESASLI KALIN CAMSİ METALİN TAŞLANMASINDA KESME SICAKLIKLARI VE ENERJİ PAYLAŞIMI	155
ŞEKİL HAFIZALI NİTİ ALAŞIMIN MİKRO FREZELENMESİNDE KRİTİK TALAŞ KALINLIĞININ BELİRLENMESİ	166
AISI 1050 ÇELİĞİNİN DELİNMESİNDE KESME PARAMETRELERİNİN MOMENT ÜZERİNDEKİ ETKİSİNİN YAPAY SİNİR AĞLARI YÖNTEMİYLE İNCELENMESİ	177
AKILLI SİSTEM DENETİMLİ CNC FREZELEME İŞLEMLERİNDE İLERLEME OPTİMİZASYONU	189

5th SESSION	202
P20 TAKIM ÇELİĞİNİN KARBONDİOKSİT YARDIMLI TALAŞLI İMALAT PERFORMANSININ DEĞERLENDİRİLMESİ.....	203
POM VE PE POLİMER MALZEMELERİN DELİNMESİNDE YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜ	216
ELMAS KAPLAMALI WC MATKAP İLE CFRP PLAKALARIN DELİNMESİNDE DELİK KALİTESİNİN OPTİMİZASYONU	222
INCONEL 718 SÜPERALAŞIMININ DELİNMESİNDE KRİYOJENİK SOĞUTMANIN KESME PERFORMANSI ÜZERİNE ETKİLERİNİN ARAŞTIRILMASI	231
6th SESSION	244
MATKAP GEOMETRİSİNİN OLUŞTURULMASINDA PARAMETRİK MODELLEME YAKLAŞIMI.....	245
EPOKSİ ESASLI NANOKOMPOZİTLERİN YÜKSEK HIZLI FREZELENMESİNDE MWCNT VE NANO GRAFEN KATKISININ KESME KUVVETLERİ VE YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜNE ETKİLERİ	262
AISI D2 VE AISI 304 ÇELİKLERİNİN TEL ELEKTRO EROZYON İLE İŞLENMESİNDE TEL ELEKTROT ÖZELLİKLERİNİN YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜNE ETKİSİ	270
7th SESSION	278
PARAMETER OPTIMIZATION ON SURFACE ROUGHNESS DURING MILLING OF WOVEN KENAF FIBER REINFORCED EPOXY COMPOSITE	279
AN ARTIFICIAL NEURAL NETWORK BASED POWER PREDICTION MODEL FOR ROUGH CUTTING OF AISI 304	294
INVESTIGATION OF ROUGH MILLING OF Ti6Al4V USING RESPONSE SURFACE METHODOLOGY	312
8th SESSION	326
1.7225 ÇELİĞİNİN DELİNMESİNDE OPTİMUM KESME KENARI RADYÜSÜ VE KESME PARAMETRELERİNİN KESME KUVVETLERİNİN ÖLÇÜLMESİYLE BELİRLENMESİ.....	327
PMD 23 ÇELİĞİN TORNALANMASINDA % 0.15 NANO-MOS2 KATKILI MİNİMUM MİKTARDA YAĞLAMANIN (MMY) PERFORMANSININ İNCELENMESİ	337
ÜÇ BOYUTLU BOŞLUKLU POLİMER KOMPOZİTLERİN DELİNME VE FREZELENME ÖZELLİKLERİNİN İNCELENMESİ.....	349
9th SESSION	361
GEOMETRICAL OPTIMIZATION OF BROACHING TOOLS BY LEVELING THE CUTTING FORCES.....	362
CRYOGENIC ASSISTANCE DURING CFRP DRILLING.....	371
FRICTION ANALYSIS ON ALTIN COATED AND UNCOATED CARBIDE TOOLS IN MILLING OF AL7050	384
THE EFFECT OF SLOWLY VARYING DYNAMICS ON MILLING STABILITY	392

10th SESSION	402
AISI 304 L ÖSTENİTİK PASLANMAZ ÇELİK BORULARIN MANYETİK AŞINDIRICILARLA İŞLEME YÖNTEMİYLE İŞLENEBİLİRLİĞİ	403
MOTOR YAĞ KARTERİ ÜRETİMİNDE ÇAPAK ALMA SÜRECİNİN İYİLEŞTİRİLMESİ AMACIYLA BİR OTOMASYON SİSTEMİNİN GELİŞTİRİLMESİ	418
KARBON FİBER TAKVİYELİ PLASTİK KOMPOZİT VE TİTANYUM MALZEMELERDEN OLUSAN İSTİF PANEL YAPIDA DELİK DELME SİRASINDA TİTANYUM SICAKLIĞINDAKİ DEĞİŞİMİN DELİK KALİTESİNE VE TALAŞ YIĞILMASINA ETKİSİ	429
SERBEST FORM YÜZEYLERİN ELEKTROKİMYASAL İŞLENMESİNDE KAVİTASYON, KISA DEVRE VE OKSİT KATMANI OLUŞUMUNUN DENEYSEL İNCELENMESİ	440
11th SESSION	455
DEVELOPMENT OF A NOVEL MINI DYNAMOMETER: DYNOMARC	456
DESIGN AND DEVELOPMENT OF A GRINDING AND POLISHING MACHINE	465
THE EFFECTS OF NOZZLE POSITIONS IN CRYOGENIC MACHINING OF 316L STAINLESS STEEL	476
12th SESSION	487
YÜKSEK HACİMLİ TALAŞ KALDIRMA İŞLEMİNİN TAKIM ÖMRÜNE ETKİSİ	488
SERTLEŞTİRİLMİŞ AISI 4140 ÇELİĞİNİN TORNALANMASI İŞLEMİNDE KESME PARAMETRELERİNİN VE TAKIM KAPLAMA TİPİNİN SICAKLIK DAĞILIMINA ETKİLERİNİN İNCELENMESİ	498
KARBON FİBER TAKVİYELİ PLASTİKLERİN KURU VE KRIYOJENİK KOŞULDA HELİSEL FREZELENME PERFORMANSININ DENEYSEL ARAŞTIRILMASI.....	511
POSTER PRESENTATIONS	
AISI 1050 ÇELİĞİNİN TORNALANMASINDA FARKLI KESİCİ TAKIM GEOMETRİLERİ VE FARKLI KESME PARAMETRELERİNİN YÜZEY KALİTESİNE ETKİSİ.....	524
AISI S1 TAKIM ÇELİĞİNİN TEL EREZYON İLE İŞLENMESİNDE KESME PARAMETRELERİNİN YÜZEY MORFOLOJİSİNE ETKİSİ.....	536
ALÜMİNYUM 7075 MALZEMESİNİN KİMYASAL İŞLENMESİ CHEMICAL MACHINING OF ALUMINIUM 7075	546

1st SESSION

CHALLENGES FOR INDUSTRIAL ROBOTS TOWARDS MILLING APPLICATIONS

Lutfi Taner Tunc^{a,b}, Omer Faruk Sapmaz^a

*a, Sabanci University Faculty of Engineering and Natural Sciences, Composite Technologies Centre of Excellence,
Istanbul/TURKEY, ttunc@sabanciuniv.edu*

b, Nuclear AMRC, The University of Sheffield, Sheffield/United Kingdom

Abstract

Robotic machining is proposed to be a manufacturing technology alternative to CNC machining to lower the overall costs, especially in large scale part manufacturing industries such as nuclear, aerospace and partially automotive. Opposed to several advantages, industrial robots introduce several major technical challenges. In this paper, the industrial robots are compared to CNC machine tools towards the purpose of machining operations in terms of technical challenges, potential cost savings and the required research to increase the manufacturing readiness level of robotic machining. The effect of industrial robots on machining dynamics is discussed through case studies; the inaccuracies for industrial robots on tool path contouring and potential cost reduction are discussed.

Keywords: Robotic machining, Economical analysis, Milling dynamics, Accuracy

1 Introduction

Large-scale part manufacturing requires large-scale machine tools and as well as heavy-duty part moving between manufacturing units. Thus, the capital investment and operational costs drastically increases [1]. Involvement of low cost industrial robots in the mobile machining context has been proposed for the last two decades to employ “process-to-part” approach. Industrial robots were initially utilized for tasks requiring millimeter level accuracy and repeatability, where the end effector was under almost static loads as in handling, assembly and welding. For the last two decades, industrial robots are proposed to be candidates for machining applications, specifically drilling and milling. However, the flexible links, primitive control systems and programming capabilities are the technical barriers towards the use of industrial robots for milling operations [2].

Considerable amount of research has been carried out to analyze, model and improve both positional accuracy and dynamic stiffness of robots used in mobile machining applications. Most of the literature covers robots in serial arm, where milling stability, kinematic, control, programming and process development are focused. The compliance caused by the bearings and gears are identified to be up to 50% and for large robots even up to 75% [3]. One of the first models to predict the robot deflection, under milling forces, was proposed by Abele et al. [3]. Later, Slavkovic et al. [4] used off-line tool path compensation method to improve positional accuracy in robotic milling. They used cutting force simulations to predict the robot deflection, then used the deflection amount for off-line compensation purposes. It was shown that the robot positional accuracy can be improved through compensation techniques. Dumas et al. [5] introduced a robust and fast procedure to identify the joint stiffness values of a six-revolute serial robot. They considered both translational and rotational displacements of the robot end-effector under machining forces.

Dynamics of robotic milling been investigated by several researchers. In one of the early studies, Pan et al. [6] emphasized the differences between the CNC machine tools and a vertical articulated robot in terms of machining dynamics and pointed out the low frequency modes, asymmetrical dynamics and vibrations along the tool axis. Zaghbani et al applied variable spindle speed strategy for robotic machining system, where vibration and cutting forces are used as the stability criterion.

In the literature it is emphasized that the introduction of industrial robots into the milling applications brings back several challenges, which may be mostly ignored or dealt with simplifications in CNC machining applications. In this paper, such challenges in robotic milling are highlighted as opposed to CNC machine tools. The issues include effect of robotic platforms on milling dynamics as a summary of the previous work based on Tunc and Shaw [9][10] in Section 2 and Section 3. This is followed by the issues on programming and dynamic tool path contouring as discussed in Section 4. Then, the paper is finalized with conclusions.

2 Effects of Robotic Platform on Milling Dynamics

Dynamics and stability of milling operations with industrial robots involves several special cases compared to CNC machine tools due to the significant differences in terms of structural build up and configuration. CNC machine tools are generally configured in axis on axis principal, where massive and rigid structural blocks carry the corresponding axis. However, in robotic milling applications, the milling spindle is attached on to the end effector of the robot, which may be in parallel kinematic or serial arm configuration. In this study, a hexapod type industrial robot is considered as shown in Figure 1. In this section, effects of the hexapod robotic platform on the dynamics and stability of milling is discussed through experimental observations, simulations and cutting tests. Such discussions help the major issues to be identified and addressed in robotic milling. The conclusions include the below issues;

- (i) Asymmetrical tool tip FRF (Frequency Response Function) and feed direction dependent stability due to robotic platform
- (ii) Position dependent tool tip dynamics and stability
- (iii) Dynamic absorber effect of the low frequency modes introduced by the robot
- (iv) Increased effect of cross FRFs

Some of the above issues can be generalized for most of the robotic milling cases, as explained in the rest of this section.

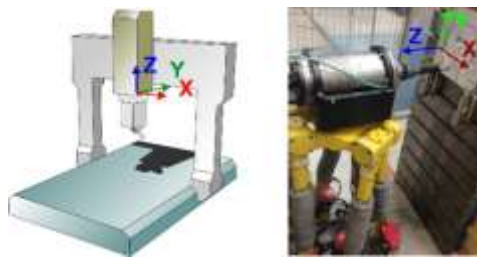
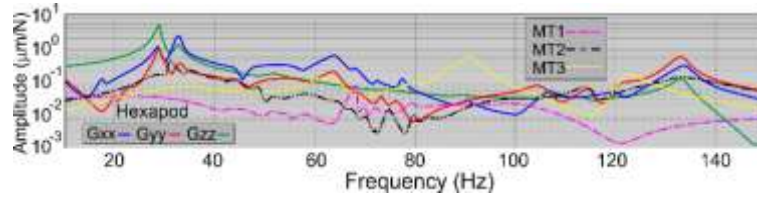


Figure 1: Comparison of CNC milling and robotic milling setup [10].

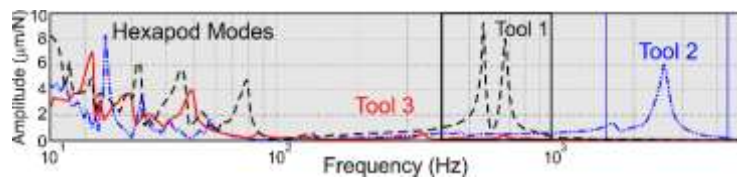
2.1 Experimental observations on dynamics of robotic milling

In the robotic milling configuration studied in this paper, the translational and rotational motion are provided by the joint movements of the six struts fixed to the ground. The spindle axis is horizontally mounted and hence the struts are not subjected to bending moment due to the weight of the spindle assembly. In such a configuration, the robot introduces flexibility along the tool axis and one of the transversal directions of the cutting tool, where the other transversal direction is in line with the axis of the struts.

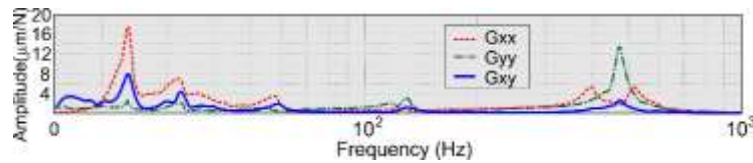
In this paper, the frequency response functions at the tool tip are measured through impact-hammer tests, then the results are discussed. The low frequency modes contributed by the robotic platform are compared with the modes contributed by CNC machine tools and cutting tools as shown in Figure 2. Tool 1 is an inserted 25 mm diameter end mill with two-flutes at 160 mm length. Tool 2 is an inserted flat end mill having integral holder, 16 mm diameter at 141 mm length, whereas Tool 3 is a 65 mm diameter face mill with 140 mm overhang length.



(a) Comparison with CNC machine tool modes



(b) Comparison with cutting tool modes.



(c) Asymmetrical tool tip FRF with cross FRFs

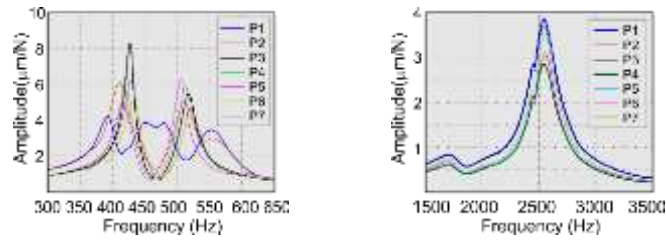
Figure 2: Low frequency modes contributed by the robot [10].

The comparison of the low frequency modes due to the robotic platform with the modes contributed by the CNC machine tools are given in Figure 2a. It is seen that the modes around 20-40 Hz are at least one order of magnitude more flexible than that of the CNCs. Comparison with the cutting tool flexibility (see Figure 2b) shows that the modes contributed by the robotic platforms may be as high as the cutting tool modes and in some cases, such as face milling, the tool may be even much stiffer than the robot. As a result, the robotic milling system has multiple modes at comparable amplitudes, both at low and high frequency ranges. This is an unlikely case for most of the conventional CNC milling systems.

In most of the analytical stability analysis [8] the cross FRFs are mostly ignored and even in some of them the tool tip dynamics may be assumed as symmetrical [8]. However, this may not be a valid assumption for robotic milling as shown in Figure 2c, where the significance of cross FRF, i.e. G_{xy} , can be clearly observed. Around the robot modes the magnitude of G_{xy} is much higher than that of G_{yy} , and half of G_{xx} . As the tool modes are observed, G_{xy} is almost half of G_{xx} . The FRFs along X and Y directions show significantly asymmetrical behavior, as well. The effect of such cases on stability of milling will be further discussed.

Considering that the tool tip FRF is a couple response of robot, spindle, tool holder and the tool, it can be expected that if the dynamics introduced by the robot changes with position, the coupled response would change, as well. Such a position dependent tool tip dynamic may be observed depending on the ratio between the robot modes, which is changing, and the tool modes. In Figure 3a, the tool modes measured at the tool tip show significant variation in terms of both the natural frequency and amplitude, among 7 random positions of the robot. In this tooling case, i.e. Tool 1, the modes contributed by the tool are in the range of 450-500

Hz, which is relatively close to the robot modes. However, in the second case, i.e. Tool 2, the tool modes are at relatively very high frequencies. It is clearly seen that the tool modes do not change significantly. Such a conclusion clearly demonstrates the importance of tooling selection for robotic milling applications.



(a) Variation of Gxx - Tool 1.

(b) Variation of Gxx - Tool 2.

Figure 3: Position dependent tool tip FRF based on tooling [10].

2.2 FEM Simulation of robot dynamics

Following the experimental observations about the effect of robot modes on the tool tip dynamics, the structural modes of the robotic platform are simulated using a finite elements model as described in this section. The components included in the solid model are shown in Figure 4.

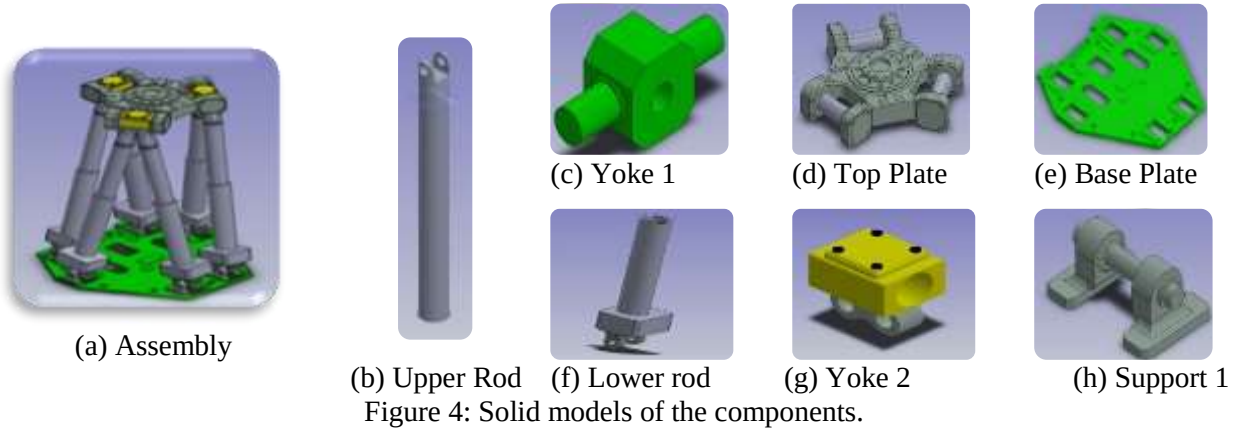


Figure 4: Solid models of the components.

In FEM simulations, four variants of the robotic platform are considered to mimic various real case scenarios, as shown in Figure 5, which are explained as follows. In the first model, the hexapod legs are represented as piston-cylinders, where the upper rod is sliding inside the lower rod. In the second scenario, a mass is attached onto the top plate. In the third model, the legs are represented as lead screw geometry, where the lower rod is sliding inside the upper rod. Finally, in the fourth case, the robot is mounted on a base plate rather than the earth. For each model, the robot's vibration modes are simulated at four different positions and the variation of the natural frequencies are observed.

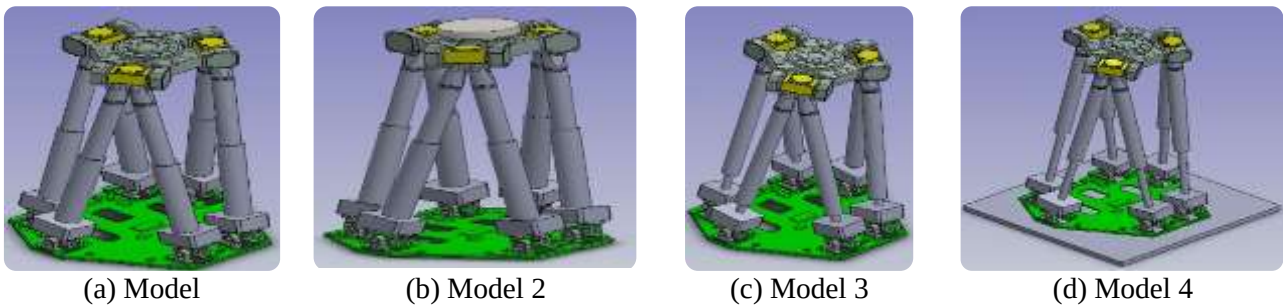


Figure 5: Model variants of the robotic assembly.

2.2.1 Simulation results and verification

The simulations are performed for the first 6 modes of the robotic platform, counted in X, Y and Z directions. Then, the directions are decided by observing the mode shapes. The variation of the modal frequencies are plotted in Figure 6, for the minimum height, i.e. the stiffest position, of the robot.

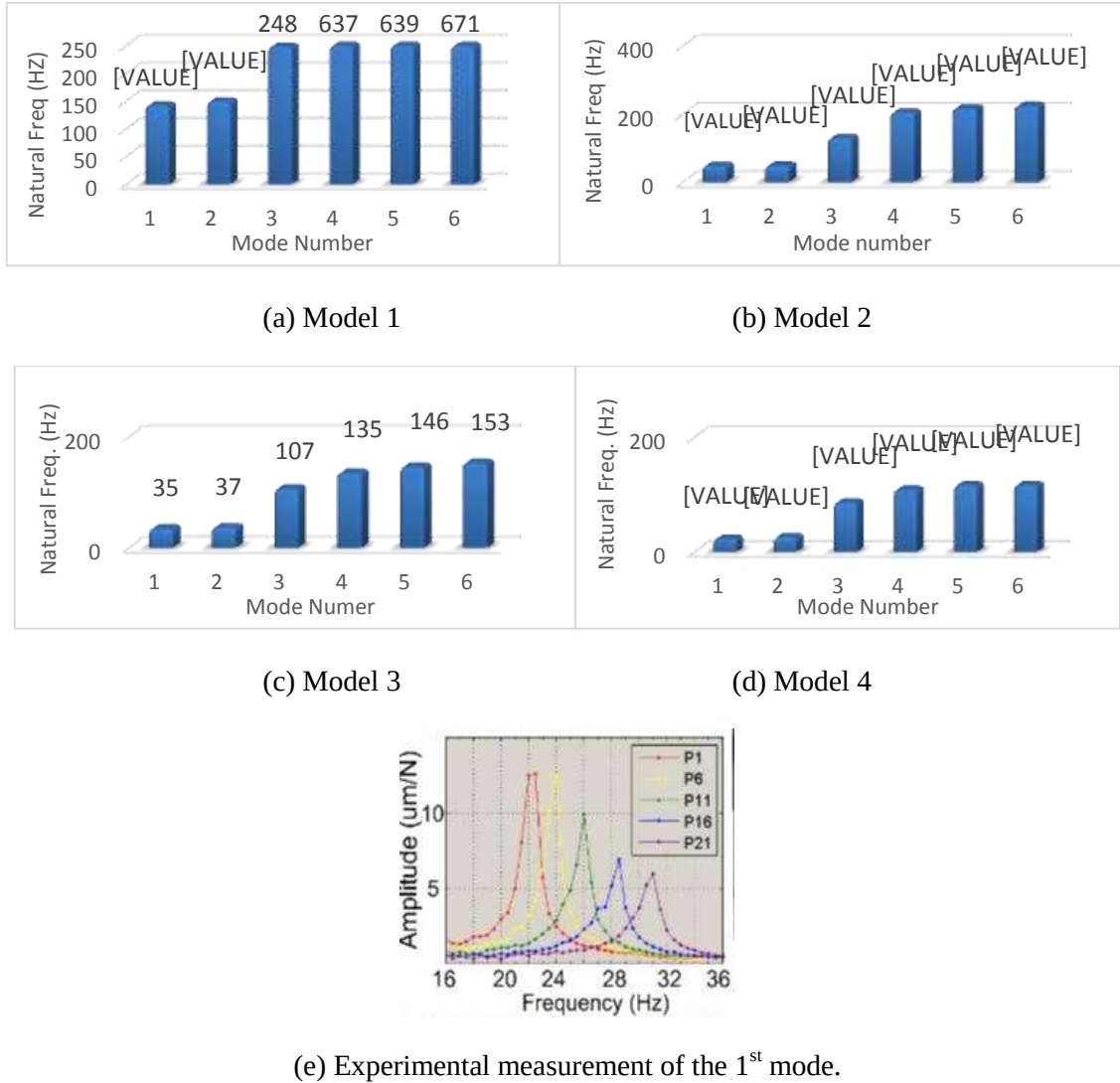


Figure 6: Simulated Low frequency modes contributed by the robotic platform.

In Figure 6a, it is seen that the first 2 modes, which are due to the X and Z directions are around 142 and 149 Hz. Then, the torsional mode is observed around 248 Hz. A similar distribution is observed when a heavy mass is added onto the robot top plate, where the modal frequencies decreased significantly with the effect of the attached mass. Such a comparison clearly emphasizes the importance of the interaction between the robotic platform and the other components such as spindle. In Model 3 and Model 4, the robot modes are simulated for the longest and shortest reach of the hexapod robot in Y direction. Comparison of Figure 6c and Figure 6d, shows that the modal frequencies significantly decrease with the increasing height of the robot. At the shortest and longest reach of the robot, the bending mode is around 35 Hz, and 25 Hz, respectively. Similar trend is seen in the measurement of the first mode along X direction, which changes from 32 Hz to 22 Hz.

3 Stability of Robotic Milling

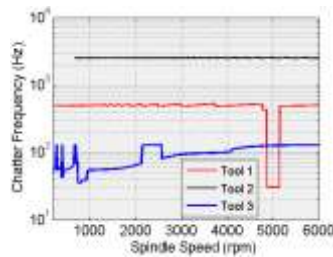
In the previous section, it was well demonstrated that the structural modes of the robot may significantly affect the tool tip in various aspects. Such an interaction would obviously change the stability behavior of the milling process. In this section, such affects are discussed through stability simulations and some experimental verifications. The cases for position dependent stability, asymmetrical tool tip FRF and hence the feed direction effect and the variation of stability limits with the inclusion of cross FRFs are demonstrated.

	Tool No	Milling Mode	Radial Immersion
Case 1	Tool 1	Down	40%
Case 2	Tool 1	Down	30%
Case 3	Tool 2	Down	50%

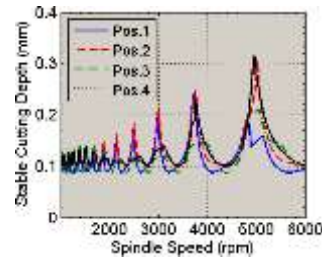
Table 1: Simulation cases to investigate position dependant stability.

3.1 Tooling and Position dependent stability

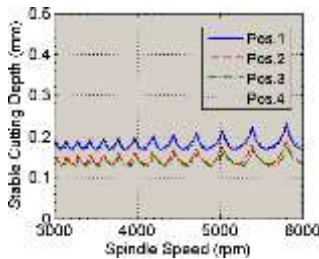
The interaction between the cutting tool modes and the robot modes is important to identify the component governing chatter at a given spindle speed, which changes the excitation frequency and hence the vibrating component may vary. For a representative, half immersion, down milling case, the variation of the chatter frequencies with spindle speed, for three cutting tool configurations, is shown in Figure 7a. As Tool 1 is considered, the chatter mode shifts to robot mode for a very short range of spindle speeds around 5000 rpm. For Tool 2, the chatter frequency is always around the tool mode. The chatter frequencies simulated for Tool 3 is always around the robot or spindle modes, i.e. low frequency modes. Thus, it can be concluded that tooling is critically important for robotic milling applications.



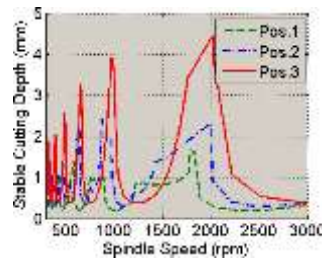
(a) Chatter mode variation



(b) Tool 1



(c) Tool 2



(d) Tool 3

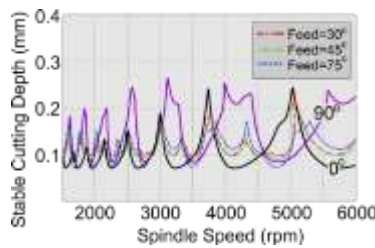
Figure 7: Position and tool dependent stability diagrams in robotic milling [9].

The position dependent stability for these specific tools are also plotted in Figure 7b, Figure 7c and Figure 7d, respectively. In general, it is observed that as the tool dynamics is affected by the interaction with the robotic platform, it becomes more position dependent. For instance, the stability diagram of Tool 3 shows

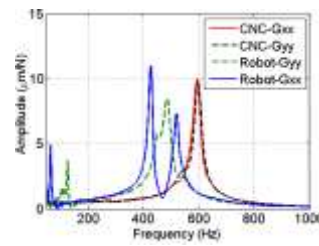
significant variations both in terms of the spindle speed and stability limits. However, for the case of Tool 1 and Tool 2, the variation is not that drastic, i.e. at least some common stability regions can be identified.

3.2 Feed direction effects on stability diagrams

The robotic platform introduces asymmetric compliance in x and y directions of the cutting tool, which causes the tool tip FRF to become asymmetrical. In milling stability analysis [8], the feed direction is considered along with the x direction and the cross feed direction is in y direction. Considering that the stability limits depend on the FRFs in both directions, it would be expected, for asymmetrical systems, that the feed rate direction to affect the stability limits and pockets. For a representative half immersion case, the effect of feed direction on the stability diagrams is demonstrated in Figure 8a, where the feed direction is varied at 0, 30, 45, 75 and 90 degrees. The change of stability limits with respect to spindle speed is clearly seen. This case is specific to robotic milling as the tool tip FRF is mostly symmetrical for CNC machine tools as compared in Figure 8b.



(a) Effect of feed direction



(b) Comparison of tool tip FRF

Figure 8: Feed direction dependant stability diagrams in robotic milling [9].

In the robotic milling case, the tool tip FRF measured in x and y directions are asymmetric in terms of natural frequency, number of modes and amplitude. However, FRF in x and y directions are almost the same when the same tool is attached on a CNC machine tool. Such an observation is important for utilization of robotic milling as it is clear that the chatter-free material removal will depend on the feed direction and hence on the selected tool path pattern, which is not the case in CNC machine tools.

3.3 Effect of amplified Cross FRFs

In most of the stability analysis, the cross FRFs are ignored for simplicity and as they are usually insignificant [8]. However, the flexible kinematic chain of industrial robots may introduce cross FRFs under some conditions, which may affect stability diagrams. In this section, the effect of significant cross FRFs on the stability diagrams is demonstrated through simulations. For a face milling type of operation, the direct and cross FRFs are plotted in Figure 9a. The amplitude of the cross FRF is about 50% of G_{xx} and 25% of G_{yy} . The effect of the cross FRF on milling stability for a slotting case is demonstrated in Figure 9b. The corresponding stability diagram shows that when the cross-transfer function is considered in the stability solution, substantial increase is observed in the stability limits.

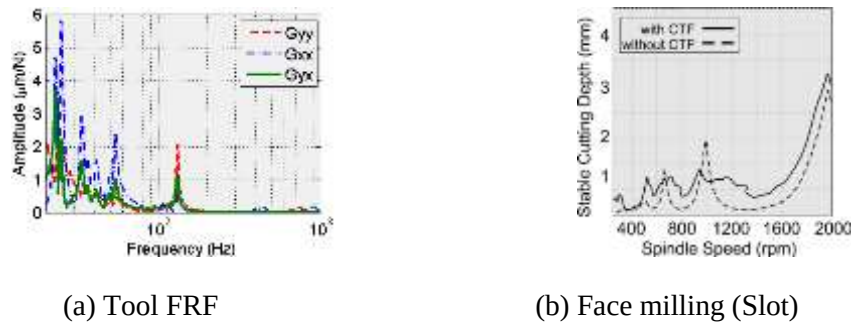


Figure 9: Effect of cross transfer function on stability diagrams [9].

3.4 Representative Experiments

The observations performed in dynamics and stability of robotic milling compared to the CNC machining, is experimentally discussed for representative cases in this section, the experiment conditions are given in Table 1. The cutting tests are conducted on AL7075-T6, having coefficients are $K_{tc}=800$ MPa, $K_{rc}=300$ MPa. Test 1 and Test 2 are conducted to assess the effect of machining location and feed direction on stability. Test 3 is done to observe the effect of tooling on stability of robotic milling, where in Test 4 the effect of cross FRF is demonstrated. In the tests, vibration and sound during the tests are measured to assess stability.

	Tool No	Radial Depth	Cut Type	Feed Direction
Test 1	Tool 1	Half	Down	x
Test 2	Tool 1	Half	Down	y
Test 3	Tool 2	Half	Down	x
Test 4	Tool 1	Quarter	Up	x

Table 1: Experiment cases.

In Test 1, Test 2 and Test3, the stability diagrams are simulated by CutPro ©, where cross FRF is ignored. In Test 4, the stability diagrams are simulated by introducing CTF to the stability solution [8] and eigenvalue is solved numerically. The simulated stability diagrams and experimental results are plotted in Figure 10.

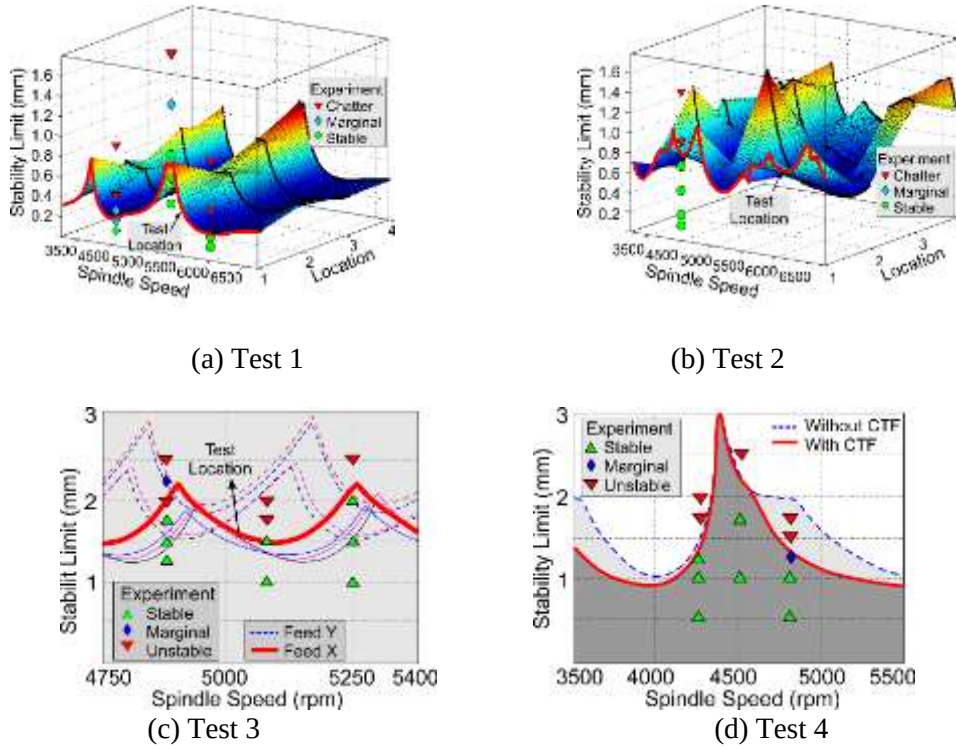


Figure 10: Stability tests [9].

In Figure 10a, it is observed that the stability diagrams do not vary significantly with position when the feed is in the x direction. However, in Test 2, where the feed direction is along y direction, the stability diagrams are changing with robot position, significantly as plotted in Figure 10b. The absolute stability limit and stability lobes shift according to the machining location and feed direction. Such observations are verified through experiments, where a good agreement is observed.

The stability diagrams for Test 3 are calculated using the FRFs measured at four machining locations for feed direction x and y (see Figure 10c). It can be seen that the stability diagrams do not vary much even the feed direction is in y, contrary to Test 2. Besides, the absolute stability limit is significantly higher than that of Tool 1. So, it can be said that milling with Tool 2 in feed y direction would lead to higher chatter-free cutting depth with less variation according to the feed direction and machining location. This observation significantly emphasizes the importance of tooling in robotic milling applications. In Test 4, the stability diagrams are calculated with and without the cross FRFs. As seen in Figure 10d, there is a significant difference in stability diagrams, which is experimentally verified.

4 Toolpath Contouring Accuracy and Programming

Industrial robots are known with their low positioning accuracies. However, in most of the cases, robot manufacturers provide the point-to-point motion repeatability of robots rather than the dynamic tool path contouring accuracy. Thus, in general, the contouring accuracy of industrial robots are not well-known. It is also important to keep a level of accuracy in the actual feed rate. Considering that the cutting forces, chip formation and other mechanical effects strictly depend on the feed motion, the fluctuations in the feed rate throughout the tool path will cause several deficiencies such as random cutting forces, uneven chip formation, unpredictable deflections etc. (see Figure 11). Thus, it is important to assess both dynamic tool path contouring and feed rate accuracy of industrial robots. In this section, such issues are experimentally observed together with the programming capabilities of the robotic platform.



Figure 11: Effect of feed rate fluctuations on chip formation and cutting forces.

4.1 Experimental setup and test conditions

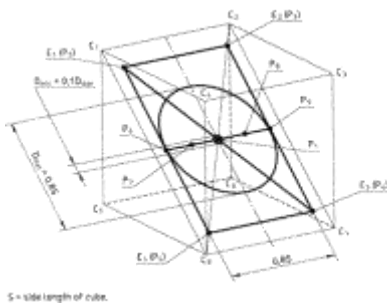
The dynamic measurement of the end effector is measured by attaching a spherical measurement reflector (SMR) on the tip of the robot. Thus, the measurements are performed in air cutting conditions, i.e. there is not any cutting forces acting on the robot. Leica AT901 laser tracker (see Figure 12a) is used for position measurements, which can provide data out at a rate of 1000 Hz, which is enough to dynamically track the robot position throughout a tool path. The tool path types are designed according to the ISO 9283:1998 Preview Manipulating industrial robots -- Performance criteria and related test methods [11]. According to the named standards, a prismatic working envelope is defined considering the reach of the robot (see Figure 12c and Figure 12c). Then, circular, linear and spline type of paths are defined in the diagonal plane of the prismatic envelope. The circular tool paths are performed at different radii values to assess the control bandwidth.



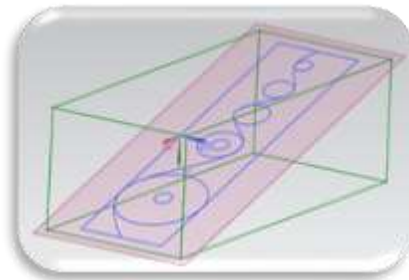
(a) Leica AT901 laser tracker



(b) Robot with SMR attached



(c) ISO 9283 standard



(d) the tool paths designed for the test

Figure 12: Experimental setup and test tool path types.

4.2 Programming Issues

Industrial robots do not provide as sophisticated programming functions as CNC machine tools. In general, two motion times can be defined, i.e. Linear and Circular, as shown in Figure 13. In linear motions, there is a look ahead function for only four consecutive points, this limits the contouring capability of the robot

especially for densely created tool paths. The motion accuracy for linear motion segments are set by FINE and CNT options. When FINE option is set, the robot stops at every tool path point (see Figure 13a), which is not suitable for machining applications. When CNT option is used, the number between 0 and 100 following CNT sets the accuracy level. Similarly, CNT 0 setting stops every tool path point and as it is increased towards CNT 100, the tool path contouring accuracy is relaxed. However, the effect of such a setting for a densely packed point cloud along a tool path is not known. The experimental analysis aims to assess the trade-off between CNT setting and the tool path contouring performance specifically in milling tool paths. In circular tool path commands, the robot cannot complete a full circle in one command, thus the circular path motion commands are divided into two equal segments. The robot control does not provide any B-Spline interpolator.

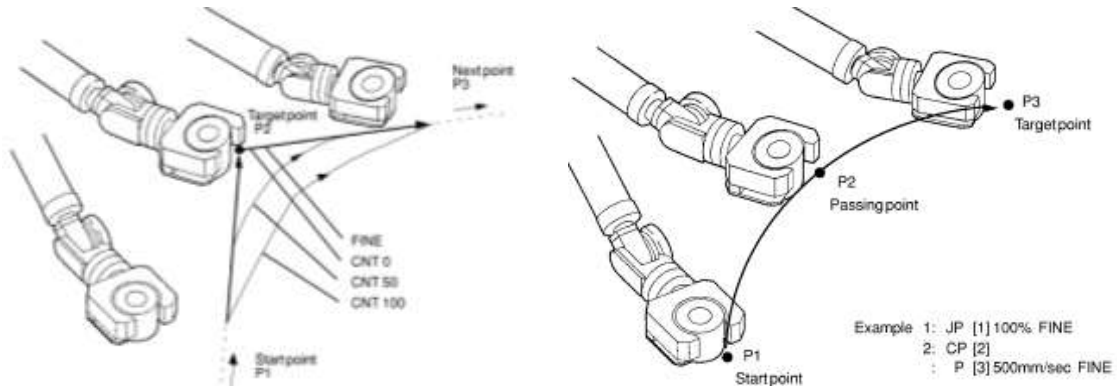
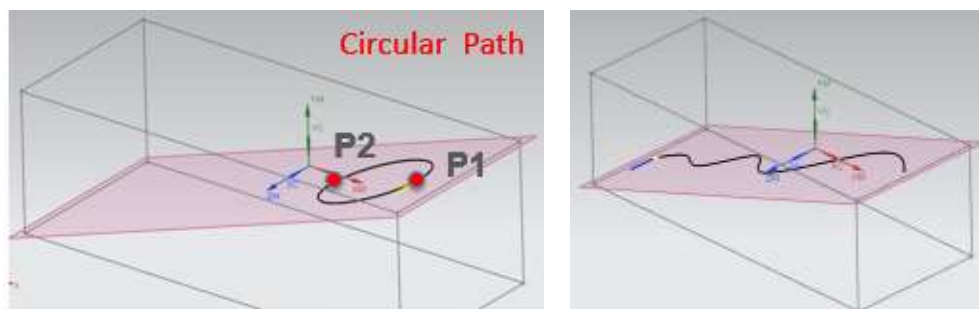


Figure 13: Motion types and settings for the robot [12].

4.3 Contouring accuracy

The circular and B-spline type paths are shown in Figure 14a and Figure 14b. The circular tool paths have 3 segments, linear (from P0 to P1), circle half-1 (P1 to P2) and circle half-2 (P2 to P1). A linear segment is added in front of the circular path to assess the feed rate response and hence the control bandwidth of the robot, as well. This further explained in the next section. B-Spline path is designed in a such a way that it has varying radius of curvature along the tool path. The tests are performed at gradually increasing feed rate values, and at different accuracy settings for the B-Spline path.



(a) Circular path sections

(b) B-spline path

Figure 14: The circular and B-spline paths designed for the tests.

The tool path contouring error for 75mm diameter and 30 mm diameter circles are shown in Figure 15a and Figure 15b, respectively. It is seen that the contouring accuracy, while running around a 75-mm circle, is mostly less than 0.1mm when the feed rate is 3000mm/min, which increases to 0.2 and 0.7 at feed rates of 6000 mm/min and 12000 mm/min, respectively. As the diameter is decreased down to 30 mm, the contouring error increases significantly from 0.5 mm to 2 mm at increasing feed rate values. Such a result shows that the robot's relatively low control bandwidth limits the path contouring accuracy at lower circle

diameters, which is further discussed in the next section. Another observation in Figure 15b, is that the contouring accuracy is not the same while the robot is contouring from P1 to P2 and from P2 to P1. The fundamental reason for such a difference is thought to be due to the gravitational effect. From P1 to P2, the robot is acting with the gravitational force, however from P2 back to P1, the robot is moving against the gravitational force, which may be a factor to increase the accuracy by decreasing the inertial overshoots.

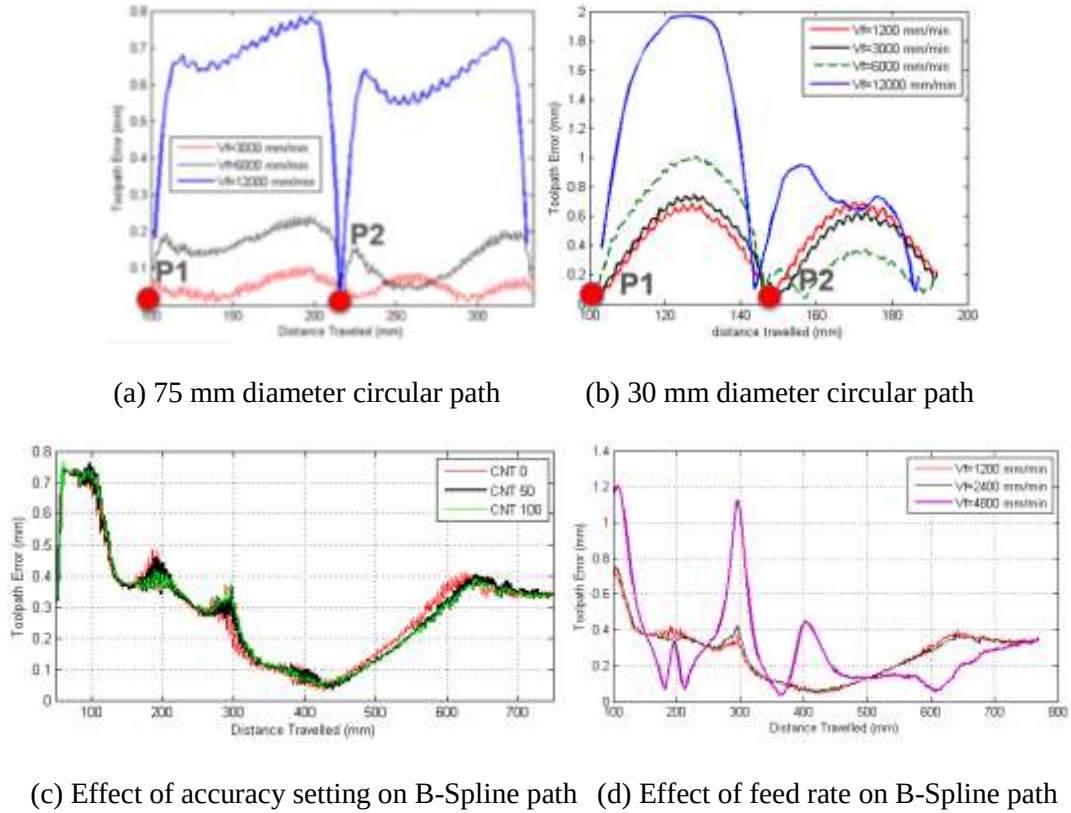


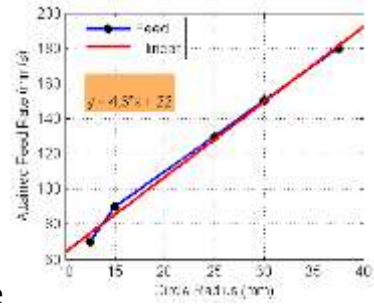
Figure 15: Tool path contouring accuracy.

The tool path contouring error for B-spline type of path at varying feed rate values and accuracy settings, is shown in Figure 15c and Figure 15d, respectively. In Figure 15c, it is seen that, the accuracy setting does not have any significant effect on the tool path contouring error along a densely packed tool path. Thus, at the programming phase, the most relaxed setting, i.e. CNT 100, would be more beneficial in terms of the dynamic feed rate response of the system, as briefly emphasized in the next section. As the feed rate is increase gradually from 1200 mm/min to 4800 mm/min the tool path contouring error increases significantly. Considering the level of feed rate at which there is jump in the tool path error, it can be said that the robot is not suitable for high speed machining strategies, where relatively high feed rate values are utilized.

4.4 Feed rate response

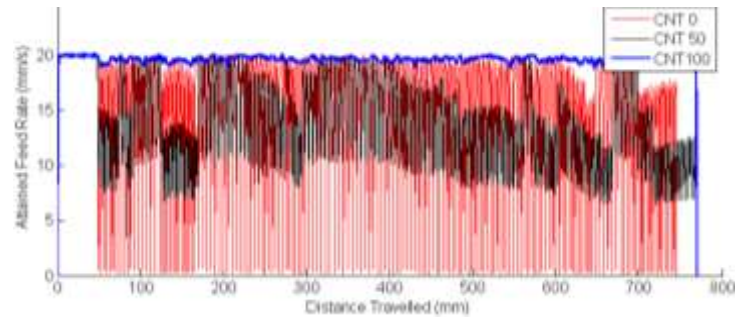
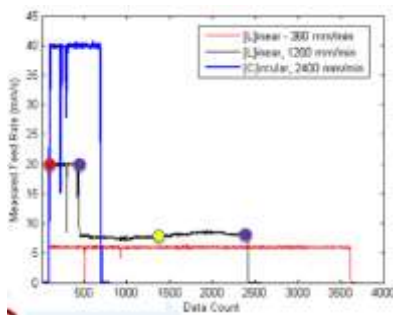
The accuracy of the attained feed rate is another important factor to properly perform the desired milling operation. It is also good to know the dynamic feed rate response and the bandwidth of the robot for proper programming purposes. Assuming that the robot is able to turn around a circle at a maximum angular

velocity, ω , the maximum attainable linear feed rate, F , will change with the radius of curvature, r , on the



tool path as express below; (also see

(a) Angular velocity (b) Programmed – attained feed (c) Circle radius – attained feed fit

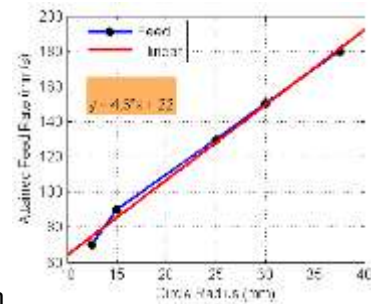


(d) Interpolation type in circular path (e) Accuracy setting vs feed profile

Figure 16a).

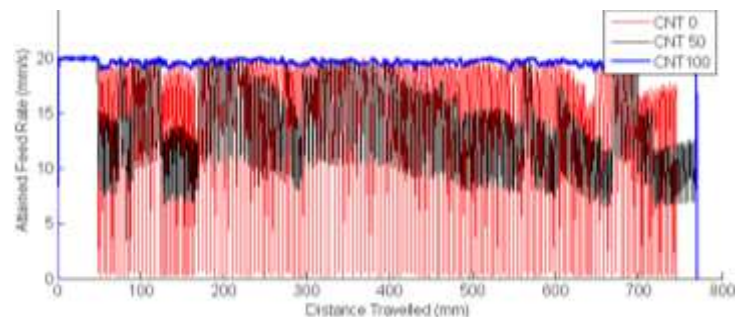
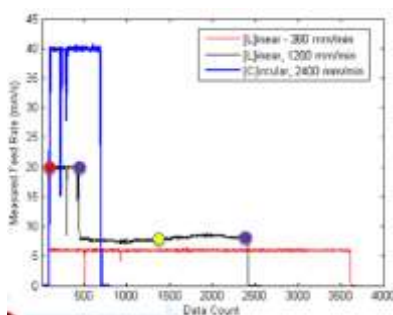
$$\text{feed} = \omega(\text{rad}) \times r(\text{radius}) \quad (1)$$

In this study, the feed rate response of the robotic platform is assessed by running the same tool path at gradually increasing feed rate values and observing the attained feed rate. Then, the programmed feed rate is plotted against the attained feed rate. At each circle radius, the feed rate value at which the attained feed rate



diverges from the programmed feed rate is identified as shown in

(a) Angular velocity (b) Programmed – attained feed (c) Circle radius – attained feed fit



(d) Interpolation type in circular path (e) Accuracy setting vs feed profile

Figure 16b. Then, the variation of the attainable feed rate is plotted against the circle radius to identify the

control bandwidth for milling applications. It is given in

(a) Angular velocity (b) Programmed – attained feed (c) Circle radius – attained feed fit

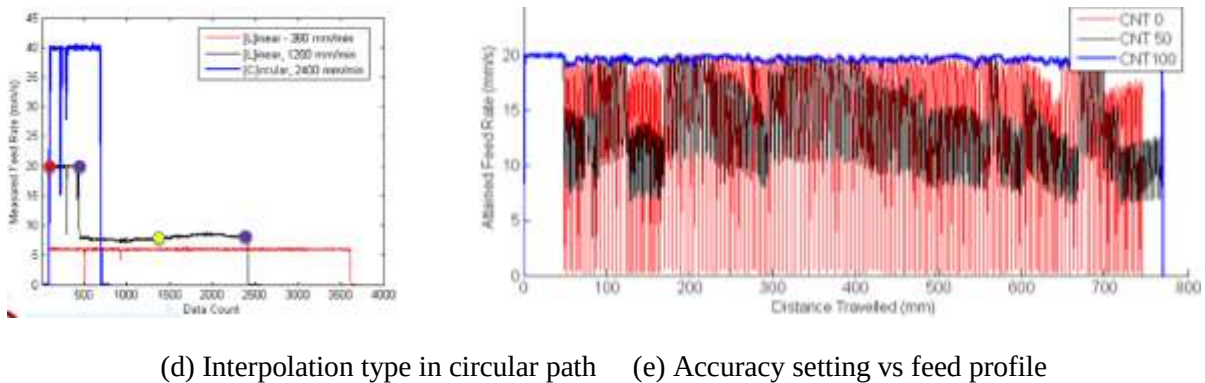


Figure 16c that, the linear regression line, of the circle radius and the attained feed rate, has a slope of 4.3, which can be used to calculate the maximum linear feed rate to be set to run a circular path.

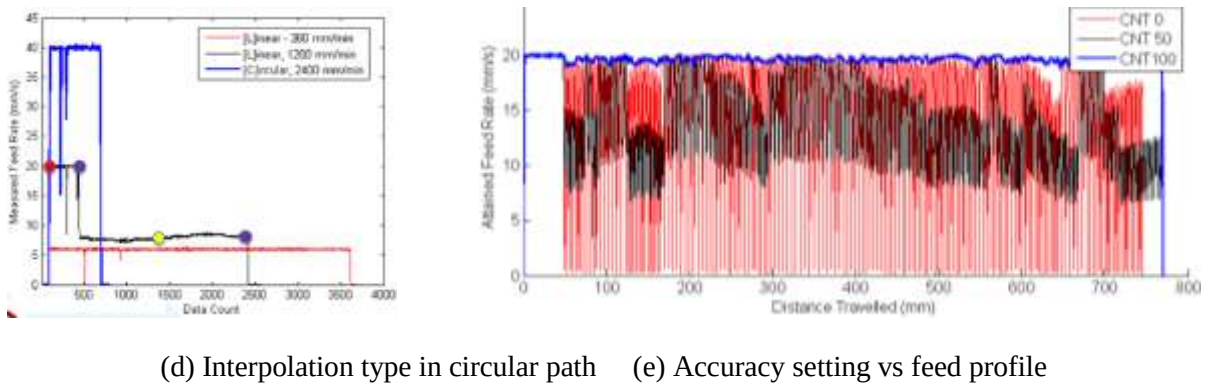
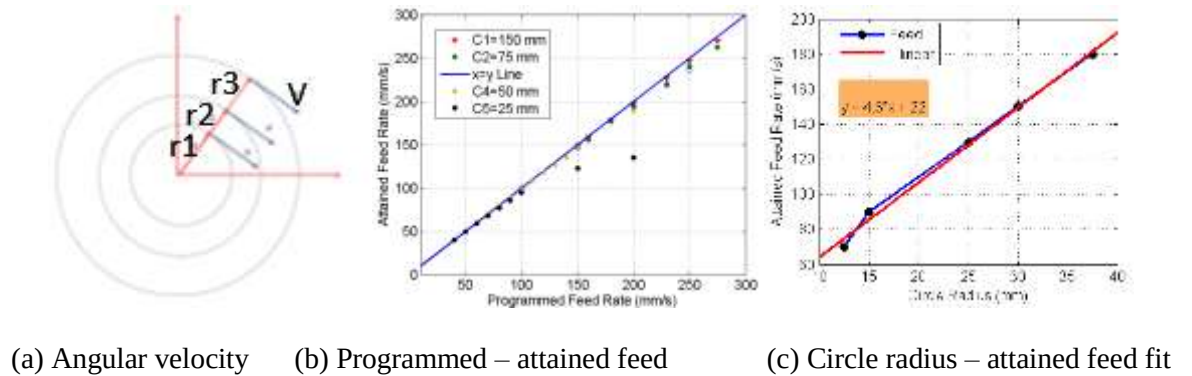


Figure 16: Analysis of the dynamic feed rate response of the robotic platform.

Similar to CNC machine tools, circular tool path can be contoured by either linear interpolation or circular interpolation. It is also important to know which type to use. The effect of interpolation type on contouring a

circular path of 75 mm diameter is demonstrated in

- (a) Angular velocity (b) Programmed – attained feed (c) Circle radius – attained feed fit

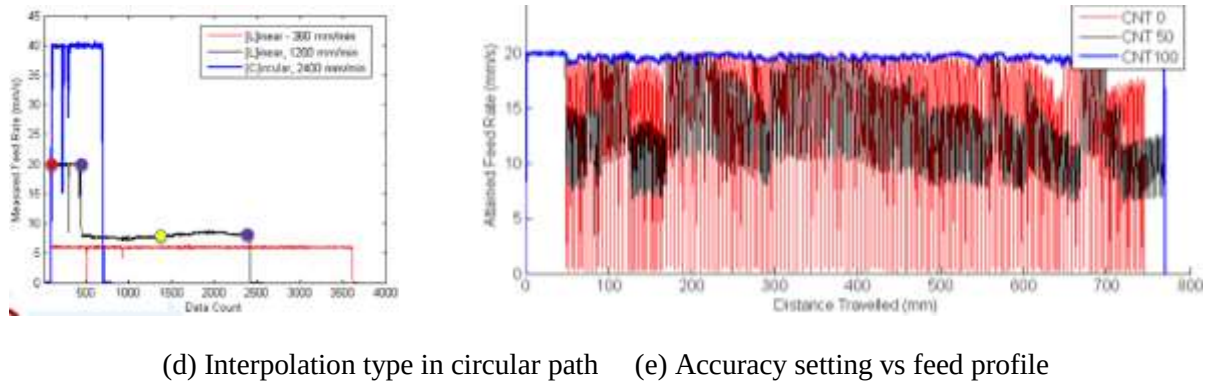


Figure 16d, where it is seen that, when linear interpolation is used to contour the circle, the maximum attainable feed rate is limited to 360 m/min. However, when circular interpolation is used, even 2400

mm/min of feed rate can be attained compatible with

- (a) Angular velocity (b) Programmed – attained feed (c) Circle radius – attained feed fit

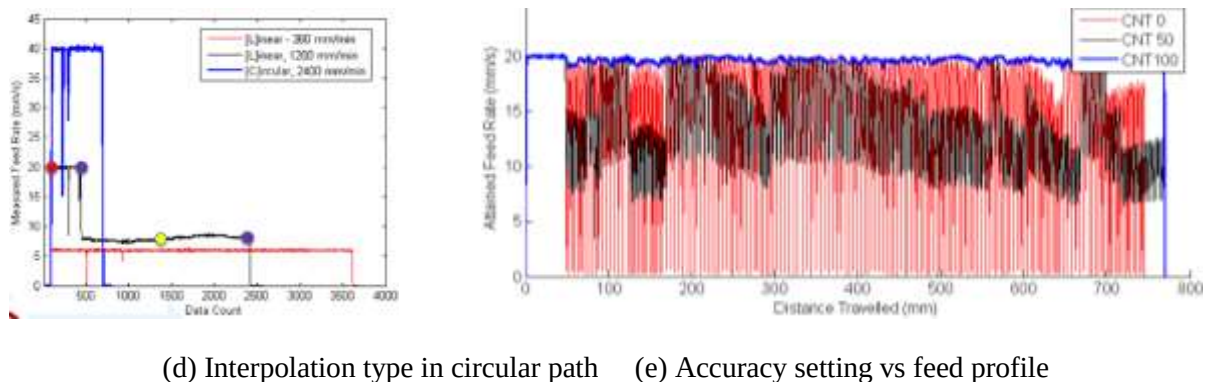
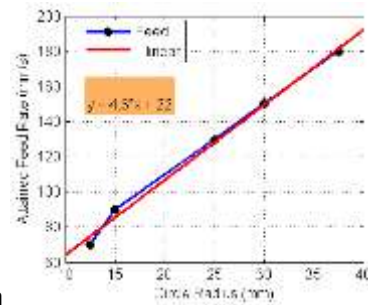


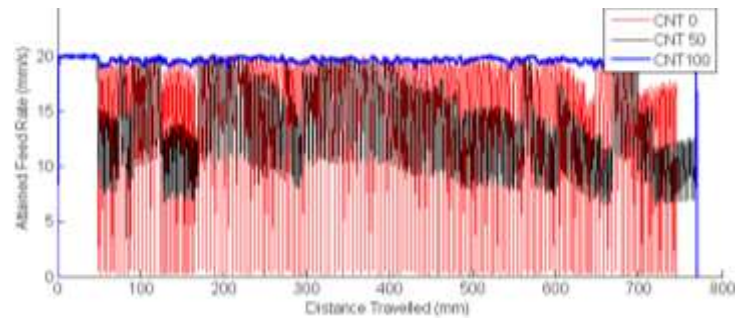
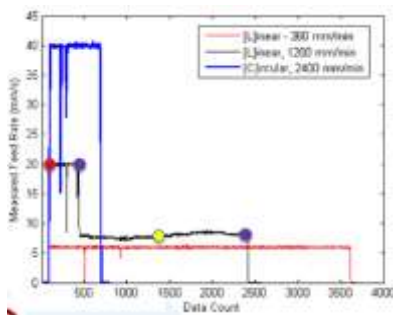
Figure 16c.

In Section 4.3, it was mentioned that the accuracy setting, i.e. CNT option, does not affect the tool path contouring accuracy. However, as its effect on the feed profile a significant difference can be observed as



shown in

(a) Angular velocity (b) Programmed – attained feed (c) Circle radius – attained feed fit



(d) Interpolation type in circular path (e) Accuracy setting vs feed profile

Figure 16e. When CNT 0 is set as the accuracy level, the feed profile is bouncing back and forth between the set feed and 0. As the accuracy setting is relaxed towards CNT 50 and CNT 100, the feed profile becomes even stable. Thus, considering both path contouring accuracy and feed rate issues, the linear interpolation of B-spline type paths should be performed using the CNT 100 option.

5 Conclusions

In this paper, the challenges introduced by the flexible structure and simple control system of the robotic platforms, introduced to robotic milling applications, have been summarized as opposed to CNC machine tools. The main issues include i.e. specific issues in process dynamics, effects on milling stability, tool path contouring and feed rate response. It is discussed that most of the simplifications, assumptions and ignore points in CNC machining become valid when robotic milling is considered. The effect of low frequency modes on the governing modes of stability are highlighted. Depending on the interaction between the low frequency modes and the tool modes, the tool tip FRF may become position dependent and asymmetrical. Apart from this, the cross FRFs become significant due to the flexible and complex kinematic chain of the robots, which affects stability issues significantly. Selection of the cutting tool is also another issue for increased stability in robotic milling as summarized in this paper. It is shown that the position dependency may be decreased based on the selected tool.

The programming issues have been discussed for circular and B-Spline type of tool paths. The effects of interpolation type and accuracy settings on robot motion are discussed and preferable conditions have been highlighted. It was found out that the accuracy setting, i.e. CNT option, does not affect the tool path contouring accuracy for densely discretized B-spline paths but significantly affects the dynamic feed rate response. Use of the CNT 100 option leads to much stable feed rate response, which is very important for proper milling process. In some cases, the gravitational forces may hinder the tool path contouring accuracy, which should be considered in feed rate planning for robotic milling.

6 Acknowledgements

The authors gratefully acknowledge the support of ESPRC, The University of Manchester and The University of Sheffield under NNUMAN Programme with grant number EP/J021172/1. The authors acknowledge the support of the Erasmus Internship Mobility Programme, as well.

7 References

- [1] Uriarte L., Zatarain M., Axinte D., Yague-Fabra J., Ihlenfeldt S., Eguia J., Olarra A. 2013. "Machine Tools for Large Parts", *CIRP Annals*, Cilt:62, pp.731-750.
- [2] Zhang, H., Wang, J., Zhang, G., Gan, Z., Pan, Z., Cui, H., & Zhu, Z. 2005. "Machining with flexible manipulator: toward improving robotic machining performance", *Advanced Intelligent Mechatronics. Proceedings*, pp. 1127-1132.
- [3] Abele E., Weigold M., RothenBücher S., 2007. "Modelling and Identification of an Industrial Robot for Machining Applications", *CIRP Annals*, Cilt:56, pp.387-390.
- [4] Slavkovic, N. R., Milutinovic, D.S., Glavonjic, M.M., 2014. "A method for off-line compensation of cutting force-induced errors in robotic machining by tool path modification", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Cilt:70, pp.2083-2096.
- [5] Dumas C., Caro, S., Garnier, S., and Furet, B., 2011, Joint Stiffness identification of six-revolute industrial serial robots, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, Vol: 27, pp.881-888.
- [6] Pan Z., Zhang H., Zhu Z., Wang J., 2006. "Chatter Analysis of Robotic Machining Process, *Journal of Materials Processing Technology*", Cilt:173, pp.301-309.
- [7] Zaghbani I., Songmene V., Bonev I., 2013. "An Experimental Study on the Vibration Response of a Robotic Machining System", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, Cilt:227, Sayı:6, pp.866-880.

- [8] Budak E., 2006. “Analytical Models for High Performance Milling, Part II: Process Dynamics and Stability”, International Journal of Machine Tool & Manufacture, p.1489-1499.
- [9] Tunc, L. T., & Shaw, J., 2016. “Investigation of the effects of Stewart platform-type industrial robot on stability of robotic milling” The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Cilt:87 pp.189-199.
- [10] Tunc, L. T., & Shaw, J., 2016. Experimental study on investigation of dynamics of hexapod robot for mobile machining” The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Cilt:84, pp.817-830.
- [11] ISO 9283:1998 Preview Manipulating industrial robots -- Performance criteria and related test methods.
- [12] FANUC, 2002, FANUC Robot series R-30iA Handling Tool, Operator’s Manual, User Manual, FANUC LTD.

ULTRA PRECISION MACHINING OF SILICON WITH CHAMFERED SINGLE CRYSTAL DIAMOND TOOLS

Yiğit Karpat^{1,2,3}

¹*Bilkent University, Department of Industrial Engineering, ykarpat@bilkent.edu.tr*

²*Bilkent University, Department of Mechanical Engineering, ykarpat@bilkent.edu.tr*

³*UNAM Institute of Materials Science, Bilkent University*

Abstract

Machining of silicon is difficult due to its brittle nature. Single crystal diamond tools with sharp edge and large negative rake angle are used to increase the hydrostatic pressure at the cutting zone so that silicon goes through a phase transformation allowing ductile mode machining of silicon. In this study, performances of a chamfered single crystal diamond tool having zero rake angle compared to a conventional -25° rake angle single crystal diamond tool with no chamfer were investigated considering both rough and finish turning cases. Surface roughness of the machined surface and tool wear has been observed as process outputs. The results indicate the complex interplay between tool geometry and process parameters in order to obtain optical quality surfaces.

Keywords: Ultra precision machining, silicon, tool wear, surface roughness

1 Introduction

Precision machining of brittle materials using diamond tools have received a great deal of attention over the past two decades. Unlike grinding and polishing, defined cutting geometry of diamond tools allows for machining aspherical or freeform surfaces with high quality. The issue of surface integrity as a result of machining is also a concern in diamond machining of silicon where a damaged subsurface layer may form and negatively affect the mechanical and optical properties of the products. The selection of machining parameters including diamond tool geometry is important to minimize the subsurface damage. In this study, silicon samples with rough initial surfaces were machined under the same conditions by using two different diamond tool geometries. The resulting surface quality and tool wear is investigated.

An important concept in machining of brittle materials is the ductile-mode machining which is explained in Figure 1 [1] in terms of process parameters. In ductile-mode machining, feed and depth of cut must be carefully selected so that cracks occurring along the cutting edge do not reach the machined surface. A high hydrostatic pressure around the tool tip must also be obtained so that silicon goes through a phase transformation and acts like a ductile material during chip formation. Blackley and Scattergood [1] coined the term “critical uncut chip thickness” beyond which microcracks formed under the cutting edge reaches the machined surface and cannot be machined away in the current machining pass. Selection of feed directly affects the critical uncut chip thickness value as shown in Figure 1.

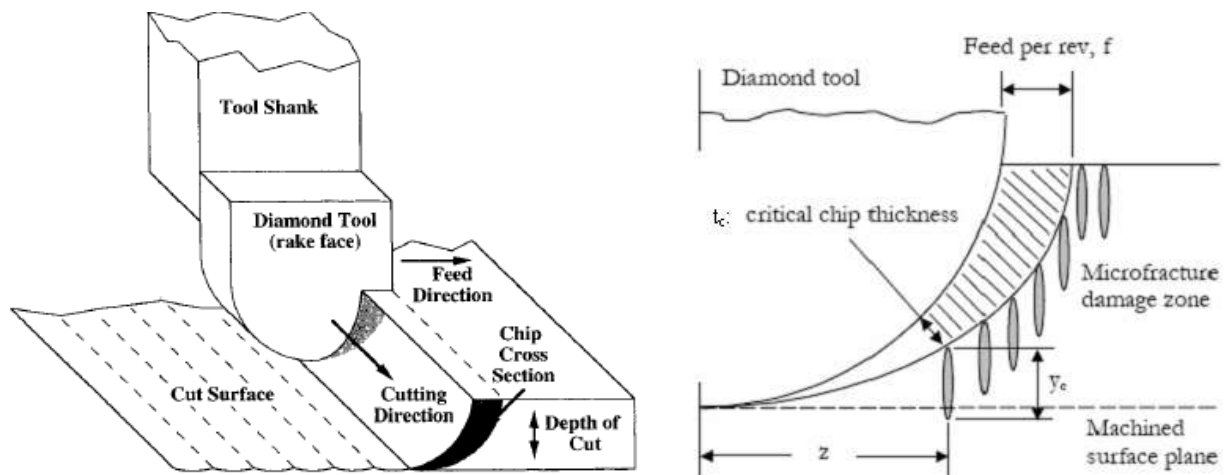


Figure 1: Ductile mode machining of brittle materials [1].

Figure 2a represents the resultant force acting on machined surface which creates regions of compression and tension. Figure 2b shows the detail of the chip formation process where there is a round cutting edge together with a large negative rake angle. It is necessary to increase the hydrostatic pressure at the cutting zone so that

semi conducting silicon goes through a phase transformation known as High Pressure Phase Transformation (HPPT) [2]. According to Gilman [3], high compressive stresses increase the angle among covalent bonding and hence close the energy gap between valence atoms. As a result, silicon represents ductile behavior such as a metal. This behavior of semi conductor material is also known as Herzfeld-Mott transition [2, 3]. Figure 2b shows the events during silicon machining. The cutting edge exerts high pressure causing the material to go through a phase transformation. As a result of metallization, plastic flow is realized around the cutting edge. As the tool moves forward, a rapid unloading on the surface takes place and the metallic phase transforms into the amorphous phase. There may also be dislocations underneath the amorphous layer however its thickness was shown to be independent on the machining conditions [4].

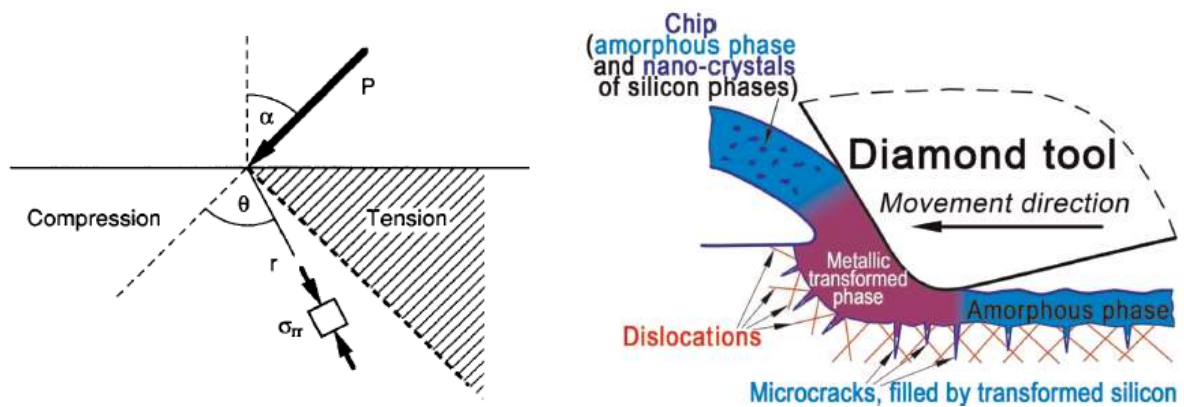


Figure 2: Mechanics of ductile mode machining [2, 5].

Machinability of the silicon changes depending on the crystal orientation. Machining conditions must be set based on fracture toughness which is also a function of crystal direction. An acceptable surface quality on the whole surface can be obtained by considering low fracture toughness regions. Figure 3 shows the four fold low fracture toughness directions for a silicon sample having (100) surface orientation [5].

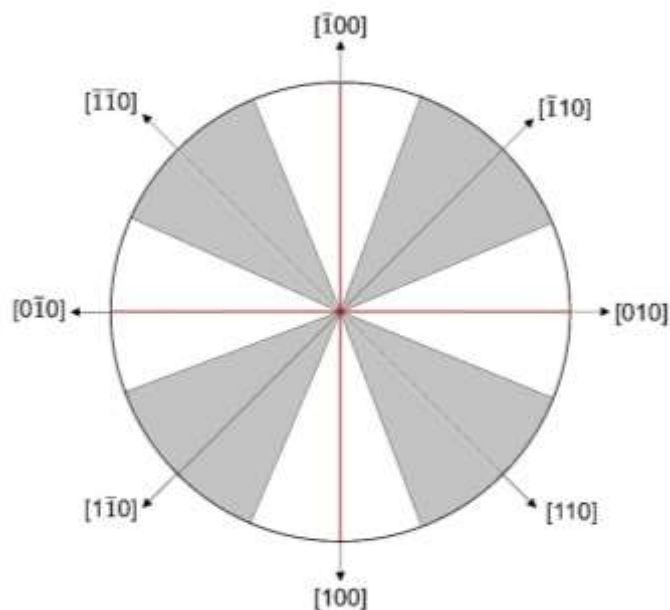


Figure 3: Pitting damage zones on silicon (100) surface direction [5].

Indentation tests, which are capable of exerting high pressures around 10-13 GPa, have also been used to observe the deformation mechanisms of silicon [4]. Under high pressure, it was observed that silicon structure changes from diamond cubic (Si-I) to a metallic state α -Sn (Si-II) which is ductile enough to enable plastic flow and convert semi conductor material into a conducting one which is in-line with metallization explanation. At lower pressures (4-5 GPa), metallic phase is not stable. Therefore, once the indenter is released the metallic phase does not go back to diamond cubic structure but transform into an amorphous structure. In terms of dislocations in silicon, findings are equivocal in the literature [6]. Silicon has a directional covalent bonding and dislocations are not mobile at room temperature unless very high pressures are applied at indentation tests. However, increasing temperatures are shown to affect the dislocation mobility which becomes an issue at high speed machining conditions.

It has been shown that the shear stresses at the cutting zone increases as depth of cut increases possibly leading to a higher dislocation density [4]. With increasing rake angle and large depth of cut, the thickness of amorphous layer increases. A significant amount of material recovery also takes place on the machined surface. With decreasing rake angle and using a sharp edge, most of the deformed material is removed with the chip, a thin amorphous layer forms on the surface. Tool geometry and its influence on surface roughness is the subject of this study. In the literature, an initial assumption is that the starting surface is polished and the surface quality is perfect [4, 5]. The roughing pass and its effect on the subsequent surface roughness has not been discussed in the literature. This paper considers the influence of roughing pass on the machining.

2 Nano/Micro Indentation Tests

The increasing accuracy and availability of nanoindentation test equipments allowed for studying deformation mechanism of materials like silicon. In this study, nano and micro indentation tests were conducted to calculate mechanical properties of single crystal silicon material used in our experiments. Nano indentation tests were used to observe phase transformation and calculation of modulus of elasticity and hardness of the material. Micro Vickers hardness testing was used to calculate the fracture toughness of the single crystal silicon material.

2.1 Nanoindentation Tests

In nanoindentation tests, a Berkovich (pyramidal) type of indenter was used. The load is increased to 500 mN with 1000 mn/min loading rate and after 10s of pause the load is released with 2000 nm/min (Anton Paar nanoindenter). Nanoindentation test were repeated 10 times at different locations of the polished silicon sample. Figure 4 shows the indentation load vs displacement curve obtained from the experiment together with its indentation mark. Table 1 shows the Young's modulus, Vickers hardness, and unloading stiffness of the silicon. Oliver & Pharr method was used to calculate the mechanical properties of the material. Figure 4 shows the pop-in and pop-out behavior observed in silicon during indentation tests which reflect sudden progress in the deformation of a highly stressed nano volume located under the tip.

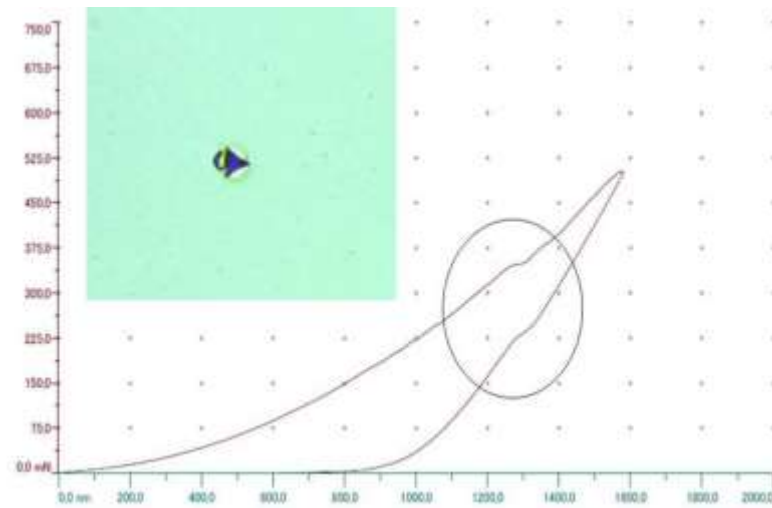


Figure 4: Nanoindentation load displacement curve result and an indentation mark on the surface.

Table 1. Identified material properties from nano indentation tests.

Elasticity Modulus (GPa)	Vickers Hardness HV	Unloading Stiffness S
168	1286	1.2396

The pop-in in the load-displacement graph usually defines plastic deformation of the material, which relates to either dislocation nucleation or pressure-induced phase transformation [6]. In some silicon indentation tests, multiple pop-ins or no pop-in behavior may be observed. During unloading, pop-outs occur depending on the unloading conditions and it corresponds to transformation of Si-II phase into a mixture of Si-XII/Si-III phases.

2.2 Micro Hardness Tests

Vickers micro indentation tests were also performed on the surface of the silicon samples using load of 100 g and dwell time of 10 seconds. A typical representation of an indent caused by micro indentation is illustrated in Fig. 5a which consists of the area in which the indenter has penetrated and the cracks created during the test. The schematic representation of the indentation mark is shown in Fig 5b where a shows the radius of the indent mark, c expresses the radial cracks length from the center of the indent mark. Figure 5c and 5d show the surface topography and profile of the indents where the necessary measurements were taken.

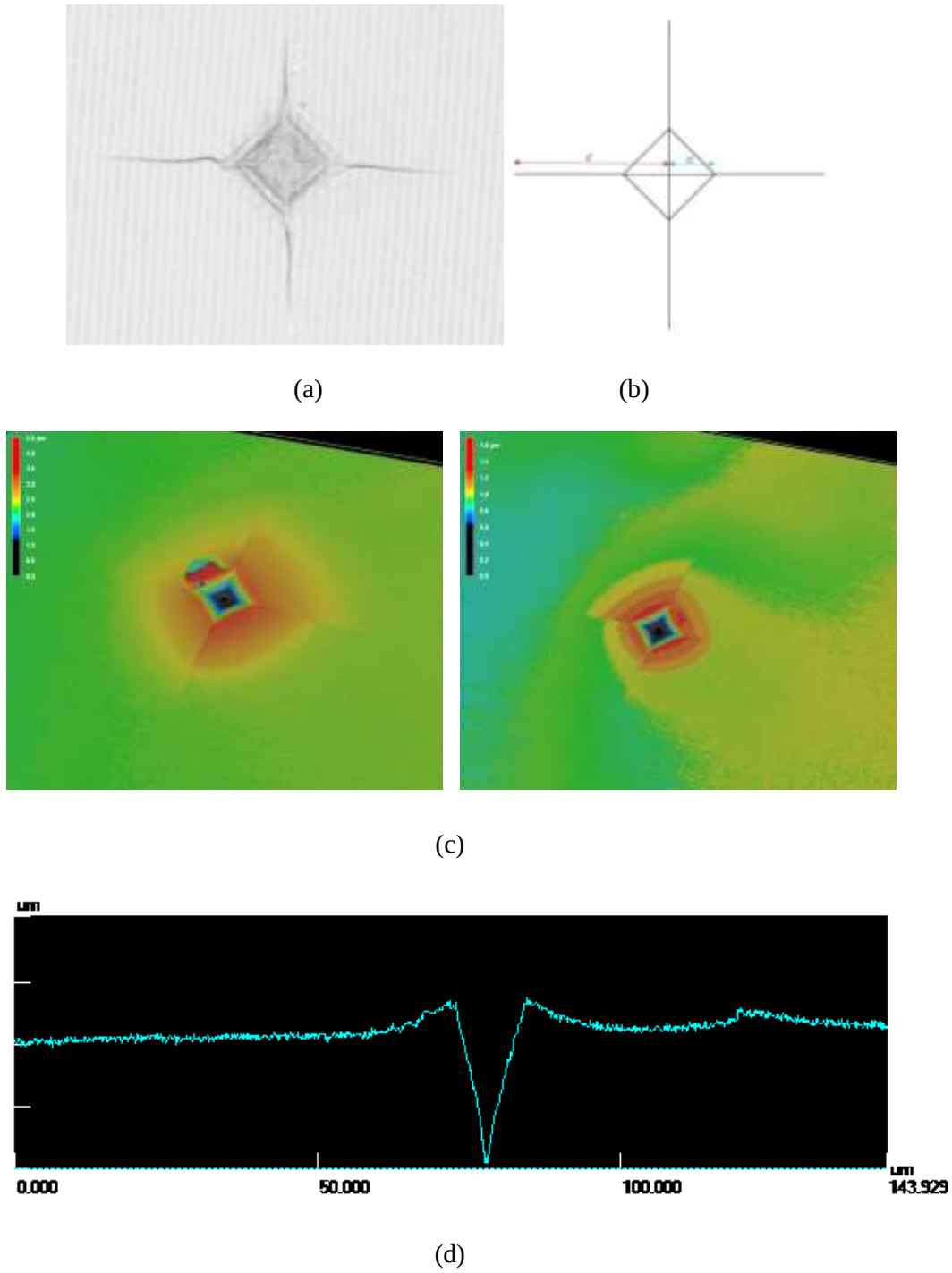


Figure 5: Illustration of a micro indent on single crystal silicon surface

In order to calculate fracture toughness of silicon sample in various crystallographic orientations, the data presented in the Table 1 were implemented into the following formula as shown in Equation 1 [7]:

$$\alpha \left(\frac{K_{IC} \varphi}{H a^{1/2}} \right) \left(\frac{H}{E \varphi} \right)^{0.4} = \left(\frac{c}{a} \right)^{\left(\frac{c}{18a} \right) - 1.51} \quad (1)$$

where

$$\alpha = 14 \left[1 - 8 \left(\frac{4\nu - 0.5}{1 + \nu} \right)^4 \right]$$

In Equation 1, K_{IC} is fracture toughness, $\varphi = 3$ is a constant, H is hardness, E is Young's modulus, a is radius of indent mark, c is the radial crack length from the center on the indent mark and ν is Poisson's ratio. The calculated fracture toughness values are provided in Figure 6. Diamond turning in $\langle 100 \rangle$ direction is more likely to give good surface quality than machining in $\langle 110 \rangle$ direction due to possible micro cracks and pits on the surface.

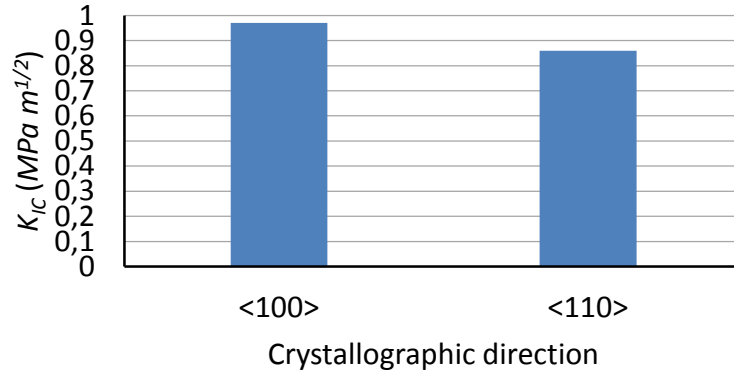


Figure 6: Calculated fracture toughness values based on crystal directions.

3 Experimental Setup and Plan

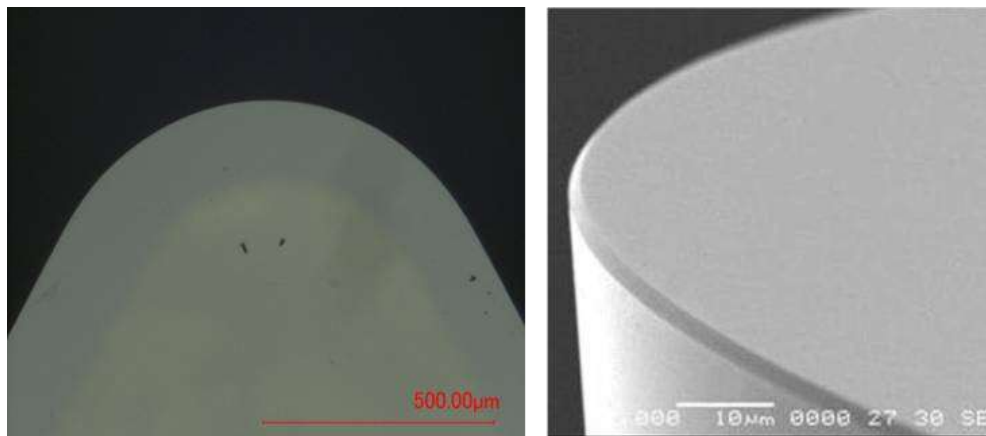
An ultra precision diamond turning machine Moore Nanotechnology 350 FG was used in the experiments. Figure 7a shows the experimental setup where a silicon work material having 60 mm diameter with 20 mm thickness was placed on a vacuum chuck. Silicon work material placed on the vacuum chuck was balanced before the machining experiments as shown in Figure 7b. Machining experiments were conducted under heavy use of odorless mineral spirits. Figure 8 shows the single crystal chamfered diamond tool used in this study. It has a nose radius 0.5 mm, waviness along the cutting edge less than 2 μm , clearance angle of 10°. The diamond tool is designed to have an engineered edge (chamfer angle 20°) with width of 3-4 μm . The rake angle of the chamfered tool is 0°. A conventional diamond tool with -25° rake angle without a chamfer was also used in the experiments.



(a)

(b)

Figure 7: a) Experimental setup, b) Machined silicon part and Nanobalance software.



(a)

(b)

Figure 8: a) Top view of the diamond cutting tool. b) Chamfered diamond tool [8].

In order to investigate the performances of two different diamond tools, rotational speed is set at 2000 rpm and feed rate is set at 2 mm/min and kept constant during machining experiments. The depth of cut was set at 10 μm for roughing (two passes) and 2 μm for single finishing pass. Feed rate at 2 mm/min to machine 60 mm diameter silicon samples in total of three passes indicates a machining time of 45 minutes.

4 Results and Discussion

Figure 9a shows the initial surface of the silicon work material and Figure 9b shows the surface after first roughing pass with -25° negative rake angle diamond tool. After the first roughing pass, the peak-to-valley value on the surface decreased from 9.1 μm to 1.6 μm and areal surface roughness (S_a) was measured as 94 nm. Considering 10 μm depth of cut, this result implies that some surface cracks were pushed further into the surface during first roughing pass.

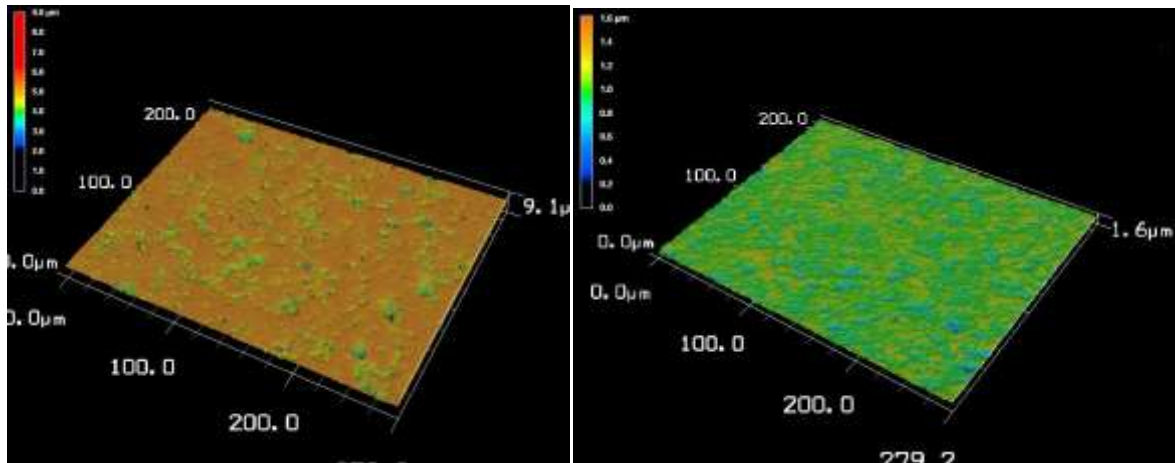


Figure 9: a) Initial surface of the silicon work material, b) Surface after first roughing pass.

Figure 10a shows the surface after the second roughing pass and Figure 10b shows the surface topography after finish turning pass again with the conventional diamond tool. Finish turning pass were able to remove the machining marks left on the second roughing pass and areal surface roughness (S_a) of 15 nm was obtained.

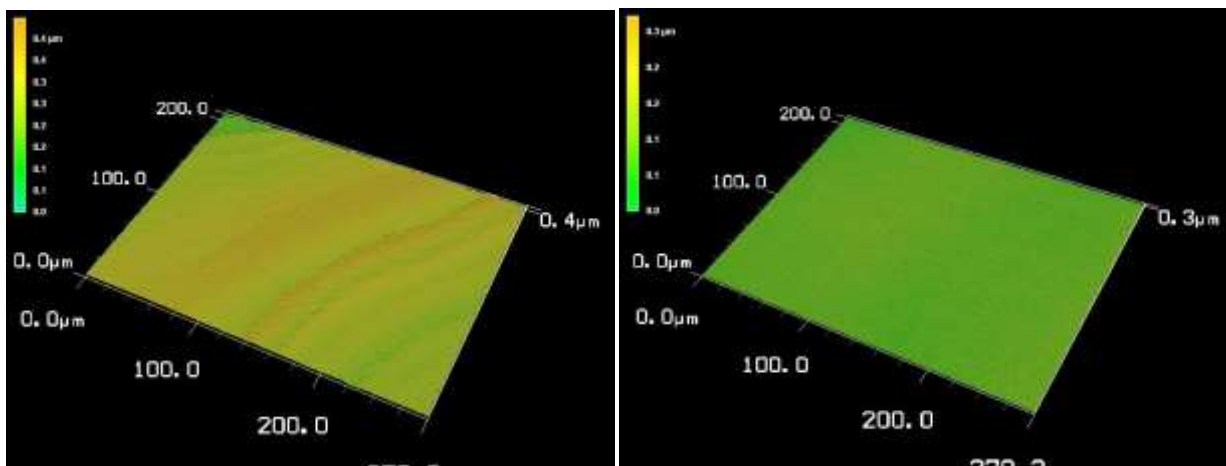
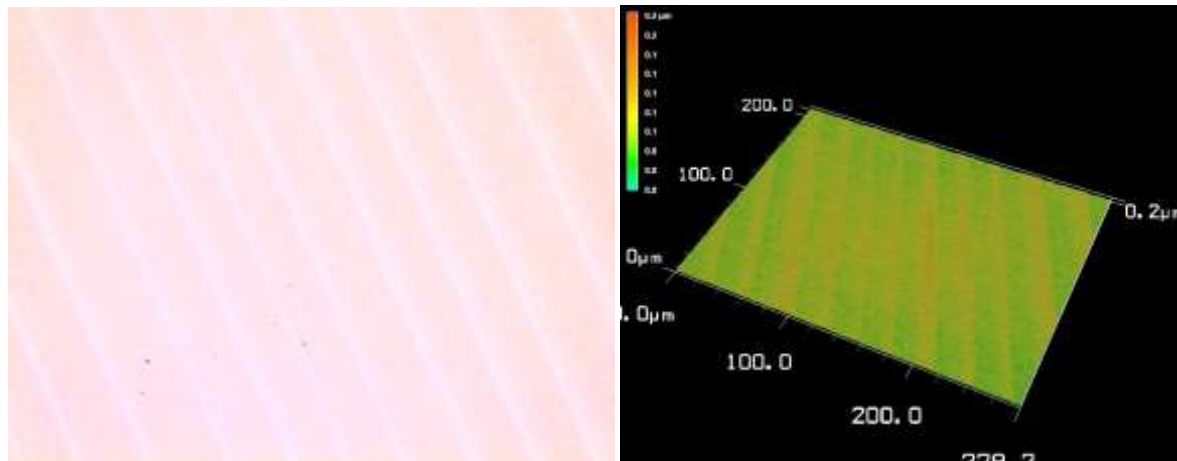
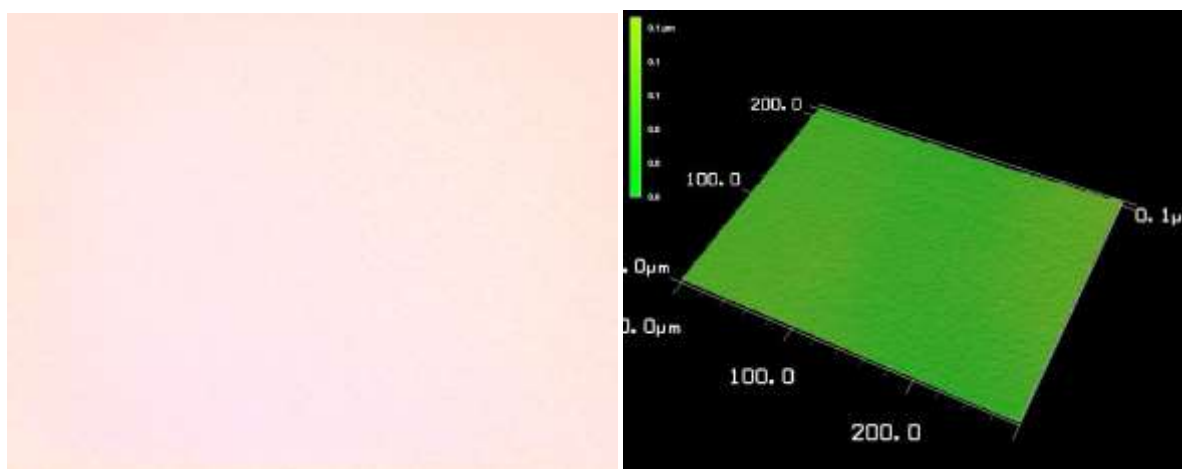


Figure 10. Surface of the silicon work material after second roughing pass, b) Surface after finishing pass.

Figure 11 shows the results after chamfered diamond tools were used in the experiments. Figure 11a shows the surface after two roughing passes and Figure 11b shows the surface after finishing pass under the same conditions on a different silicon work material. The resulting areal surface roughness when chamfered tool was used measured as 10nm which is lower than the conventional diamond tool. It must be noted that the surface roughness increases towards the center of the work part as the cutting speed decreases due to constant spindle speed used in the experiments. Surface roughness measurements were performed at the outer edge for each part. A more detailed study of surface integrity must be conducted to investigate the subsurface damage.



(a)



(b)

Figure 11: a) Surface after second roughing pass, b) Surface after finishing pass.

According to results given in Figures 10 and 11, chamfered diamond tool yielded a better surface roughness than the conventional diamond tool. While the compressive stresses at the cutting zone is likely to be more in conventional diamond tool due to its larger effective rake angle compared to chamfered tool, the surface roughness measurements indicated a better surface finish with chamfered tools. Due to abrasive nature of silicon and long machining time of silicon probably affects the edge conditions of the tools.

Compared to conventional diamond tool, chamfered diamond tool applies a lower hydrostatic pressure only and hence the total pressure on the tool rake face is expected to be less as illustrated in Figure 12. During finishing pass, where the depth of cut is set to be smaller than the chamfer width, almost similar conditions were obtained in both tools. It must be noted that the effective negative rake angle changes along the nose radius of the conventional tool at high depth of cuts whereas it remains constant at all conditions with the chamfered diamond tool.

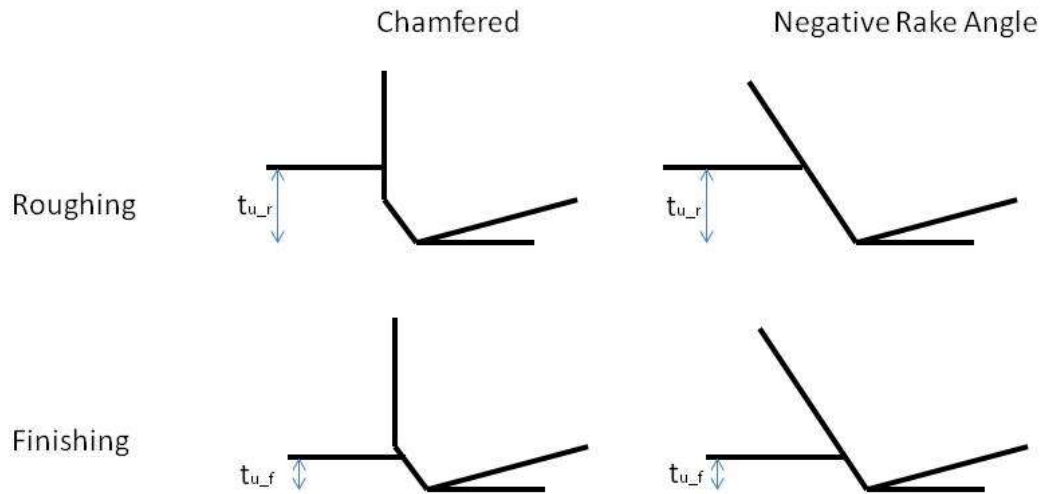


Figure 12: Comparison of machining conditions with chamfered and negative rake angle diamond tools.

After completing the experiments, another finishing pass with both tools at 1 mm/min (30 min of machining time) were performed. Figure 13 shows the comparison of the negative and chamfered diamond tools after machining experiments. Conventional diamond tool exhibited a crack on the tool tip, while the chamfered tool exhibited a typical abrasive wear pattern on the tool tip. Both tools could not yield an acceptable surface quality. The results indicate the using chamfer indicates the strength of the cutting edge which protects it from breakage. It must be noted here that when a profile is machined on the surface the waviness of the nose radius of the diamond tool becomes an important consideration. A low waviness cannot be easily obtained in chamfered tools compared to conventional diamond tools which limit their use in practice.

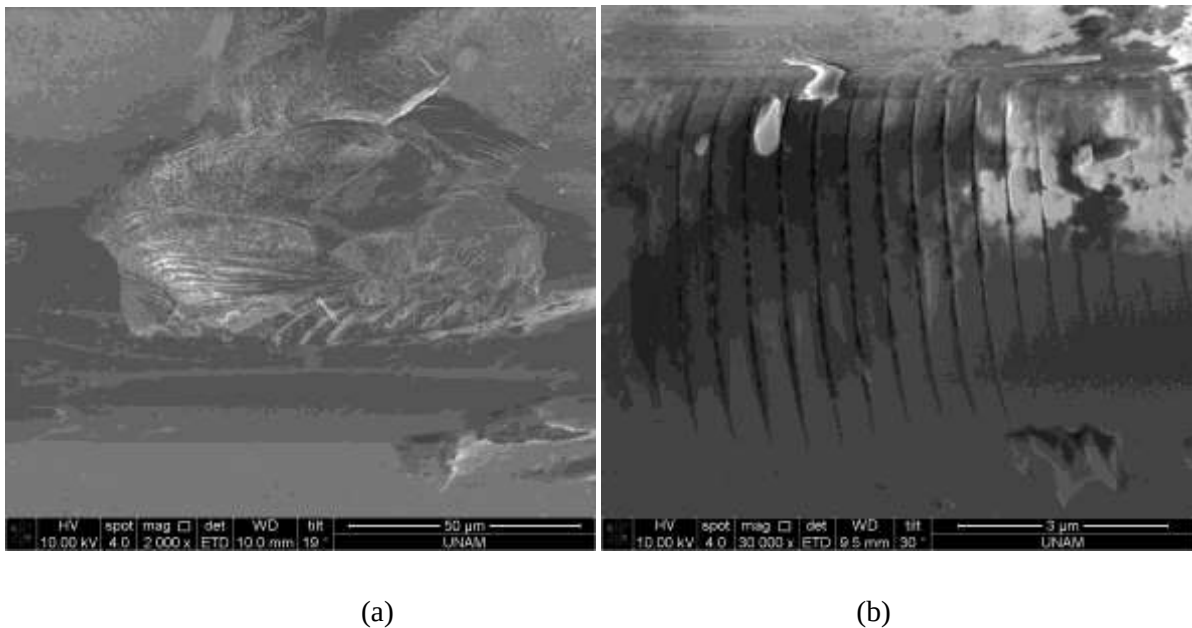


Figure 13: a) Tool breakage with conventional diamond tool, b) Abrasive wear at chamfered tool.

Figure 14a shows the silicon work material after finishing pass with chamfered tool. Figure 14b shows machined surface obtained after machining with damaged tool tip. The influence of the damaged cutting edge is visible in Figure 14b where cracks are formed on the surface reaching to the center of the work material and appears as cloudy regions similar to Figure 3.



Figure 14: a) Finished silicon surface, b) machined with worn diamond tool.

5 Conclusions

This study considers the influence of rough machining pass on the machining performance of single crystal silicon using diamond tools. Based on the surface roughness and tool wear measurements, it was observed that the chamfered diamond tool performed better than the conventional tool under the experimental conditions used in this study. Additional investigation is required to investigate the subsurface damage as a result of machining.

6 Acknowledgements

The author would like to thank Turkish Scientific and Technological Research Council of Turkey (TUBITAK) for the financial support through project 115M699. The author would also like to thank Dr. Samad Nadimi Babil Oliaei for his help during experiments and nanoindentation tests conducted at Atılım University Metal Formation Excellence Center.

7 References

- [1] Blackley, W.S., Scattergood, R.O., 1990, “Ductile-Regime Machining of Germanium and Silicon”, *Journal of the American Ceramic Society*, Volume 73, Pages 949-57.
- [2] Goel, S., Luo, X., Agrawal, A., Reuben, R., “Diamond machining of silicon: A review of advances in molecular dynamics simulation, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*” Volume 88, Pages 131-164.
- [3] Gilman, J.J., 1995, “Mechanism of shear-induced metallization”, *Czechoslovak Journal of Physics*, Volume 45(11), Pages 913-919.
- [4] Yan, J., Asami, T., Harada, H., Kuriyagawa, T., 2009, “Fundamental investigation of subsurface damage in single crystalline silicon caused by diamond machining”, *Precision Engineering*, Volume 33, Pages 378–386.
- [5] Blackley, W.S., Scattergood, R.O., 1990, “Crystal Orientation Dependence of Machining Damage-A Stress Model”, *J American Ceramic Society*, Volume 73, Pages 3113-15.
- [6] Abram, R., Chrobak, D., Nowak, R., 2017, “Origin of a Nanoindentation Pop-in Event in Silicon Crystal” *PHYSICAL REVIEW LETTERS* Volume 118, 095502.
- [7] Liang, K., Orange, G., Fantozzi, G., 1990, “Evaluation by indentation of fracture toughness of ceramic materials”, *Journal of materials science*, Volume 25, Pages 207-214.
- [8] <http://www.allied-material.co.jp/english/products/diamond/cutting/upc2/>

A PHYSICALLY-BASED SINGLE CRYSTAL PLASTICITY MODEL FOR ANISOTROPY & SIZE DEPENDENCE OF MICRO MACHINING

Canset Mercan^{a,b,c}, ¹Eralp Demir^{a,b,c}

a, Manufacturing Engineering, Faculty of Engineering and Natural Sciences, Sabanci University, Tuzla, 34956 Istanbul, Turkey

b, Integrated Manufacturing Technologies Research and Application Center, Sabanci University, Tuzla, 34956, Istanbul, Turkey

c, Composite Technologies Center of Excellence, Sabanci University-Kordsa, Pendik, 34906 Istanbul, Turkey

mcanset@sabanciuniv.edu, eralpd@sabanciuniv.edu

Abstract

In this work an analytical orthogonal machining model is developed using single crystal plasticity. The constitutive model for single crystals is based on a single physical state variable and all of the constitutive descriptions are based on physical observations. Model has five independent constants that have a specific range of values. In addition, size dependence of shear strength is introduced to the model by taking into account the effect of strain gradients in a crystal plasticity framework. The size dependence of shear strength

¹ Corresponding Author

during machining is modelled by considering strain hardening effects of geometrically necessary dislocations. The model is applied to orthogonal machining of single crystals, to turning process along different crystallographic directions of $\langle 100 \rangle$, $\langle 110 \rangle$, $\langle 111 \rangle$ and $\langle 112 \rangle$. The effect of crystallographic anisotropy is successfully captured with the proposed model.

Keywords: Single crystal plasticity, orthogonal machining, texture and anisotropy

1 Introduction

Increasing trend towards the miniaturization raise the importance of the micro-manufacturing processes and related technologies. In micro-machining processes, the machining parameters such as depth of cut, tool diameter etc. have become comparable to the dimensions of the crystals. Therefore, crystal orientation of the work-piece materials at micro scales impact the machining parameters such as shear angle, cutting force, chip lamellae structure, surface finish etc. The anisotropic elasto-plastic nature of crystals leads to the failure of isotropic material assumption that is only valid for machining at macro scale.

The effect of crystal anisotropy on machining processes has been recognized in the literature a long time ago [1-4]. There has been efforts to illustrate crystallographic effects on machining parameter for planning [5]. However, these works suffer from the low cutting speeds due to friction/ploughing effect on the machining forces. The effect of crystallographic anisotropy on micro machining can be best shown with diamond turning tests [6] since, **i.** reasonably high cutting speeds can be attained during diamond turning of single crystals similar to macro scale cutting processes and, **ii.** the tool edge radius of diamond tools can have sharp values which makes shearing as the dominant deformation mode.

There has been a number of important modeling efforts that incorporate crystallographic anisotropy to machining processes. Schmid based iso-stress models are first used to compare the effect of different crystal orientations [3]. Later rate-insensitive plasticity models based on Taylor iso-strain models are used to explain crystallographic variations that are inherent to cutting of single crystals [7-11]. Taylor assumption provides reasonable measure for machining anisotropy, however, rate-insensitive nature of plasticity avoid unique determination of the amount of slip per slip system (uniqueness problem). Rate-insensitive plasticity laws are implemented in finite element models, which provide a detailed understanding of single crystals [12]. However finite element simulations suffer from the long computational times. More recent efforts focus on using physically based models for single crystal machining [13].

Size-effects is another important material behavior that is a physical phenomenon relevant for micro scale machining processes. It can be defined as the non-linear increase in specific cutting energy as the physical dimensions of machining gets smaller “smaller stronger”. The physical size can be related with tool edge radius, work-piece non-homogeneity with respect to the tool/cut size, negative rake angles and work-piece material minimum chip thickness. As a result, it may affect the machining response in terms of cutting forces, vibrations and process stability, and surface finish. In this regard, Liu et al [14], presented a strain-gradient plasticity based finite element model of orthogonal cutting of Aluminum alloy. On the contrary to the common belief of the tool edge radius being the main reason of the nonlinear increase in specific cutting energy, it has been proved that tool edge radius can only accounts for the part of the size-effect. In order to incorporate size-effects to the material models for machining, alternate strengthening mechanisms such as strain-gradient plasticity have been used to compute intrinsic material dependent length scales [15-16].

Face centered cubic (f.c.c.) materials have been widely used as the type of materials in electronics (i.e. Copper) and aerospace industry (i.e. Aluminum alloys and Nickel-based superalloys). Material anisotropy could be observed during micro machining of these materials. Body-centered-cubic (b.c.c.) crystal structure

has a higher symmetry than f.c.c. hence a lower effect of material anisotropy is expected. On other hand, hexagonal (h.c.p.) materials have a lower symmetry than cubic materials but h.c.p. materials plastically deform by quite different mechanisms (i.e. twinning, basal slip, prismatic slip, pyramidal slip, etc.) in comparison to cubic materials. Therefore in this study we have focused on anisotropy of f.c.c. materials. However, the method can be extended to other materials with different structures by considering the physics of relevant plastic deformation mechanisms.

In this work an analytical modeling approach for micro-machining process of f.c.c. single crystals is used. The proposed model contains constitutive laws that are based on physics based material state variables. Besides, the rate-sensitive nature of the proposed model allows unique identification of slip rates per slip system. Furthermore, size effects are incorporated to the physics based constitutive laws as an additional strain hardening term that is a function of the strain gradients of the orthogonal machining process. The shear angle for a given crystal orientation and machining parameters can be determined by minimization of the total work by the use of the proposed model.

2 Modeling

The modeling approach is described in three main parts. In the 1st part, the geometry of orthogonal cutting and the relationships between the forces and velocity expressions are derived. Single crystal deformation kinematics is described in the 2nd part. In the 3rd part, the single crystal constitutive laws are explained.

In the following equations, letters with normal fonts denote scalars (a), small letters with bold fonts indicate vectors ($\mathbf{a}$), and capital letters with bold font denote second rank tensors ($\mathbf{A}$). “.” and “:” correspond to the dot product and double projection operators, respectively.

2.1 Orthogonal Cutting

Orthogonal cutting is the simplest cutting geometry. Once the material model is established for orthogonal cutting, the model can be easily extended for any oblique machining processes easily by using geometrical relations. In the proposed model, orthogonal machining is defined as the simple shear on the shear plane that relies on two main assumptions; plane strain and sharp tool assumptions. Plane strain assumption demands chip width (w) to be very large in comparison to the uncut chip thickness (t_0). Sharp tool assumption demands tool edge radius to be infinitesimally small in comparison to the uncut chip thickness (t_0), Figure 1.

Figure 1 shows the schematic representation of orthogonal cutting process. Orthogonal cutting is performed with a straight tool whose cutting edge is perpendicular to the cutting velocity ($\mathbf{v}$). One of the important parameter is shear angle (ϕ) which is defined as the angle between the direction of cutting direction and shear plane. β is the average friction angle between the rake face of the tool and the moving chip. α is the rake angle of the tool. The cutting force ($\mathbf{f}_c$) is in the direction of cutting speed, and the tangential force ($\mathbf{f}_t$) is along the direction normal to the machined surface. Force couples eventually give the resultant force ($\mathbf{r}$).

$$\mathbf{f} = \frac{\sin \beta}{\cos(\phi + \beta - \alpha)} \mathbf{f}_s \quad (1)$$

$$\mathbf{r} = \frac{1}{\cos(\phi + \beta - \alpha)} \mathbf{f}_s \quad (2)$$

$$\mathbf{f}_c = \mathbf{r} \cos(\beta - \alpha) \quad (3)$$

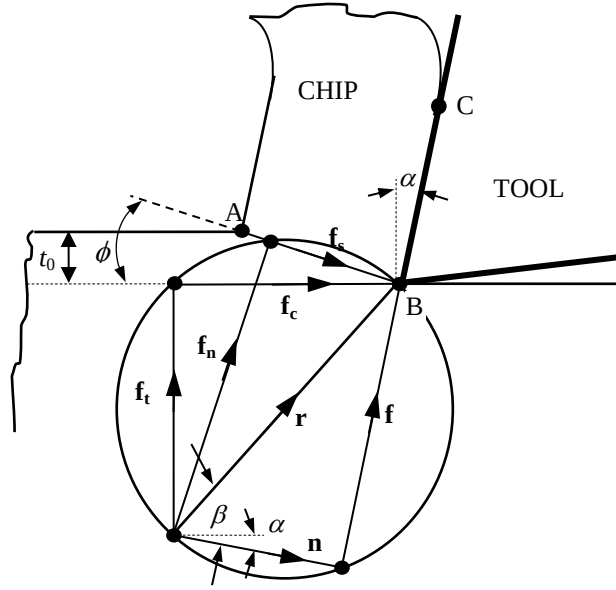


Figure 1: Orthogonal machining geometry. t_0 , ϕ , α , β , $\mathbf{f}_s$, $\mathbf{f}_n$, $\mathbf{f}_c$, $\mathbf{f}_t$, $\mathbf{f}$, $\mathbf{n}$, $\mathbf{r}$ represent uncut chip thickness, shear angle, rake angle, friction angle, shear force, shear-normal force, cutting force, tangential force, friction force, normal force and reaction force, respectively.

$$\mathbf{f}_t = \mathbf{r} \sin(\beta - \alpha) \quad (4)$$

Orthogonal cutting geometry reveals the following relationship between the velocities. $\mathbf{v}$, $\mathbf{v}_c$ and $\mathbf{v}_s$ refer to cutting velocity, chip velocity and shear velocity, respectively.

$$\frac{|\mathbf{v}_c|}{\sin \phi} = \frac{|\mathbf{v}|}{\cos(\phi - \alpha)} = \frac{|\mathbf{v}_s|}{\cos \alpha} \quad (5)$$

The amount of friction power is simply computed by multiplying the friction force, $\mathbf{f}$, with the chip flow speed, $\mathbf{v}_c$. Friction power can be expressed in terms of the given/defined cutting velocity, $\mathbf{v}$, and shear force, $\mathbf{f}_s$.

$$\dot{W}_f = \mathbf{f} \cdot \mathbf{v}_c \quad (6)$$

The aim of the current study is to compute $\mathbf{f}_s$. Therefore, every expression is written in terms of the shear force on the shear plane.

Similarly, shear power expression is written as a function of the shear force and shear velocity.

$$\dot{W}_s = \mathbf{f}_s \cdot \mathbf{v}_s = \frac{\cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} \mathbf{f}_s \cdot \mathbf{v} \quad (7)$$

The total power is computed then by adding up the friction power and shear power.

$$\dot{W}_{tot} = \dot{W}_f + \dot{W}_s = \frac{\sin \beta \sin \phi}{\cos(\phi + \beta - \alpha) \cos(\phi - \alpha)} + \frac{\cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} \mathbf{f}_s \cdot \mathbf{v} \quad (8)$$

The amount of total shear can also be concluded from the cutting geometry. The total shear, γ , as a function of shear angle, ϕ , and rake angle, α , is given by Equation (9).

$$\gamma = \cot \phi + \tan(\phi - \alpha) = \frac{\cos \alpha}{\sin \phi \cos(\phi - \alpha)} \quad (9)$$

Another input that is necessary for plasticity computations is the total amount of time for shearing process, t . This is calculated by dividing the distance travelled during shear, L , by the shear plane speed, $|\mathbf{v}_s|$.

$$L = t_0 / \sin \phi \quad (10)$$

$$t = L / |\mathbf{v}_s| \quad (11)$$

2.2 Single Crystal Deformation Kinematics

A large deformation crystal plasticity framework is developed considering orthogonal machining geometry. The amount of shear strain can rise above 5 radians, which is very large. Deformation gradient is specified as shearing, γ , on the shear plane. Note the total amount of shear is given in Equation (12) which is a function of shear angle and rake angle.

$$\mathbf{F} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & \gamma \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (12)$$

The total deformation gradient consists of elastic and plastic parts. Crystal plasticity problem deals with finding the amount of plastic (or elastic) deformations.

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}^e \mathbf{F}^p \quad (13)$$

Elastic strains are computed using Green-Lagrange strain tensor.

$$\mathbf{E}^e = \frac{\mathbf{F}^{eT} \mathbf{F}^e - \mathbf{I}}{2} \quad (14)$$

Vectorized form of stress, $\bar{\mathbf{p}}$ is calculated using vectorized form of Green-Lagrange strain, $\mathbf{e}^e$, together with the elasticity tensor at the intermediate configuration, $\bar{\mathbf{C}}$.

$$\bar{\mathbf{p}} = \bar{\mathbf{C}} \cdot \mathbf{e}^e \quad (15)$$

$\bar{\mathbf{C}}$ is the transformed form of the cubic elasticity tensor at the crystal reference frame, $\mathbf{C}$.

$$\mathbf{C} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{12} & C_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} \end{pmatrix} \quad (16)$$

2nd Piola Kirchhoff stress is resolved to the slip systems to get the resolved shear stress per slip system a , τ^a .

$$\tau^a = \mathbf{F}^{eT} \mathbf{F}^e \bar{\mathbf{P}} : \bar{\mathbf{S}}^a \quad (17)$$

Where $\mathbf{S}^a$ is the Schmid tensor which is defined as the dyadic product of slip direction, $\mathbf{s}^a$, and slip plane normal, $\mathbf{n}^a$, for slip system a .

$$\bar{\mathbf{S}}^a = \bar{\mathbf{s}}^a \otimes \bar{\mathbf{n}}^a \quad (18)$$

Slip systems for f.c.c. materials consist of slip directions along the closest-packed family of directions of $\langle 110 \rangle$ and on closely packed family of planes of $\{111\}$.

Table 1 :	Slip System for F.C.C. Crystals ; $\bar{s}^a$ and $\bar{n}^a$ denote slip direction and slip plane normal, respectively											
$\bar{n}^a$	(111)			$(\bar{1}\bar{1}1)$			$(\bar{1}1\bar{1})$			$(1\bar{1}\bar{1})$		
$\bar{s}^a$	$[0\bar{1}\bar{1}]$	$[\bar{1}0\bar{1}]$	$[\bar{1}\bar{1}0]$	$[0\bar{1}\bar{1}]$	$[\bar{1}0\bar{1}]$	$[\bar{1}\bar{1}0]$	$[0\bar{1}\bar{1}]$	$[\bar{1}0\bar{1}]$	$[\bar{1}\bar{1}0]$	$[0\bar{1}\bar{1}]$	$[\bar{1}0\bar{1}]$	$[\bar{1}\bar{1}0]$

Table 1: Slip directions, $\mathbf{s}^a$ and slip plane normal, $\mathbf{n}^a$.

The rate of the plastic part of the deformation gradient is calculated in terms of the velocity gradient,

$$\dot{\mathbf{F}}^P = \mathbf{L}^P \mathbf{F}^P \quad (19)$$

Plastic velocity gradient, $\mathbf{L}^P$, is obtained by summing up the shear rates over the slip systems.

$$\mathbf{L}^P = \sum_{a=1}^{12} \bar{\mathbf{S}}^a \dot{\gamma} \quad (20)$$

Cauchy stress, $\mathbf{P}$, at the deformed configuration is computed by the push-forward given by the elastic part of the deformation gradient, $\mathbf{F}^e$.

$$\mathbf{P} = \frac{\mathbf{F}^e \bar{\mathbf{P}} \mathbf{F}^{eT}}{\det(\mathbf{F}^e)} \quad (21)$$

2.3 Physics-Based Single Crystal Constitutive Laws

Plastic constitutive laws are used to find the slip rates, $\dot{\gamma}^a$ resolved shear stress, τ^a . In this work, we defined physically based constitutive laws for all of the constitutive relations as in the reference [17]. Table 2 shows the relations used in the constitutive relations used in this work.

Physical Description	Relation
Slip Rate	$\dot{\gamma}^a = \varrho_m^a b v^a \text{sgn}(\tau^a)$
Mobile Dislocation Density	$\varrho_m^a = (2\pi)^{3/2} \left(\frac{\tau^a}{Gb}\right)^2 \frac{1}{\varrho_f^a} \varrho^a$
Dislocation Glide Velocity	$v^a = \nu_G d^a \exp\left(-\frac{\Delta F}{KT}\right) \exp\left(\frac{ \tau^a - \tau_\mu^a}{KT} V^a\right)$
Forest dislocation density	$\varrho_f^a = \sum_{\beta=1}^{12} \chi_{\mathbf{a}}^{\mathbf{b}} \mathbf{t}^{\mathbf{b}} \cdot \mathbf{n}^{\mathbf{a}} \varrho^{\mathbf{b}}$
Forest Spacing	$d^a = c_1 / \sqrt{\varrho_f^a}$
Long-range (Athermal) Stress	$\tau_\mu^a = c_2 G b \sqrt{\varrho^a}$
Activation Volume	$V^a = c_3 b^2 / \sqrt{\varrho_f^a}$
Dislocation Evolution	$\dot{\varrho}^a = (c_4 \frac{\sqrt{\varrho_f^a}}{b} - c_5 \varrho_f^a) \dot{\gamma}^a $

Table 2: The constitutive relations used in the proposed model and their corresponding physical descriptions

An additional strain hardening expression is used in the model in order to incorporate size dependence of shear strength. This hardening expression, simply given by the following Equation (22):

$$\dot{\rho}_{\text{GND}}^a = c_6 \frac{\dot{\gamma}^a}{b L} \quad (22)$$

This strain hardening expression is used to account for the strain gradient hardening that is due to the Geometrically Necessary Dislocations (GND). It simply assumes that all of the shearing occurs in a very intense shear zone which is characterized by the length scale of L . b refers to Burgers vector and c_6 is the scaling constant (values between 0-1) which physically indicates that some portion of the shearing leads to formation of GNDs. The model is analogous to Nix-Gao GND model that is developed to account for the indentation size effect [18]. GND hardening rate is added to the Kocks-Mecking hardening expression to find the overall strain hardening state.

2.4 Numerical Method

Crystal plasticity is a non-linear problem hence iterative solvers are used for their solution. In this work, the solution methodology suggested by Dawson et. al. [19] is used. An extended overview of the crystal plasticity solution method can also be found in the reference [20].

The residual, $\mathbf{Y}$, that is to be minimized, is defined as a function of the plastic part of the deformation gradient, $\mathbf{F}^p$. The objective/residual is based on the difference between the time-integrated plastic velocity gradient and the plastic velocity gradient (the sum over the slip rates). There is an additional penalty term to enforce volume constancy during plasticity.

$$\mathbf{Y} = \sum_{a=1}^{12} \dot{\gamma}^a \tilde{\mathbf{s}}^a \otimes \tilde{\mathbf{n}}^a - \frac{\mathbf{I} - \mathbf{F}_t^p \mathbf{F}^{p-1}}{\Delta t} - \lambda_p [\det(\mathbf{F}^p) - 1] \mathbf{I} \quad (23)$$

The residual is solved by using Newton-Raphson method iteratively for $\mathbf{F}^P$. Iterative solution requires an initial guess. This solution method is relatively slower in comparison to the stress based formulations, since a fully plastic initial guess can be used for the plastic deformation gradient. Equation 24 shows the initial guess computed from the elastic deformation that is computed from the former deformation increment (Subscript “t” refers to previous time increment), $\mathbf{F}_t^e$, and total deformation gradient at the current time step, $\mathbf{F}$.

$${}^0\mathbf{F}^P = \mathbf{F}_t^{e-1}\mathbf{F} \quad (24)$$

Crystal plasticity problem is solved when $\mathbf{F}^P$ is obtained. Once the plastic part of the deformation gradient is computed, the elastic part of the deformation gradient, $\mathbf{F}^e$, can be computed using the given total deformation gradient,. Then using Equation (21), Cauchy stress can be computed.

Cauchy stress is then used to compute the shear force on the shear frame. Cauchy stress is the stress state at the shear reference frame that is characterized by then shear plane normal and shear direction, Figure 2.

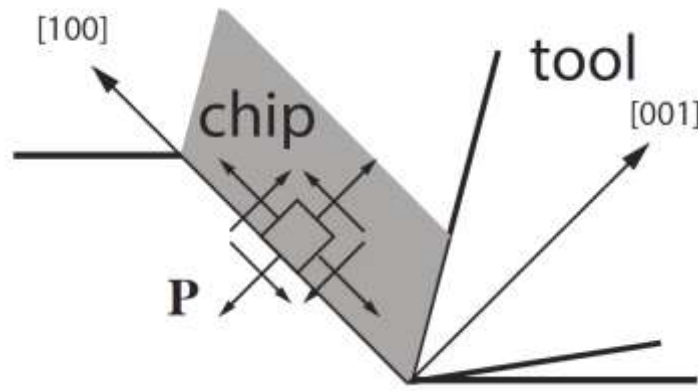


Figure 2: Cauchy stress state, $\mathbf{P}$, at the shear reference frame.

The Cauchy stress on the shear plane is denoted with, $\mathbf{P}$, in our convention. The stress field has to be projected to the shear plane normal vector $[001]$ that is also multiplied with sheared area, A_s , and with the shearing direction $[100]$ in the sample reference coordinate system. This projection is given by inner product below.

$$|\mathbf{f}_s| = (\boldsymbol{\sigma}_s : \mathbf{S}) |\mathbf{a}_s| \quad (25)$$

The amount of sheared area is a function of shear angle, ϕ , uncut chip thickness, t_0 , and width of cut, w .

$$\mathbf{a}_s = \frac{t_0 w}{\sin \phi} \quad (26)$$

Once the shear force is computed total shear power can be calculated. By integration of power over time total work is computed.

$$W_{tot} = \int \dot{W}_{tot} dt \quad (27)$$

The shear angle that gives the minimum total work, W_{tot} , is selected as the shear angle among the candidates, Equation (28).

$$\min(W_{tot}) \quad (28)$$

3 Results

Table 3 shows the physics-based model constants that are used to simulate single crystal behavior of orthogonal cutting for turning process.

constant	value	unit	description
b	2.86×10^{-10}	m	Burgers vector
K	1.38×10^{-23}	J/K	Boltzmann constant
ΔF	3×10^{-19}	J	Helmholtz free energy for thermal activation
v_G	10^{10}	1/s	Vibration frequency of dislocations
c_1	0.2	-	Mean-free-path scaling constant for forest dislocation spacing
c_2	1	-	Geometric constant for the long range flow stress
c_3	1	-	Adjusting parameter for jump distance
c_4	10^{-3}	-	Mean-free-path hardening constant
c_5	10^{-4}	-	Annihilation constant
c_6	0.5	-	GND scaling constant
ρ^0	5×10^{12}	1/m ²	Initial dislocation density

Table 3: The constitutive model constants used in the simulations

The total amount work is computed for each candidate shear angles including the effect of strain gradients. The proposed model obtains solutions for all possible/candidate shear angles. In the final step, the shear angle that gives the minimum amount of work is selected among the candidate shear angles. This way the shear angle is computed considering the strain hardening of strain gradients.

3.1 Crystal orientation dependence

For orthogonal cutting geometry, crystal orientation is defined with the crystallographic unit vectors along the cutting direction (CD), and cutting plane (CP). These two vectors define the crystallographic vector, $\langle hkl \rangle$ by cross-product of CP with CP, Equation (29).

$$\langle hkl \rangle = CP \times CD \quad (29)$$

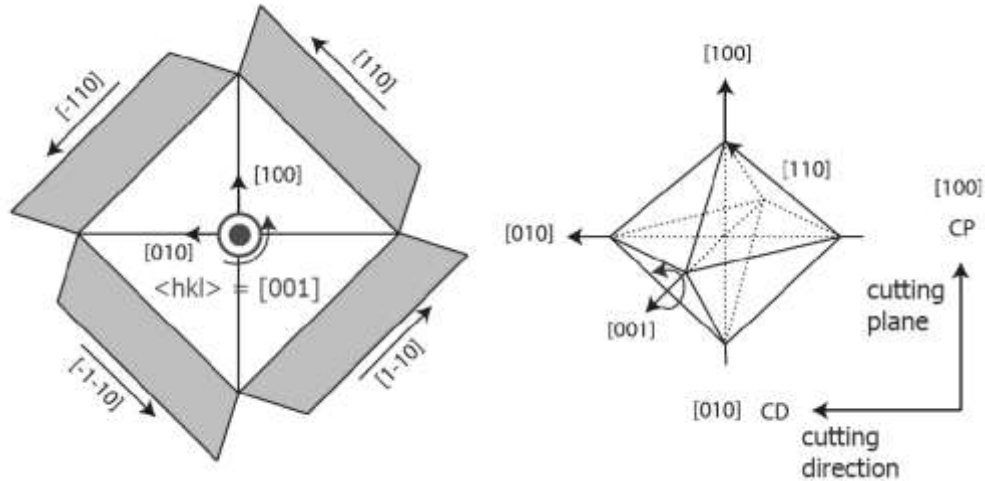


Figure 3: Turning of a crystal with cube orientation. $\langle hkl \rangle$ is the crystallographic direction that the crystal is turned around. $\langle hkl \rangle$ corresponds to $[001]$ for cube orientation.

In this work, turning of a single crystal is studied. Single crystal is the most intense texture among polycrystals. Therefore single crystals exhibit the most anisotropic elasto-plastic behavior. In addition, turning process is one of the best way to illustrate the dependence of shear strength on the crystal orientation

since the single crystal is turned along a constant crystallographic axis. Figure 4 shows dependence of total work (energy) during a single revolution of the work-piece. The axis of rotation corresponds the constant crystallographic direction that is indicated with $\langle hkl \rangle$.

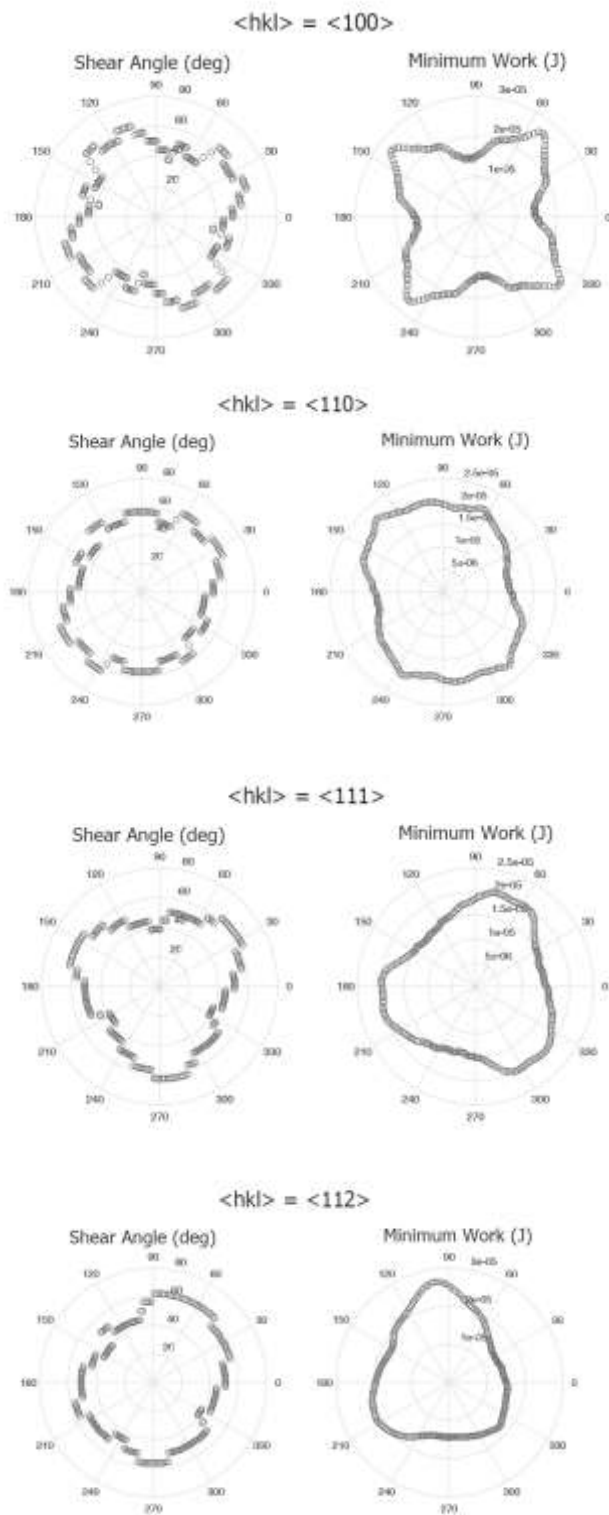


Figure 4: Variation of total work and shear angle for turning around $\langle hkl \rangle$ directions of $\langle 100 \rangle$, $\langle 111 \rangle$, $\langle 110 \rangle$ and $\langle 112 \rangle$.

Figure 4 shows the crystallographic variation of total work and shear angles during turning of single crystals along different crystallographic directions. Turning around [100], [111] and [110] crystallographic directions reveal 4-fold, 3-fold and 2-fold energy distributions, respectively as expected. On the other hand, [112] zone axis, result in an asymmetrical cutting and tangential force variations about the zone axis. Similar symmetries in the experimental works are noted. The different symmetric behaviors for different orientations validates the correctness of the simulations. In experimental works for diamond turning of single crystals similar variation of cutting specific energies were observed [1-7]. Material constants need to be calibrated for each experimental case for more accurate comparison of the results.

More than 80% variation in the energy during single revolution of the work-piece can be noted from the energy fluctuations. Therefore the crystal orientation the work-piece material would impact on the machining forces. The simulations results of the proposed method agree with the findings of single crystal machining experiments qualitatively [1-7]. For quantitative matching calibration of the model constants shall be done.

The machining process is assumed to be free of ploughing effects hence the cutting tool is assumed to have a very sharp edge radius (<100 nm). Due to manufacturing constraints it is impossible to have a tool geometry as shown in Figure 2. The cutting tools can be manufactured with a finite value of edge radius. This edge radius has an impact on the machined surface quality and cutting forces, since edge radius causes compression and hence friction underneath the cutting tool. The effect of edge radius increases as the tool edge radius becomes comparable in size to the uncut chip thickness. This means the depth of cuts shall be very large in comparison to the edge radius in order to have shear dominant machining. The edge radius effect is one of the important issues of micro machining processes. This effect can be neglected with the use of sharp diamond cutting tools (20 nm edge radius is possible) that can be currently produced by focused ion beam milling. In our work, we assumed that a sharp tool used, so that it is a shear dominant process.

3.2 Size dependence

Size dependence refers to dependence of shear strength on the uncut chip thickness. We have established size dependence of shear strength by using the Equation (22). This relation physically means that part of the plastic shearing being stored as GNDs in the shear plane that is characterized with the scalar distance L . As a consequence of the storage of dislocations, strain hardening occurs which is size dependent, hence mechanical size dependence can be incorporated to the model. The size dependence shear strength is related to the shear plane length, L , which is defined by the uncut chip thickness, t_0 and shear angle, ϕ using Equation (22).

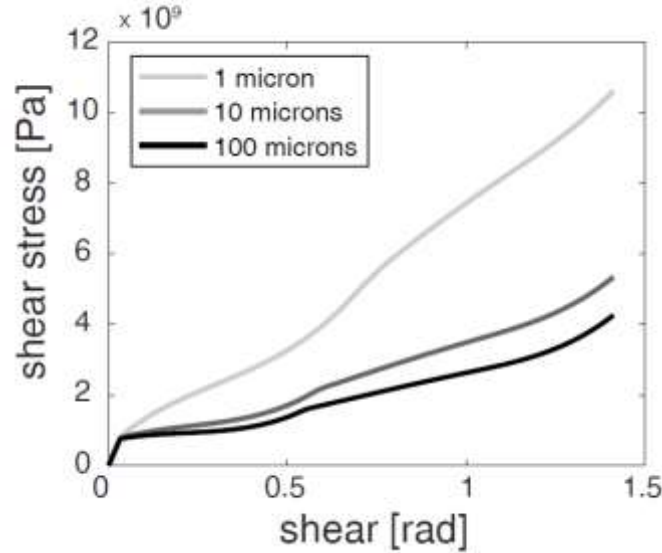


Figure 5: Dependence of shear stress on uncut chip thickness values of 1 μm , 10 μm and 100 μm . x-axis represents the amount of shear (in radians) along the shear plane.

Figure 5 shows the variation of shear stress for different uncut chip thickness values. The uncut chip thickness values of 1 μm , 10 μm and 100 μm are used. The simulations are performed for [100] cutting direction and (001) cutting plane. The shear angle of the minimum total work of 50.6 degrees is used in the simulations, as obtained from the total work minimization procedure. The size dependence is simulated using only one set of constants that is shown in Table 3. Therefore the size dependence of experimental findings needs calibration. The calibration constant c_9 shall be determined by calibration of experimental results for different uncut chip thickness values.

A single shear angle assumption for the shear plane is a fundamental approximation of this work and the same assumption is utilized in this work under the existence of strain gradients. The shear plane may change as the deformation progresses and due to the strain hardening. However, for machining processes including micro machining cutting speeds are relatively high. High cutting speeds means high shear strain rates, hence single shear plane assumption is reasonable when very high strain rates are concerned, 10^4 - 10^5 1/s. However, shearing does not necessarily have to occur in one plane. The change of shear angle as deformation progresses is assumed to occur at later stages of shear deformation, hence the change of shear angle during shearing is neglected in this study.

4 Conclusions

The proposed model for orthogonal machining provides a physics-based alternative method in comparison to phenomenological material models. The main advantage of the proposed model is the dependence of mechanical behavior of the model to physical states of temperature, strain-rate, crystallographic orientation and uncut-chip thickness size through physics-based constitutive laws. The material dependence to the physical states can be achieved once the calibration of the model constants is performed. For instance when phenomenological models were used, i.e. Johnson-Cook model, the model calibration including all of the model constants has to be performed at every different temperature. However, the present model having a physics based temperature dependence has a single constant to be calibrated(dislocation annihilation constant c_5).

The main assumptions that the model is based on are as follows:

- Model assumes the cutting tool to be very sharp, therefore experiments shall be performed using a diamond tool with sharp edge radius (diamond turning).
- The shear plane is assumed to remain constant throughout the shearing process. This assumption is based on the experimental observations.

The main deliverables of the proposed model are summarized as follows:

- The dependence of shear strength to strain-rate sensitivity and temperature could be successfully incorporated using a physics based model.
- Crystal orientation effects are simulated with the proposed model and corresponding 4-fold symmetric behavior for [100] turning axis and 2-fold symmetric behavior for [110] turning axis could be replicated using the proposed model.
- The size dependence of cutting is introduced to the model in a physically-based consisted manner and it is capable to model dependence of shear stress on the uncut chip thickness.

5 Acknowledgement

We acknowledge the teaching fellowship of Sabancı University, Faculty of Natural Sciences and Engineering for Manufacturing Engineering Program. The helpful discussions with Erhan Budak, Emre Özlü and Yiğit Karpat on the need for the present modeling approach and their valuable support are highly appreciated.

6 References

- [1] Black JT (1979) Flow stress model in metal cutting. *J Eng Ind*101:403–415
- [2] Koenig W, Spenrath N (1991) Influence of crystallographic structure of the substrate material on surface quality and cutting forces in micromachining. *Proceedings of the International Precision Engineering Seminar*, pp 141–151
- [3] Sato M, Kato Y, Tsutiya K, Aoki S (1980) Effects of crystal orientation on the cutting mechanism of aluminum single crystal. *Bull JSME* 24(215):1864–1870
- [4] Ueda K, Iwata K, Nakajama K (1980) Chip formation mechanism in single-crystal cutting β -Brass. *Ann CIRP – Manufacturing Technology* 29(1):41–46
- [5] Lawson, B., Kota, N. and Ozdoganlar, B. Effects of Crystallographic Anisotropy on Orthogonal Micromachining of Single-Crystal Aluminum, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol.130, pp.,2008. DOI 10.1115/1.2917268
- [6] Lee WB, To S, Cheung CF (2000) Effect of crystallographic orientation in diamond turning of copper single crystals. *Scr Mater* 42:937–945
- [7] Lee WB, Zhou M (1993) A theoretical analysis of the effect of crystallographic orientation on chip formation in micromachining. *Int J Mach Tools Manuf* 33(3):439–447
- [8] Lee WB, To S, Sze YK, Cheung CF (2003) Effect of material anisotropy on shear angle prediction in metal cutting – a mesoplasticity approach. *Int J Mech Sci* 45:1739–1749
- [9] Demir E., A Taylor-based plasticity model for orthogonal machining of single-crystal FCC materials including frictional effects, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 40, pp. 847-856, 2009. DOI 10.1007/s00170-008-1409-5
- [10] Demir E., A method to include plastic anisotropy to orthogonal micromachining of fcc single crystals, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 43, pp. 474-481, 2009. DOI 10.1007/s00170-008-1738-4
- [11] Kota, N., & Burak Ozdoganlar, O. (2010). a Model-Based Analysis of Orthogonal Cutting for Single-Crystal Fcc Metals Including Crystallographic Anisotropy. *Machining Science and Technology*, 14(1), 102–127. <https://doi.org/10.1080/10910340903586517>
- [12] Zahedi, S., Roy, A. and Silberschmidt, V. Modeling of Micro-Machining Single Crystal F.C.C Metals, *Journal of Procedia CIRP*, vol.31, pp. 346-350, 2013. DOI 10.1016/j.procir.2013.06.114
- [13] Rodriguez, J.M., Jonsen, P., Svoboda, A., Dislocation Density Based Material Model Applied in PFEM-simulation of Metal Cutting, *Procedia CIRP* 58 193 – 197, 2017. 10.1016/j.procir.2017.03.338
- [14] Demiral, M., Roy, A., Sayed, T. El, & Silberschmidt, V. V. (2014). Numerical modelling of micro-machining of f.c.c. single crystal: Influence of strain gradients. *Computational Materials Science*, 94(C), 273–278. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2014.05.058>
- [15] Liu, K. and Melkote, S. Finite Element Analysis of the Influence of Tool Edge Radius on Size-Effect in Orthogonal Micro-Cutting Process, *International Journal of Mechanical Sciences*, vol.49, pp.650-660, 2007.DOI 10.1016/j.ijmecsci.2006.09.012
- [16] Joshi, S. and Melkote, S. An explanation for the Size-effect in Machining Using Strain Gradient Plasticity, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol.126, pp.679, 2004. DOI 10.1115/1.1688375

- [17] Demir, E. 2017. “A physically based constitutive model for FCC single crystals with a single state variable per slip system”, *Modelling Simul. Mater. Sci. Eng.* 25 (2017) 015009 (23pp).
- [18] Nix, W. D., & Gao, H. J. (1998). Indentation size effects in crystalline materials: A law for strain gradient plasticity. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(3), 411–425. [https://doi.org/10.1016/s0022-5096\(97\)00086-0](https://doi.org/10.1016/s0022-5096(97)00086-0)
- [19] Maniatty A M, Dawson P R and Lee Y S 1992 A time integration algorithm for elastoviscoplastic cubic-crystals applied to modeling polycrystalline deformation *Int. J. Numer. Methods Eng.* 35 1565–88
- [20] Demir E., Roters F. and Raabe D., Bending of single crystal copper micro cantilever beams with cube orientation: Finite element model and experiments, *J.Mech. and Phy. of Sol.*, vol. 58, pp. 1599-1612, 2010. [doi:10.1016/j.jmps.2010.07.007](https://doi.org/10.1016/j.jmps.2010.07.007)

CHIP BREAKING SYSTEM FOR TURNING APPLICATIONS USING MACHINE DRIVE OSCILLATIONS

Xavier Beudaert^a, Asier Astarloa^a, Jesus Alvarez^b, Maria Helena Fernandes^c, Jokin Muñoa^a

a, IK4-Ideko, Dynamics and Control, Basque Country, SPAIN, xbeudaert@ideko.es

b, SORALUCE S. Coop. R&D department, Basque Country, SPAIN

c, Department of Mechanical Engineering, University of the Basque Country, UPV, Basque Country, SPAIN

Abstract

The quality of many metal removal processes is partially defined by the chip formation process. The creation of long chips is one of the main problems in continuous processes like turning. The long chips can scratch the final part surface and generate production stops for manual chip removal. In this article, a technique called modulation assisted machining is used to vary the chip thickness and force the chip breakage. The modulation can be introduced by special high broadband actuators or by fast tool servos. For the heavy duty applications considered here, the oscillation is generated by the ordinary drives of the machine. The limits of the drives are taken into account and the system is automatically selecting the most appropriate oscillation parameters according to the machine oscillation capability and process parameters. Experimental validations show the effect of this system on the chip length and surface finishing.

Keywords: Turning; chip breakage; machine drives.

1 Introduction

Machines productivity can be limited by different factors such as chatter vibrations [1], spindle power, tools life... For continuous production, chip handling is also a critical issue. Indeed, for continuous processes like turning, production stops are often required to remove the chips from the working area and this can hamper the automatization of the process. Different techniques have been proposed to reduce the chip length including the application of chip breaking geometries on the rake face of the inserts and high pressure coolant. As an alternative to those solutions, it is possible to use modulation assisted machining to break the chips. In the literature the high frequency (>1kHz) vibration assisted machining [2] and low frequency modulation assisted machining [3] has been applied for very different purposes such as generating high quality surface finish [4], generating micro patterns on the surface [5], generating particles, increasing tool life... However, this article is focusing on the chip breaking application using high amplitude and low frequency oscillations. Mann et al. [3] analysed in details the chip formation and the benefits of the modulation assisted machining including the tool wear, surface texture... Gao et al. [6, 7] analysed the surface topography and thermal effects. For most of the applications, the oscillation is generated by a fast tool servo [7] or a dedicated actuator [8, 9] which introduces an extra cost and limits the direction of actuation. In this study, the objective is to use the ordinary machine drives to perform the oscillation required to break the chips. Indeed, the feed drives are powerful actuators that can be used for different purposes such as vibration damping [10], chatter suppression [11] and also chip breakage. Chhabra et al. [12] used specifically designed linear drives for drilling operations. Citizen machine tool producer introduced the Low Frequency Vibration (LFV) cutting [13] on their high precision turning machine. Several patents are also related to this technology [14] but the general concept of superimposing an oscillation of top of the machining movement to break the chips can be applied freely.

The objective of this article is to analyse the possibilities offered by the ordinary machine tool feed drives to produce discontinuous chips in turning operations. The main contribution comes from the characterisation of

the oscillation capability of the machine and from the automatic selection of the oscillation parameters based on the process and machine limits.

The rest of the article is organized as follows. First, a general introduction about the modulation assisted machining for chip breaking is given. Then, the oscillation capability of two machines is evaluated and the selection of the automatic oscillation parameters is presented. Finally, the implementation and experimental validation is carried out for heavy duty turning operations.

2 Modulation assisted machining for discontinuous chip generation

To produce discontinuous chips, an oscillation is added on top of the standard movement so that the insert periodically leaves the cut. The additional oscillation can be generated in the cutting velocity direction (velocity modulation), in the depth of cut direction or in the feed direction (feed modulation). Velocity modulation is not adequate for chip breakage as the chip section is maintained constant; oscillation of the depth of cut can be effective for chip breakage but it would let a wavy surface that would need to be cleaned by a finishing pass. That is why, in this article, the feed modulation is preferred. An oscillation is thus generated in the feed direction so that, at some point, the relative feed between the tool and the workpiece is null or even negative. Figure 1 shows the tool path of a standard process in blue and of the chip breaking system in red with an oscillation frequency ratio between the oscillation frequency (f_{osc}) and the workpiece rotation frequency (f_w) of 2.5. With the chip breaking system, a sinusoidal oscillation is added on top of the linear displacement. The frequency ratios (f_{osc}/f_w) corresponding to an integer + 0.5 allow maximum and minimum of successive passes coincide. In Figure 1c that presents the tool path on a revolution, it is shown that instead of having a constant feed of h_0 the chip breaking system produces a variation of chip thickness. The coloured thick lines represent the 2.5 chips that are generated on average during a workpiece revolution as the oscillation frequency ratio is 2.5. In this study, the oscillation is produced by the ordinary ballscrew and rack and pinion machine drives. Hence, it is important to characterize the oscillation capability of the machine to define the working range of this technique when those non-dedicated actuators are used.

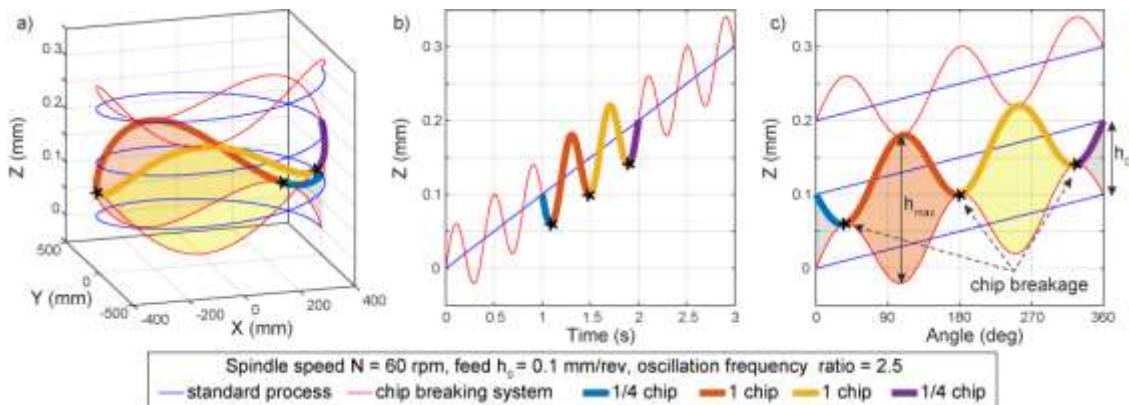


Figure 1: Principle of chip breaking system using modulated assisted machining.

3 Evaluation of the machine oscillation capability

To evaluate the oscillation capability of a machine, a setup test is performed in which the oscillation amplitudes and frequencies are varied from 0 to 0.6 mm and from 1 to 4 Hz, respectively. The oscillation capability of the machine can be limited by the dynamics of the drives and by the control gains tuning. However, the main limitation seems to come from the implementation possibilities offered by the different CNC providers. Indeed, the CNCs are internally filtering the additional setpoints introduced to the drives to preserve the machine and are thus limiting the oscillation capability. Figure 2 presents the results obtained

from a vertical turning centre equipped with a Siemens CNC and from a multi-functional milling turning centre equipped with a Heidenhain CNC. In Fig. 2-a2, it can be seen that with 2 Hz and 0.5 mm the amplitude setpoint is not achieved. At 3 Hz with the Siemens CNC, the oscillation is completely distorted when the amplitude of oscillation is increased. With the Heidenhain CNC, the response of the machine is better in the sense that even if the oscillation amplitude is not achieved, the oscillation is not distorted and the real amplitude is increased when the command is increased. At the inversion, the friction and backlash are slightly distorting the oscillation but it does not have an important impact for the targeted applications.

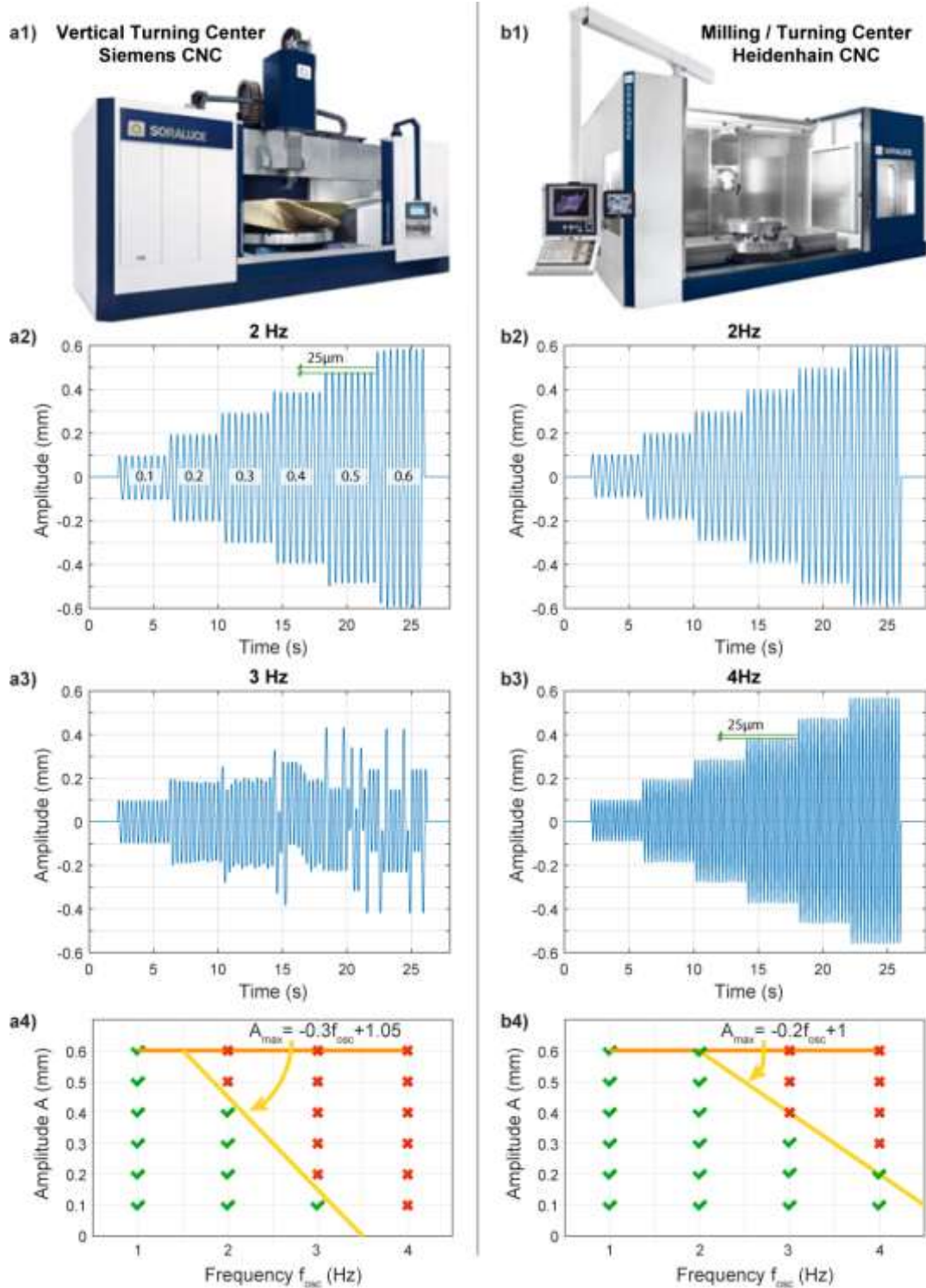


Figure 2: Characterisation of the machine oscillation capability.

Finally, the results of the setup test are summarized in the graphs Fig. 2-a4, b4. The worst case is considered to define the achievable oscillation but in general the machine axes have similar behaviour. Based on the characterization, the machine limitation $A_{\max}$ is defined by the yellow line. On top of the machine limitation, a process limitation is also added to ensure that the oscillation amplitude is not larger than 0.6 mm. Higher oscillation amplitudes might be detrimental for the process and tool life because of the load variations.

4 Automatic parameter selection for turning operations

Thanks to the characterization of the machine oscillation capability of the previous section, it is now possible to automatically select the right oscillation parameters depending of the machine and cutting process parameters. Moreover, the oscillation direction is also selected automatically.

4.1 Amplitude and frequency selection

As shown in [3], the boundary between the continuous and discontinuous chip formation in Fig. 3-a is represented by a series of lobes. In the first lobe, an average of 0.5 chips is generated per revolution; in the second lobe 1.5 chips are generated; etc. The undeformed chip length can be estimated from the workpiece diameter D and the oscillation frequency ratio (f_{osc} / f_w) by the following formula:

$$\text{chip length} = \frac{\pi \cdot D}{f_{\text{osc}} / f_w} \quad (1)$$

The higher the oscillation frequency ratio the smaller the chip length. The chip breaking system is thus automatically selecting the highest oscillation frequency ratio that can be achieved given the machine oscillation capability constraints. As presented by Mann in [3], the minimum oscillation amplitude ($A_{\min}$) to produce discontinuous chips is obtained when the instantaneous chip thickness is zero ($h=0$). This critical amplitude is given by the following formula with Φ the phase shift between passes.

$$A_{\min} = \frac{1}{2} \cdot \frac{h_0}{\sin(\Phi/2)} \quad (2)$$

The absolute minimum oscillation amplitude is obtained when the valleys and peaks of the oscillation are coinciding angularly ($\Phi = \pi$). In that condition, the absolute minimum oscillation amplitude is

$$A_{\text{absolute min}} = \frac{h_0}{2} \quad (3)$$

For the turning operations considered in this article, the chip breaking system automatically selects the oscillation conditions so that to always use the minimum oscillation amplitude. Using the machine limit presented in Fig. 2-a4, the oscillation frequency ratio (f_{osc} / f_w) is selected depending on the process conditions as seen in Fig. 3-b. The oscillation amplitude is set equal to the half of the programmed feed per revolution. This amplitude can then be increased by the amplitude amplification factor as presented in Section 5.1.

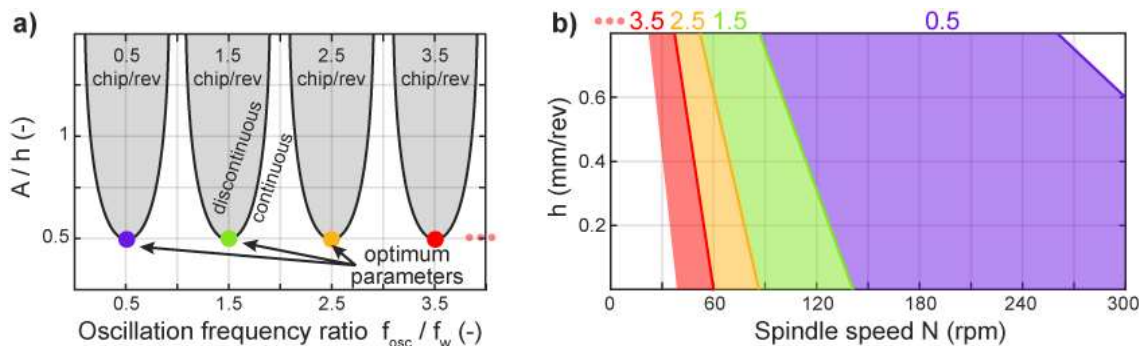


Figure 3: Automatic selection of the optimum oscillation parameters.

Considering the machine limitations, the chip breaking system is not able to produce discontinuous chips if the spindle speed is too high. However, the large vertical turning machines with table diameter larger than 2 meters are generally used within the working range of the chip breaking system.

4.2 Oscillation direction

To provide an automatic solution, the oscillation direction is obtained from the initially programmed tool movement. Indeed, the program implemented in the numerical controller is continuously reading the 'distance to go' left for each machine axis. Thus the oscillation is projected in the direction of the underlying movement and there is no need to ask for further parametrization to the end-user. As the system does not have any information about the position of the insert with respect to the workpiece material, the oscillation is deactivated at the end and at the beginning of each NC block so that the oscillation is never exceeding the initially programmed path. Indeed, if the oscillation would start and end from the beginning and end of a NC block extra material could potentially be cut. For example in Fig. 1-b, the oscillating movement is lower than $Z=0$ mm at the beginning and higher than $Z=0.3$ mm at the end of the displacement. By stopping the oscillation at the very beginning and very end of each NC block, the system ensures that the geometry of the workpiece is preserved. However, a longer chip is produced at each transition between NC blocks.

5 Experimental validation in turning

5.1 Implementation in commercial CNCs

The chip breaking system is a software option that can help reducing the chip length during turning operations. It has been implemented on Siemens and Heidenhain CNCs (preliminary testing has also been performed with Fanuc numerical controllers). A specific user interface is provided for the activation/deactivation of the chip breaking system as well as for the adjustment of an amplitude amplification factor, Fig. 4. By default, the amplitude amplification factor is set to 100%. This factor can be raised to increase the oscillation amplitude if the chip is still continuous after the activation of the option. Experimental tests showed that the chip can be extremely thin but still continuous when the theoretical oscillation amplitude that produces zero chip thickness is used. This can come from various elements such as a tool or workpiece flexibility, a slight desynchronization of the oscillation with respect to the spindle revolution or from the fact that the programmed oscillation amplitude is not achieved. To cope with those factors, the oscillation amplification factor is used to increase the oscillation amplitude and insure that a discontinuous chip is generated. This oscillation factor can be manipulated from the part program or by CNC soft keys so that the operator can adjust the chip breaking system depending on the chip formation. It is recommended to use the lowest possible amplification factor so that to minimize the oscillation amplitude. Screenshots and examples of NC program are given in Fig. 4 for Siemens and Heidenhain controllers.

The system can seamlessly work with any feed modes (G94 mm/min, G95 mm/rev and G96 constant cutting speed), any overrides and any directions (facing, cylindrical turning or XZ interpolations) as the oscillation amplitude, frequency and direction are constantly calculated in the real time kernel of the CNC.

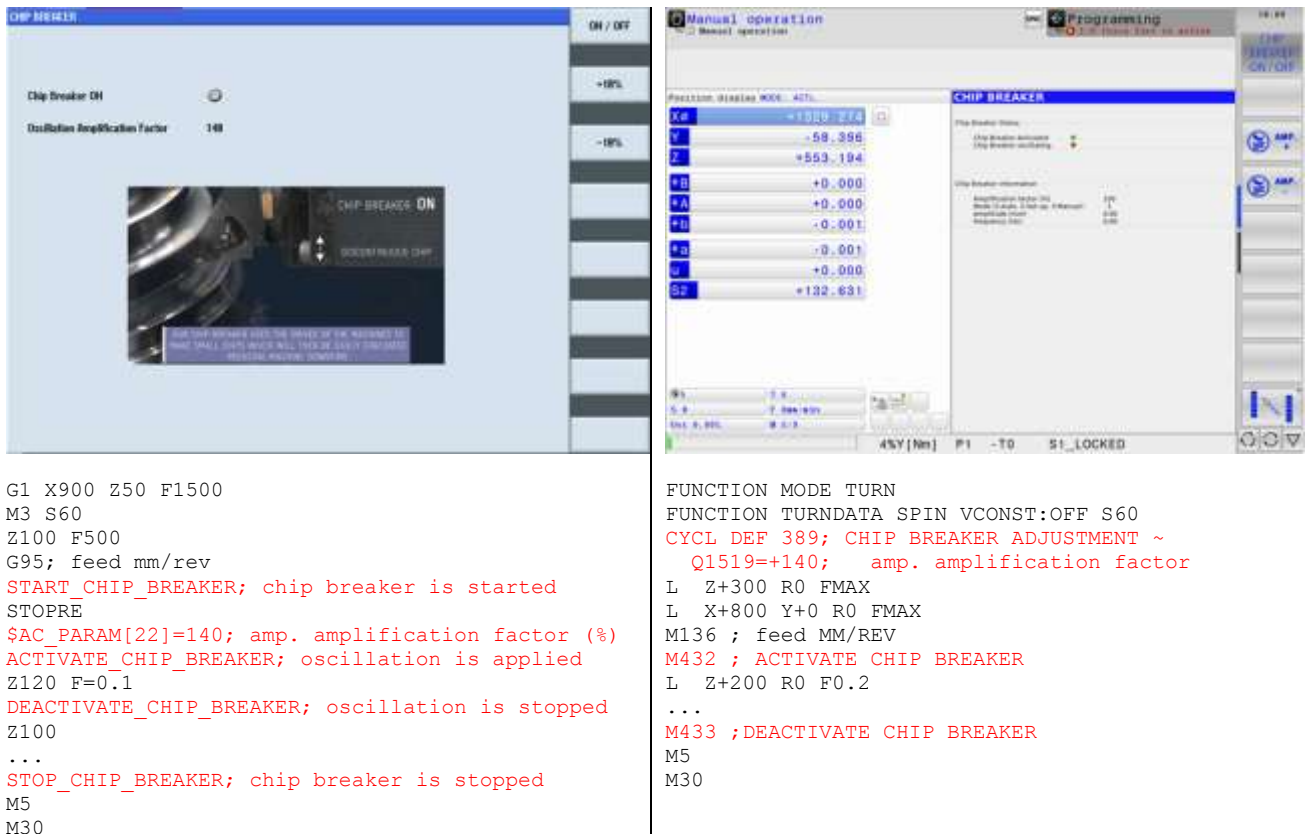


Figure 4: Implementation of the chip breaking system for Siemens and Heidenhain CNCs.

5.1 Limitations of the chip breaking system

It is advisable to activate this option only when long chips are generated and to use the lowest possible amplification factor. Indeed, this system does not increase the machining time but the oscillation increases the maximum load on the tool. If an amplification factor of 100% is used, the tool is cutting locally with a feed per revolution 2 times higher than the programmed one (as seen in Fig 1-c $h_{\max}=2 \cdot h_0$). The user should select a tool able to cope with this increased load.

In the current implementation, the chip breaking system should be used only for turning operations with linear interpolation. As shown in the following figure, the system automatically adapts the oscillation to the X, Z or combined XZ interpolations. To ensure that the oscillation is not producing overcuts, the system is automatically deactivated at the very beginning and very end of each block. Hence, it is not recommended to use the chip breaking option for contour interpolation with a block length shorter than 10 times the programmed feed per revolution. Circular interpolations are not supported at this point because it is necessary to get additional information from the CNC. However, if the parameters of the circle are known, the oscillation could follow the initial circular geometry to break the chips.

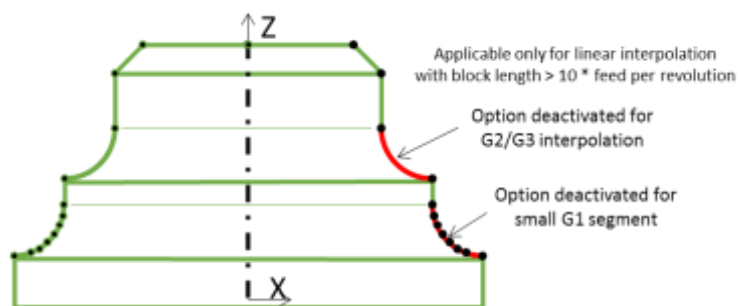


Figure 5: Limitation to linear interpolation.

5.2 Analysis of chips formation

When the chip breaking system is activated, the chip shape is changing from long continuous chips to small discontinuous chips. The aim of the chip breaking system is not to produce extremely small chips but to produce discontinuous chips that will not stay in the cutting area around the insert (Fig. 6-a,b) and that can be automatically handled by the chip conveyor. Figure 6-c shows the difference between the continuous and discrete chips generated using the chip breaking system presented in this article.



Figure 6: Chip formation for standard and chip breaking processes.

5.3 Analysis of the surface finish

Measurements have shown that the surface finish is slightly altered when the chip breaking system is activated. To compare the surface finish, a cylindrical and conical surface has been machined with a rounded insert of diameter 12 mm, Fig 7-a. The standard process is realized with a spindle speed of 120 rpm and a feed per revolution of 0.1 mm/rev. On top of this standard process, the chip breaking system is oscillating with an oscillation frequency of 1 Hz and amplitude of 0.07 mm. The chip breaking system is turned on and off during the machining operation. On the finished surface, it can be seen that when the chip breaking system is activated, the surface is matte if compared to the shiny surface left by the standard process. However, Figure 7-b shows that the surface roughness profile with and without chip breaking system is similar. The arithmetic average roughness R_a is slightly increased from $0.95 \mu\text{m}$ to $1.22 \mu\text{m}$.

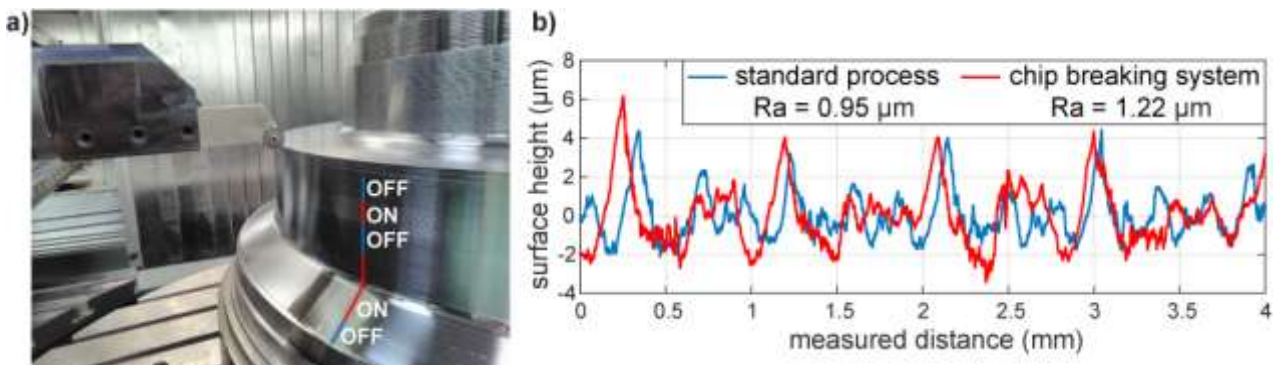


Figure 7: Analysis of the surface finish.

6 Conclusions

To conclude, this article presents a chip breaking system able to reduce the chip length during turning operations. This system is using the machine ordinary feed drives to produce an oscillation of the feed so that the tool leaves periodically the cut and produces discontinuous chips. The oscillation capability of the machine is first characterised so that the system automatically selects achievable oscillation parameters. The oscillation direction is also automatically obtained from the initially programmed toolpath. Vertical turning machines are usually designed for large workpieces (diameter larger than 500 mm) which thus require low spindle speeds to reach the adequate cutting velocity. Hence, as demonstrated in this article, the standard

rack and pinion or ballscrew drives have a sufficient oscillation capability to produce discontinuous chips. This same technology could also be applied to smaller turning machines but it would require high feed drives bandwidth. Finally, the experimental validations show that it is important to give to the operator the possibility to increase the oscillation amplitude in case the chip breaking system is not able to produce discontinuous chips with the nominal oscillation amplitude. Further work will aim at integrating the circular interpolations in turning and at applying this technique to heavy duty drilling operations. Moreover, more exhaustive cutting tests will be carried out to evaluate the effect of the chip breaking system on the tool life.

7 Acknowledgement

This work was partially supported by the European Community under the MC-Suite project (H2020-FoF-2015-680478) and by the Spanish ministry of economy and competitiveness under the OneHydro project (RTC-2016-5141-5).

8 References

- [1] Munoa J., Beudaert X., Dombrovari Z., Altintas Y., Budak E., Brecher B., Stepan G. 2016 “Chatter suppression techniques in metal cutting”, CIRP Annals Manufacturing Technology, Volume 65, Pages 785-808
- [2] Brehl D. E., Dow T. A. 2008 “Review of vibration-assisted machining”, Precision engineering, Volume 32, Pages 153-172
- [3] Mann J.B., Guo Y., Saldana C., Compton W.D., Chandrasekar S. 2011 “Enhancing material removal processes using modulation assisted machining”, Tribology International, Volume 44, Pages 1225-1235
- [4] Smith K., Assaid T., McFarland J., Tursky D., Barkman W. 2010 “Simulating the effect of modulated tool-path chip breaking on surface texture and chip length”, Proceedings of the depleted uranium users conference, Oak Ridge USA
- [5] Gandhi R., Sebastian D., Basu S., Mann J., Iglesias P., Saldana C. 2015 “Surfaces by vibration/modulation-assisted texturing for tribological applications” The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Volume 85, Pages 909-920
- [6] Gao Y., Sun R. L., Chen Y. N., Leopold J. 2016 “Mechanical and thermal modeling of modulation-assisted machining”, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Volume 86, Pages 2945-2959
- [7] Gao Y., Sun R., Chen Y., Leopold J. 2016 “Analysis of chip morphology and surface topography in modulation assisted machining”, International Journal of Mechanical Sciences, Volume 111, Pages 88-100
- [8] M4 Science www.m4sciences.com/
- [9] Mitis www.mitis.fr
- [10] Altintas Y., Verl A., Brecher C., Uriarte L., Pritschow G. 2011 “Machine tool feed drives”, CIRP Annals-Manufacturing Technology, Volume 60, Pages 779-796
- [11] Munoa J., Beudaert X., Erkorkmaz K., Iglesias A., Barrios A., Zatarain M. 2015 “Active suppression of structural chatter vibrations using machine drives and accelerometers”, CIRP Annals-Manufacturing Technology, Volume 64, Pages 385-388
- [12] Chhabra P.N., Ackroyd B., Compton W.D., Chandrasekar S. 2002 “Low-frequency modulation-assisted drilling using linear drives”, Proc Inst Mech Eng B: J Eng Manuf, Volume 216, Pages 321-30
- [13] Citizen, Low frequency vibration cutting www.citizenmachinery.co.uk/lfv-technology/
- [14] Dombrowski T., Klosterhalfen H. 1987 “Method and apparatus for achieving chip separation while machining work pieces”, US 4693146 A

2nd SESSION

TORNALAMADA TALAŞ YAN AKIŞ AÇISININ SONLU ELEMANLAR ANALİZİ VE DENEYSEL OLARAK DOĞRULANMASI

Uğur Emiroğlu^a, Emel Kuram^b, Erhan Altan^c

^aYıldız Teknik Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü İstanbul/Türkiye, emiroglu@yildiz.edu.tr

^bSabancı Üniversitesi Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fak., İstanbul/Türkiye, emelkuram@sabanciuniv.edu

^cYıldız Teknik Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü İstanbul/Türkiye, ealtan@yildiz.edu.tr

Özet

Talaş kontrolü talaş akışıyla yakından ilişkilidir ve talaş oluşumunun ve talaşların kolay, güvenli bir şekilde uzaklaştırılması için talaş kırılmasının etkin kontrolünün yanı sıra iş parçasının yüzey bütünlüğünü korumak için de önemli rol oynar. Talaş yan akış açısı, teorik olarak analiz edilmesini zorlaştıran birkaç faktörden etkilenir. Talaş yan akış açısı üzerine yapılan çalışmalar olmasına rağmen, bu çalışmaların sonuçları talaş yan akış açısını tahmin etmede iyi bir yaklaşım sunamamaktadır.

Bu çalışmada, yumuşak çeliğin tornalanması için çeşitli kesme parametreleri ile farklı uç yarıçaplarına sahip indekslenebilir kesici uçlar kullanılarak talaş yan akış açısı sonlu elemanlar yöntemi (SEY) ile tahmin edilmiş ve deneysel olarak ölçülmüştür. SEY analizinin sonuçları, deneysel çalışma ile doğrulanmıştır.

Anahtar kelimeler: Tornalama, Talaş yan akış açısı, Sonlu elemanlar yöntemi.

FINITE ELEMENT ANALYSIS OF CHIP SIDE FLOW ANGLE IN TURNING AND EXPERIMENTAL VALIDATION

Abstract

Chip control is closely related to chip flow and it plays also a predominant role in the effective control of chip formation and chip breaking for the easy and safe disposal of chips, as well as for protecting the surface-integrity of the workpiece. Chip side flow angle is affected by several factors that make it difficult to analyze theoretically. Although there have been some studies done on chip side flow angle, the results of these studies have not presented a good approximation in predicting of it.

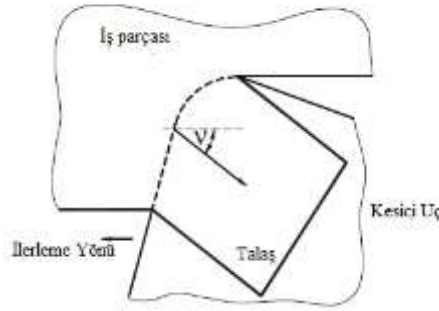
In this study, by using indexable inserts with different nose radius and various cutting conditions for turning of mild steel, the chip side flow angle was predicted by finite element method (FEM) and measured experimentally. The results of FEM analysis were verified with the experimental study.

Keywords: Turning, Chip side flow angle, Finite element method.

1 Giriş

Talaş kontrolü karmaşık bir problemdir ve büyük ölçüde talaş kaldırma işleminin verimliliğini etkilemektedir. Kesme işleminin koşulları ve kesme parametrelerinin talaş kontrolü üzerinde etkisi vardır ve talaş kontrolü talaş akışıyla da doğrudan ilgilidir. Talaş akışı ve yönü; talaşın bükülmesini ve kırılmasını değiştirmektedir. Talaş akış yönü takımın etkin talaş açısını etkileyen önemli faktörlerdendir ve dolayısıyla kesme kuvvetleri ile takım ömrü üzerinde de etkisi vardır. Bu nedenle talaşlı kaldırma işlemlerinde talaş akış yönünün esasını anlamak ve incelemek için kesme modelleri geliştirilmektedir.

Talaş akışı için iki esas açı önem taşımaktadır. Bunlardan biri talaş yan akış açısı ve diğeri de talaş arka akış açısıdır. Şekil 1’de tek kesen ağızlı kesici uç için talaş yüzeyi üzerindeki talaş yan akış açısı gösterilmiştir.



Şekil 1: Talaş akış yönü ve talaş yan akış açısı(v)[1]

Birçok faktörden etkilenen talaş akış doğrultusu teorik olarak analizi zor olan talaş yan akış açısını tanımlar. Araştırmacılar tarafından, talaş yan akış açısını tahmin etmek için bazı bağıntılar geliştirildi. Araştırmacılar genellikle dik kesme işlemlerinde talaş yan akış açısı üzerine tek kesen ağızlı kesici uç ile çalışmalar yapmışlardır. Birçok araştırmacı talaş yan akış açısı için farklı matematiksel modeller geliştirip deneysel olarak bunları doğrulamışlardır. Stabler[2] talaş yan akış açısının belirlenmesi için eğik kesmede eğim açısının, talaş yan akış açısına eşit olduğunu belirtmiştir. Stabler[3] diğer bir çalışmada takımın ana ve yan kesici kenarı ile ilgili model geliştirmiş ve talaş yan akış açısını iki kesme kenarı boyunca talaş hız vektörlerini toplayarak bulmuştur. Talaş yan akış açısının kesme parametreleri ve takım geometrisi ile ilişkisi vardır. İlk olarak Colwell[4], konvensiyonel tornalama için talaş yan akış açısının; kesme derinliği, ilerleme, uç yarıçapı ve ayar açısı tarafından belirlenebildiği bir model geliştirmiş ve denklem(1)’i önermiştir.

Eğer $a/r < (1 - \cos(x))$ ise, $v = \tan^{-1}\left(\frac{\sqrt{2 \cdot r \cdot a - a^2 + f/2}}{a}\right)$

Eğer $a/r \geq (1 - \cos(x))$ ise, $v = \tan^{-1}\left(\frac{\frac{a}{\tan(x)} + r \cdot \tan\left(\frac{x}{2}\right) + f/2}{a}\right)$ (1)

Talaş yan akış açısı takım geometrisi ve kesen ağız formuyla yakından ilgilidir. Okushima ve Minato[5] kesen ağız boyunca her bir birim elemandaki talaş yan akış vektörlerini bularak, buradan talaşın yan akışının bu vektörlerin toplamı olduğunu göz önüne alan bir modeli geliştirmişlerdir. Takım geometrisi etkisi olarak, ayar açısının ve yan ayar açısının talaş yan akış açısı üzerinde etkili olduğu ilk defa Zorev[6] tarafından dikkate alınmıştır. Ana kesen ağız ve yan ağızda talaş kaldırma esnasında etkiyen kuvvetlerin, talaş yan akış açısı üzerine etkilerini belirleyen bir yaklaşım kullanmış ve talaş yan akış açısının bulunması için $x=90^\circ$ ve $x_1=0^\circ$ değerlerinde denklem(2)’nin kullanılabileceğini belirtmiştir. Talaş kaldırma esnasında sürtünme kuvvetinin talaş akış yönü üzerine etkisi ilk olarak Young ve arkadaşları[7] tarafından incelenmiştir.

$$v = \frac{1}{2} \sin^{-1}\left(\frac{f}{a}\right) \quad (2)$$

Kesme parametreleri ve takım geometrisini göz önüne alan çalışmalarda bazı parametrelerin etkilerinin büyük olduğu düşünülerek daha basit denklemin eldesine çalışılmıştır. Spaan[8], talaş yan akış açısı için takım uç yarıçapı, kesme derinliği ve eğim açısına bağlı olarak geliştirdiği basit bir bağıntıda(3) bir düzeltme katsayısı kullanmıştır. Jiang[9] da kesme parametreleri(kesme derinliği, ilerleme) ve takım geometrisini belirleyen daha fazla parametreleri(takım uç yarıçapı, ayar açısı, talaş açısı ve eğim açısı) göz önüne alarak karmaşık bir bağıntı(4) ileri sürmüştür.

$$v = 33,3 \left(\frac{r}{a} \right) + 3,3 + K \cdot \lambda \quad (3)$$

$$v = 0,208a^{-0.744} f^{0.424} (r + 0.45)^{0.682} (x - 16)^{1.28} 0.988^{(\gamma)} + 0.62\lambda \quad (4)$$

Talaş yan akış açısının enerji yönünden incelenmesi Usui ve Hirota[10] tarafından yapılmıştır. Talaş kaldırmada kayma enerjisi ve sürtünme enerjisini en aza indiren yaklaşım talaş yan akış açısının bulunabileceğini göstermişlerdir.

Talaş yan akış açısı üzerine kesme parametreleri ve takım geometrisinin etkilerinin detaylı olarak incelenmesi Jawahir[11] ve Wang[12] tarafından yapılmıştır. Ayrıca çeşitli araştırmacılar, talaş yan akış açısının bulunması için çeşitli yaklaşımlar kullanmışlardır[13,14,15,16]. Kıyak ve arkadaşları[1] yumuşak çeliğin tormalanmasında yapay sinir ağları yaklaşımını kullanarak talaş yan akış açısını tahmin etmişlerdir. Farklı kesme şartlarında deneysel olarak talaş yan akış açısını ölçerek bu verilerle yapay sinir ağı ve çoklu regresyon modeli uygulamışlardır.

Literatür incelenip araştırmacıların modelleri karşılaştırıldığında en iyi yaklaşımın yapay sinir ağlarının verdiği görülmüştür[1].

Talaş oluşumu esasen çok karmaşık ve farklı bilim dallarını bir araya getiren fiziksel bir olaydır. Bundan dolayı kesme esnasında meydana gelen verileri deneysel olarak ölçebilmek genellikle zor olabilmektedir. Talaşlı şekil verme üzerine yapılan çalışmalar maliyetli ve zaman açısından da uzun sürdüğünden talaş kaldırma işleminin sayısal olarak modellenmesi alternatif bir yöntemdir. Talaşlı şekil verme işleminin modellenmesinde kullanılan sayısal çözümlemelerden en çok tercih edilen Sonlu Elemanlar Yöntemidir. Talaşlı şekil verme kapsamında çeşitli malzemelerin işlenmesinde kesme parametrelerinin etkilerini değerlendirmek için farklı simülasyon programları ile araştırmacılar çalışmalar yapmışlardır. Literatür araştırmalarına bakıldığında farklı talaşlı şekil verme işlemleri ile yapılan deneysel çalışmalar ile simülasyon çalışmaları karşılaştırılmıştır ve çalışmalarda işlem çıktıları genellikle kesme kuvvetleri, kesici takım aşınması, gerilmeler ve kesme sıcaklıklarının önceden kestirimi olarak alınmıştır.

Literatür araştırmasında, SEY kullanarak talaş yan akış açısı kestirimi konusunda iki çalışmaya rastlanmıştır. Wang ve arkadaşları'nın[17,18] iki çalışması birbirlerine benzer olup, tormalamada yüksek ilerlemeli helisel kanal açımı için SEY kullanarak talaş yan akış açısı kestirimini, takımda uç yarıçapı göz önüne almadan yapmışlardır. Çalışmalarında uç yarıçapı bulunmayan takımlarda iki kesen ağzın iş parçası temas boylarının oranlarının, talaş yan akış açısı ile olan ilişkilerini ortaya koymuşlardır. Çalışmalarında ayrıca uç yarıçapı olan takımlarla benzer çalışmaların yapılmasını önermişlerdir.

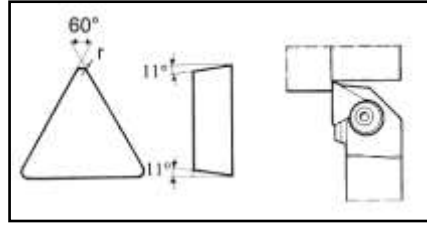
Bu çalışmada diğer çalışmalardan farklı olarak AISI 1040 çeliğinin, farklı uç yarıçaplarına sahip kaplamasız karbür kesici uçlar ve farklı kesme parametreleri kullanarak silindirik tormalanmasında talaş yan akış açısı SEY kullanılarak belirlenmiş ve deneysel ölçümlerle model doğrulanmıştır. Ayrıca kesme parametrelerinin ve kesici uç geometrisinin talaş yan akış açısı üzerindeki etkileri deneysel ve sonlu elemanlar analiz sonuçları ile değerlendirilmiştir.

2 Deneysel Çalışmalar

Tornalamada talaş yan akış açısının belirlenmesinde, SEY analizi ve deneysel çalışmalar için; kesici uç yarıçapı, ilerleme ve kesme derinliği değişken parametreleri olarak kabul edilmiştir. Kesme hızının talaş yan akış açısını etkilemediği bilindiği için, kesme hızı deneylerde 120 m/dak sabit olarak alınmıştır[19]. Farklı kesme şartlarında toplam 18 adet deney gerçekleştirilmiştir. Silindirik tornalama işlemi ortogonal kesme olarak uygulanmıştır ve Goodway-GA-230 model CNC torna tezgahında gerçekleştirilmiştir. Kesici uç olarak 0.4, 0.8 ve 1.2 mm uç(burun) yarıçapına sahip kaplamasız indekslenebilir kesici uçlar kullanılmıştır. Kesici takımın kesme açıları $\chi=90^\circ$, $\lambda=0^\circ$, $\gamma=+5^\circ$, $\alpha=11^\circ$, $\epsilon_r=60^\circ$ 'dir. İş parçası olarak Tablo 1'de kimyasal özellikleri verilen AISI1040 çeliği kullanılmıştır. Her bir deney kesme sıvısı kullanılmadan ve keskin indekslenebilir uç kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Şekil 2' de kesici uç ve takım tutucu gösterilmiştir.

C	Mn	Si	P	S	Al	Cr	Cu	Sn	Nb	V	Mo
0.38	0.61	0.225	0.01	0.02	0.024	0.047	0.031	0.002	0.002	0.002	0.002

Tablo 1: AISI1040 malzemesinin kimyasal özellikleri



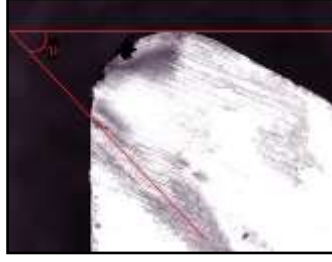
Şekil 2: Kesici uç ve takım tutucu

Tornalamada talaş yan akış açısının belirlenmesinde, SEY analizi ve deneysel çalışmalar için uygulanan kesme parametreleri ve takım geometrisine ait bilgiler Tablo 2'te verilmiştir.

Kesme hızı (m/dak)	120
İlerleme (mm/dev)	0.4 – 0.7 - 1
Kesme derinliği (mm)	0.5 - 1
Uç yarıçapı (mm)	0.4 – 0.8 – 1.2
Kesme uzunluğu (mm)	20
Talaş açısı (°)	+5
Boşluk açısı (°)	11

Tablo 2: Deneylerde kullanılan kesme parametreleri ve takım geometrisine ait bilgiler

Tornalama işlemine geçmeden önce kullanılan kesici uçların talaş yüzeyi yüksek sıcaklıklara dayanıklı bir boya ile boyandı. Tornalama uzunluğu her işlem için 20 mm olarak alındı ve her adımdan sonra kesme işlemi durdurularak talaş yan akış açısını ölçmek için kesici ucun talaş yüzeyi mikroskop kullanılarak görüntülendi. Talaş yüzeyi üzerinde talaş akışının meydana getirdiği iz mikroskop kamerası yardımıyla fotoğraflandı. Her deney için fotoğraf alındı ve talaş yan akış açısı bir iletke ile ölçüldü. Kesici ucun talaş yüzeyindeki talaş izinin bir örneği Şekil 3'te verilmiştir.



Şekil 3: Talaş yüzeyindeki talaş izi ve talaş akış doğrultusu ile talaş yan akış açısı

3 Sonlu Elemanlar Analizi

Tornalama işlemi için kesme simülasyonları literatürde sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak yapılmış ve sonlu elemanlar analizlerinde genellikle imalat işlemlerinin simülasyonlarında kullanılan DeformTM- 3D Machining paket programı kullanılmıştır. Bu analiz programının güçlü tarafı, analiz sırasında kendisi otomatik olarak yeniden sonlu eleman ağı oluşturmaya ve kesici takım ucuna yakın yerlerde yoğun düğüm noktaları oluşturarak daha doğru sonuçlar vermesidir[20]. Kesme işleminin modellenmesinde en çok kullanılan modeller Oxley, Johnson-Cook, Zerilli-Armstrong, Maekawa, Marusich modelleridir[21]. DeformTM - 3D paket programı ile gerçekleştirilen sonlu elemanlar modelinde, Oxley' iş parçası malzeme modeli seçilmiştir. Bu malzeme modelinin seçilmesinin nedeni, daha önce yapılan bir çalışmada[22] Oxley malzeme modelinin kesme kuvvetleri için daha iyi sonuçlar verdiğinin bilinmesidir. Oxley'e göre akış-gerilim denklemi aşağıdaki gibidir:

$$\sigma = \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\epsilon}, T) \quad (5)$$

Kullanılan iş parçası plastik cisim olarak modellenmiştir ve özellikleri Tablo 3'de verilmektedir. Kesici takım da rijit-plastik cisim tanımlanması ile modellenmiştir. Kesici takıma ait malzeme özellikleri Tablo 4'de verilmiştir. Analiz işlemleri öncesinde kullanılacak farklı uç yarıçaplarında kesici takımlara ait katı modellerin oluşturulması için ön hazırlıklar yapılmıştır. Kesme analizlerinde kullanılan kesici takımların üç boyutlu modelleri kesici takım kataloğundan alınan bilgiler doğrultusunda kesici uca ait geometrik özellikler dikkate alınarak Solidworks® programında modellenmiştir. Oluşturulan modeller “.stl” formatında kaydedilerek; DeformTM - 3D programına aktarılmıştır. Bu bağlamda üç farklı uç yarıçaplı kesici uç modellenmiştir. Kesme analizlerinde kesici uç ve iş parçasının ağ yapısı (meshing) modellenmesinde Lagrangian Artımlı Ağ Yapısı modeli kullanılmıştır.

Lagrangian yaklaşımında, mesh malzeme ile birlikte akmaktadır. Bir anlamda talaş oluşumunun her aşamasında mesh yapısı değişmektedir. Buna bağlı olarak da eleman ve düğüm sayısı da değişebilmektedir. Bu yaklaşımda talaş şeklinin önceden tanımlanması gerekmez. Dolayısıyla elde edilen talaş şekli deneysel olarak elde edilen talaş şekline benzemektedir.

Malzeme	Termal Genleşme Katsayısı ($\times 10^{-6}$)(K ⁻¹)	Elastisite Modülü(GPa)	Poisson Oranı	Yoğunluk (kg/m ³)	Isı Kapasitesi (N/mm ² °C)	Termal İletkenlik Katsayısı (W/m°°C)
AISI 1040	11	200	0.3	7.8	30	47.7

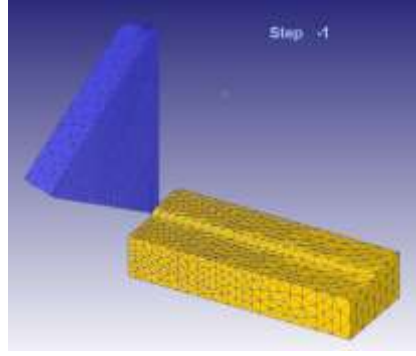
Tablo 3: Çalışmada iş parçası malzemesi için kullanılan termal ve mekanik özellikler

Malzeme	Termal Genleşme Katsayısı ($\times 10^{-6}$)(K ⁻¹)	Elastisite Modülü(GPa)	Poisson Oranı	Yoğunluk (kg/m ³)	Isı Kapasitesi (N/mm ² °C)	Termal İletkenlik Katsayısı (W/m°°C)
WC	5	650	0.25	11.9	15	59

Tablo 4: Kesici uç malzemesinin termal ve mekanik özellikleri

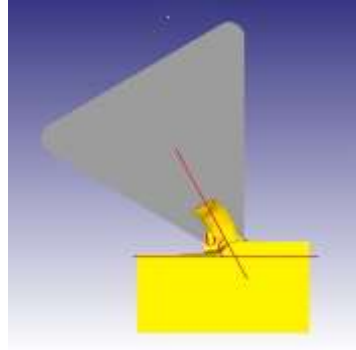
Yapılan bütün analizler için Tablo 2’de verilen kesme parametreleri kullanılmıştır. Kesici takım – iş parçası ara yüzeyi sürtünme faktörü 0.6, ısı transfer sabiti $45\text{kW/m}^2\text{°C}$ ve ilk sıcaklık 20°C olarak seçilmiştir[23].

Şekil 4’te, oluşturulan 3D model gösterilmektedir. İş parçası plastik cisim olarak modellenmiş ve ortalama 5374 eleman ve 1283 düğüm noktasından, kesici takım da rijit-plastik cisim olarak modellenmiş ve uç kısmında daha yoğun olacak şekilde ortalama 6810 elemandan ve 1581 düğüm noktasından meydana gelmiştir. Analizler tetrahedron ağ yapısı oluşturularak gerçekleştirilmiştir.



Şekil 4: Kesici takım ve iş parçası ağ yapısı

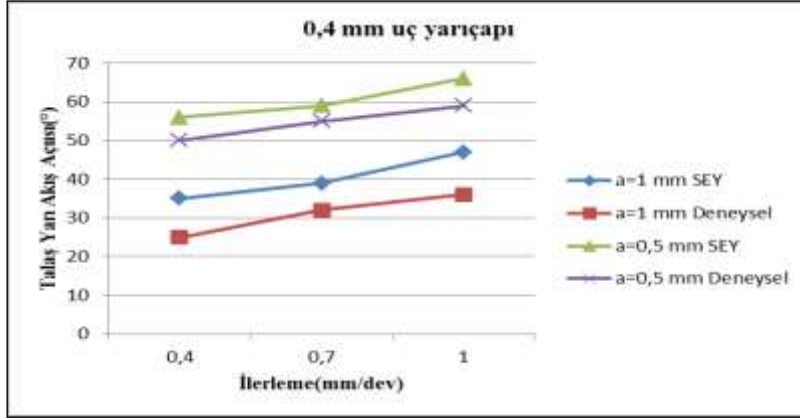
Toplam 18 adet analiz yapılmıştır. Yapılan analizler sonucunda kesme sürecinde oluşan talaş yan akış açısı incelenmiştir. Elde edilen sonlu elemanlar çözümü ile deneysel veriler ayrıca karşılaştırılmıştır. Şekil 5’de talaş yan akış açısının sonlu elemanlar analizindeki görünümü gösterilmiştir.



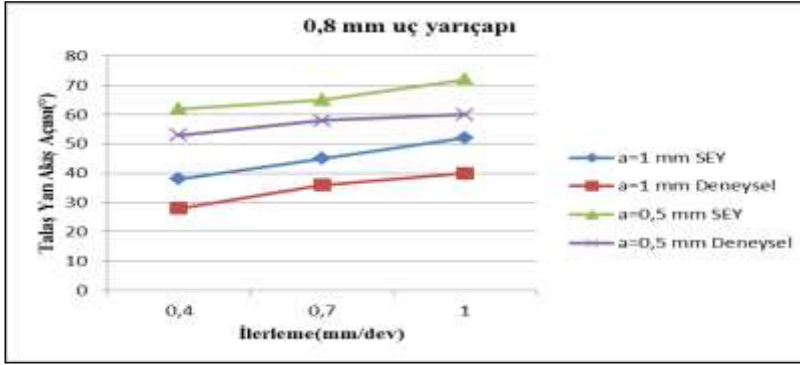
Şekil 5: Sonlu elemanlar analizi ile belirlenen örnek bir talaş yan akış açısı
($a=1\text{mm}$, $f=1\text{ mm/dev}$, $r=1.2\text{mm}$, Talaş yan akış açısı 63°)

4 Bulgular ve Tartışma

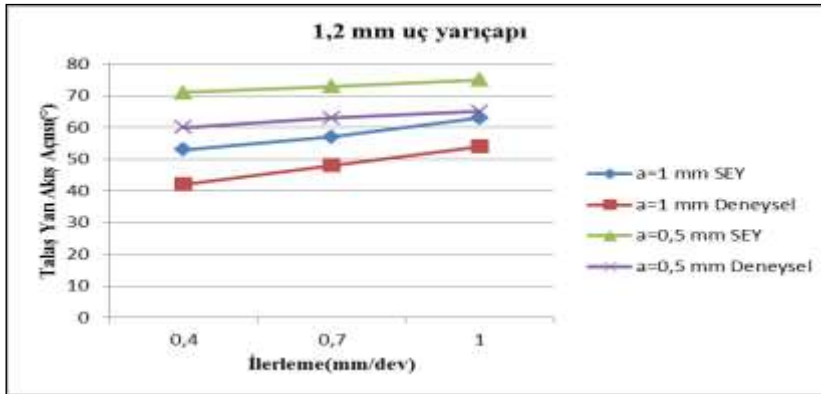
Deneysel ve sonlu elemanlar analizi ile farklı kesme parametrelerinde ve farklı takım geometrileri için elde edilen talaş yan akış açıları Şekil 6, Şekil 7 ve Şekil 8’de verilmiştir.



Şekil 6: 0.4 mm uç yarıçaplı kesici uç için ölçülen ve SEY ile elde edilen talaş yan akış açısı



Şekil 7: 0.8 mm uç yarıçaplı kesici uç için ölçülen ve SEY ile elde edilen talaş yan akış açısı



Şekil 8: 1.2 mm uç yarıçaplı kesici uç için ölçülen ve SEY ile elde edilen talaş yan akış açısı

Yapılan sonlu elemanlar analizleri ve doğrulama ile deneysel çalışmalardan talaş yan akış açısı değerleri elde edilmiştir. Hem sonlu elemanlar analizlerinde hem de deneysel çalışmalarda görüldüğü gibi kesme derinliğinin artmasıyla talaş yan akış açısının değeri azalmakta ve ilerleme değerinin artması ile de artmaktadır. Aynı zamanda uç yarıçapının artması ile de talaş yan akış açısının arttığı görülmektedir. SEY analizi bir yaklaşım olduğu için deneysel sonuçlar ile arasında farklar vardır. Fakat deneysel sonuçlardan sapmalar kabul edilebilir değerlerdedir. SEY analizi ile elde edilen sonuçların deneysel sonuçlardan daha büyük olmasının başlıca nedenleri şu şekilde özetlenebilir:

- SEY analizinde kesici takım rijit olduğundan dolayı hiç enerji absorbe etmemektedir.
- Metal kesme işleminde sürtünme çok karmaşık bir yapıdadır ve sürekli değişmektedir. Modelde ortalama bir sürtünme katsayısı kabul edilmiştir.
- Benzetimlerde kullanılan modeller deneysel sonuçlara belli yaklaşım yapmaktadır.

5 Sonuçlar

Bu çalışmada AISI 1040 çeliğinin farklı geometrilere sahip karbür kesici uçlarla silindirik tornalanmasında talaş yan akış açısının deneysel ve sonlu elemanlar analiz sonuçları incelenmiştir. Bu çalışmadan elde edilen sonuçlar aşağıdaki gibidir:

- Üç farklı kesme parametresi; kesme derinliği, ilerleme ve kesici uç yarıçapının talaş yan akış açısı üzerindeki etkileri sonlu elemanlar analizi ve deneysel çalışma ile incelenmiştir.
- Talaş yan akış açısının, kesme derinliğinin artmasıyla azaldığı; ilerlemenin artmasıyla da arttığı görülmüştür. Ayrıca kesici uç yarıçapının artmasıyla da talaş yan akış açısı artmaktadır.
- Talaş yan akış açısının, sonlu elemanlar analizi yapılmış ve deneysel çalışmalardan elde edilen değerlere, model bir yaklaşım sağlamıştır.

Teşekkür

Deneysel çalışmalarda kullanılan kesici uçların temini için sağladığı desteklerinden dolayı Beta Kesici Takımlar firmasına ve Makine Mühendisi Selman Yıldırım'a teşekkür ederiz.

Semboller

v :Talaş yan akış açısı ($^{\circ}$),
 v :kesme hızı (m/dak),
 a :kesme derinliği (mm),
 f :ilerleme (mm/dev),
 r :kesici uç yarıçapı (mm),
 ϵ_r :kesici uç açısı ($^{\circ}$),
 x :Ayar açısı ($^{\circ}$),
 x_1 :Yan ayar açısı ($^{\circ}$),
 γ :Talaş açısı ($^{\circ}$),
 λ :Eğim açısı ($^{\circ}$),
 α :boşluk açısı ($^{\circ}$),
 $\bar{\sigma}$:Akış gerilmesi (N/mm²),
 $\bar{\epsilon}$:Etkin şekil değiştirme,
 $\dot{\epsilon}$:Etkin şekil değiştirme hızı (sn⁻¹),
 T :Sıcaklık ($^{\circ}$ C)

6 Kaynakça

- [1] Kiyak, M., Altan, M., & Altan, E. (2007). "Prediction of chip flow angle in orthogonal turning of mild steel by neural network approach." The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Volume 33(3), Pages 251-259.
- [2] Stabler, G. V. (1951). "The fundamental geometry of cutting tools." Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Volume 165(1), Pages 14-26.
- [3] Stabler, G. V. (1964). "The chip flow law and its consequences." Advances in Machine Tool Design and Research, Volume 5, Pages 243-251.

- [4] Colwell, L. (1954). "Predicting the angle of chip flow for single-point cutting tools." Trans. ASME, Volume 76, Pages 199-204.
- [5] Okushima K, Minato K (1959). "On the behaviours of chip in steel cutting." Bulletin JSME Volume 2(5), Pages 58–64
- [6] Zorev, N. N. (1966). "Metal cutting mechanics." Pergamon, Headington Hill Hall, Oxford, England. 1966, 526 P.
- [7] Young, H. T., Mathew, P., & Oxley, P. L. B. (1987). "Allowing for nose radius effects in predicting the chip flow direction and cutting forces in bar turning." Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science, Volume 201(3), Pages 213-226.
- [8] Spaan, C., & Geodemonat, A. (1971). "The breakability as an aspect of machinability-a computer simulation of chip formation." SME Paper MR, Pages 71–154.
- [9] Jiang, C. Y., Zhang, Y. Z., & Chi, Z. J. (1984). "Experimental research of the chip flow direction and its application to the chip control." CIRP Annals-Manufacturing Technology, Volume 33(1), Pages 81-84.
- [10] Usui, E., & Hirota, A. (1978). "Analytical prediction of three dimensional cutting process—part 2: chip formation and cutting force with conventional single-point tool." Journal of engineering for industry, Volume 100(2), Pages 229-235.
- [11] Jawahir, I. S. (1991). "An investigation of three-dimensional chip flow in machining of steels with grooved chip forming tool inserts." Transactions of NAMRC, Volume 19, Pages 222-231.
- [12] Wang, J. (2001). "Development of a chip flow model for turning operations." International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 41(9), Pages 1265-1274.
- [13] Hagiwara, M., Chen, S., & Jawahir, I. S. (2009). "A hybrid predictive model and validation for chip flow in contour finish turning operations with coated grooved tools." Journal of materials processing technology, Volume 209(3), Pages 1417-1427.
- [14] Koné, F., Czarnota, C., Haddag, B., & Nouari, M. (2013). "Modeling of velocity-dependent chip flow angle and experimental analysis when machining 304L austenitic stainless steel with groove coated-carbide tools." Journal of Materials Processing Technology, Volume 213(7), Pages 1166-1178.
- [15] Shamoto, E., Aoki, T., Sencer, B., Suzuki, N., Hino, R., & Koide, T. (2011). "Control of chip flow with guide grooves for continuous chip disposal and chip-pulling turning." CIRP Annals-Manufacturing Technology, Volume 60(1), Pages 125-128.
- [16] D'Acunto, A., Le Coz, G., Moufki, A., & Dudzinski, D. (2017). "Effect of Cutting Edge Geometry on Chip Flow Direction—Analytical Modelling and Experimental Validation." Procedia CIRP, Volume 58, Pages 353-357.
- [17] Wang, Q., Lin, H., & Zhang, Z. (2011). "Prediction of chip flow angle to study the relation between chip flow and ratio of the cutting edge lengths using sharp corner tools." The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Volume 56(9), Pages 841-855.
- [18] Wang, Q. M., & Lin, H. L. (2011). New Chip Flow Angle Prediction to Investigate the Effects of Ratio of the Cutting Edge Lengths on Chip Flow Using Sharp Corner Tools. In Advanced Materials Research Volume 314, Pages 1189-1202.
- [19] Van Luttervelt, C. A., & Pekelharing, A. J. (1976). "Chip formation in machining operation at small diameter." Annals of the CIRP, Volume 25(1), Pages 71-76.
- [20] Özel, T. (2006). "The influence of friction models on finite element simulations of machining." International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 46(5), Pages 518-530.
- [21] Grzesik, W. (2008). "Advanced machining processes of metallic materials: theory, modelling and applications." Elsevier.
- [22] Kılıçaslan, C., Yardımoğlu, B. (2009). "Ortogonal metal kesme benzetimlerinde kullanılan malzeme ve sürtünme modellerinin kesme kuvvetlerine etkisi, 1. Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu, Yıldız Teknik Üniversitesi, İstanbul
- [23] DeformTM 3D V10.2 package program material library.

TROKOİDAL FREZELEMEDE TAKIM AŞINMASI VE YÜZEY KALİTESİ

Murat KIYAK¹, Caner YILMAZ²

¹Yıldız Teknik Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü, Beşiktaş/İstanbul, kiyak@yildiz.edu.tr

²Fersan Makine, cnrrylmzz@gmail.com

Özet

Frezeleme işlemi, imalat sanayinde, özellikle kalıp gibi karmaşık gravürlü parçaların imalatında oldukça yaygın kullanılan bir yöntemdir. Yöntem, “Trokoidal” uygulama ile daha verimli hale getirilmeye çalışılmaktadır. Trokoidal frezeleme uygulaması ile birim zamanda daha fazla talaş kaldırmanın yanı sıra, genel olarak daha az takım aşınması oluşmaktadır.

Bu çalışmada, geleneksel kanal frezeleme ve trokoidal frezeleme yöntemi karşılaştırılmıştır. İş parçası yüzey pürüzlülüğü ve takım aşınması deneysel olarak belirlenmiştir. Deneysel çalışmada, iş parçası malzemesi olarak 4140 ıslah çeliği ve kesici takım olarak WIDIA marka 4777 serisi 10mm çapında karbür parmak freze kullanılmıştır. İki farklı uygulama için uygun kesme parametreleri seçilerek, elde edilen takım aşınması ve iş parçası yüzey pürüzlülüğü sonuçları karşılaştırılmıştır. Çalışmanın gerçekleştirildiği şartlarda, gerek iş parçası yüzey pürüzlülüğü gerek takım aşınması bakımından trokoidal frezeleme uygulamasının daha iyi sonuçlar verdiği görülmüştür.

Anahtar kelimeler: Trokoidal frezeleme, Takım aşınması, Yüzey kalitesi.

TOOL WEAR AND SURFACE QUALITY IN TROCHOIDAL MILLING

Abstract

The milling application is a widely used method in manufacturing industry, especially in the production of complex engravings such as molds. The method is tried to be made more efficient by trochoidal application. With the application of the trochoidal milling, more MRR as well as generally less tool wear occur.

Traditional slot milling and trochoidal milling method were compared in this study. The workpiece surface roughness and tool wear were experimentally determined. In the experimental work, 4140 tool steel was used as the workpiece, and WIDIA brand 4777 series Ø10 mm end mills was employed as a cutting tool. Suitable cutting parameters are selected for two different applications. The results of tool wear and workpiece surface roughness obtained from two different methods were compared. The results of both experimental studies showed that the trochoidal method yielded better results.

Keywords: Trochoidal milling, Tool wear, Surface quality.

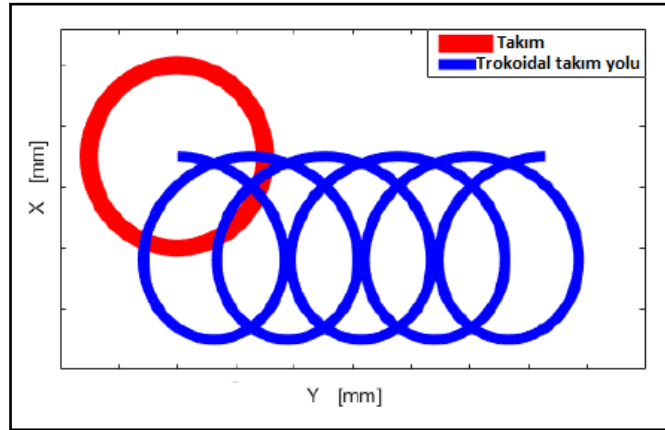
1 Giriş

Son yıllarda, talaşlı şekillendirme uygulamalarında önemli değişiklikler olmaktadır. Bir yandan, bileşenler giderek daha karmaşık hale gelirken, diğer yandan personel ve makine maliyetlerini en aza indirmeye konusunda gelişmelerin sağlanması gerekmektedir. Kısa ve uzun vadede rekabetçi kalabilmek için, yeni teknolojik gelişmelerin mümkün olduğunca kullanılması önem kazanmaktadır. Günümüzde, frezeleme prosesine ilişkin gelişmeler, imalat maliyetlerini azaltırken, istenen kalite seviyesine de ulaşılmasını kapsar. Özellikle kaba talaş kaldırma işlemlerinde, fazla miktarda malzemenin minimum zamanda giderilmesi istenir. Bu hedefler, sadece imalat sisteminin elemanlarının (kesici takımlar, takım tezgahları vb.) gelişimiyle değil, aynı zamanda en iyi freze takım yolunun seçilmesiyle mümkün olmaktadır[1]. Takım yolu seçimi ve optimizasyonu, sürece bağlı verimliliği artırmak için temel bir konudur.

Teknolojik gelişmeler ve endüstriyel uygulamaların verimliliği için, “Trokoidal” frezeleme stratejileri ile yeni takım yolları türleri oluşturulmuştur[1]. Daha kısa işleme sürelerinin elde edilmesi ve kesici takımların uzun ömürlü olması, doğru proses optimizasyonu ile daha yüksek verimliliği sağlamaktadır.

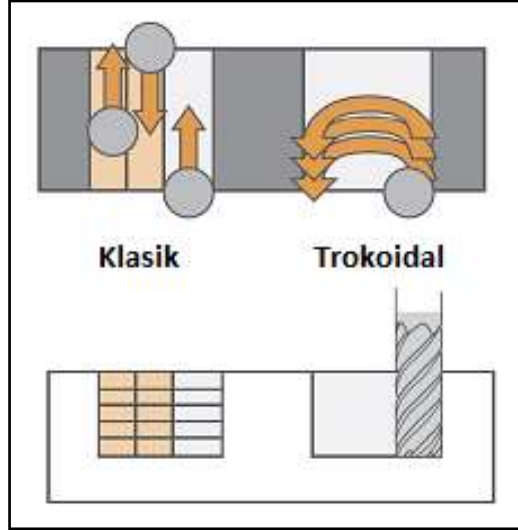
Metal işleme prosesleri arasında, HSM (High Speed Machining) tekniği olan 'Trokoidal' frezeleme, yüksek talaş kaldırma oranı ve kısa imalat çevrim süresi nedeniyle son yıllarda havacılık, otomotiv ve kalıp imalatı gibi pek çok endüstriyel sektörde giderek artan uygulamalarda yerini almaktadır[2]. Trokoidal freze takım yollarının kullanılması çok yaygın olmamasına rağmen büyük potansiyelleri nedeniyle, CAM yazılımlarının yeni sürümleri, bu stratejileri içermektedir[1]. Özellikle, sert malzemelerin verimli şekilde talaşlı işlenmesi, endüstriyel alanda ve akademik ortamlarda araştırılması yapılan konulardandır. Sertleştirilmiş haldeki malzemelerin işlenmesi sırasında, freze takımları hızlı bir şekilde aşınmaktadır. Bu nedenle, sertleştirilmiş malzemelerden üretilen parçalar için, efektif işleme yöntemleri araştırılmaktadır.

Trokoidal frezeleme, işlenecek kanalın genişliğinden daha küçük çapa sahip bir parmak freze takımının kullanılması ile takım çapından daha büyük bir kanal genişliğinin işlenebilmesine olanak sağlar. Bu da toplam üretim maliyetinde, kesici takım maliyetinin azalmasına yardımcı olur[2]. Şekil 1’de, trokoidal frezeleme takım yolu modellenmesi görülmektedir[3].



Şekil 1. Trokoidal frezeleme yönteminde takım yolu [3]

Geleneksel kanal frezeleme ile karşılaştırıldığında, trokoidal frezeleme, takımın tüm kesen ağız uzunluğunu kullanarak frezelemesi nedeniyle paso geçiş sayısını azaltır[4].

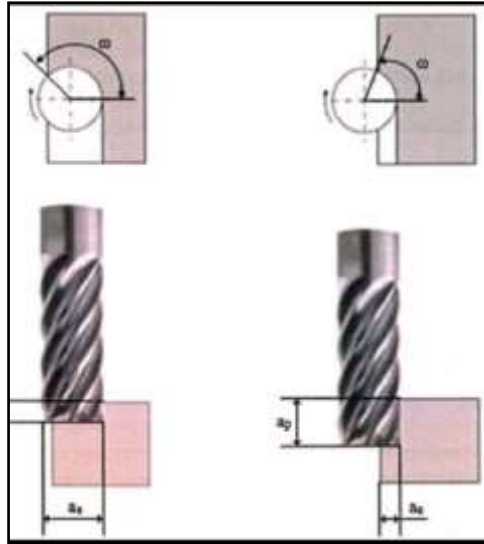


Şekil 2. Trokoidal yöntem ile geleneksel yöntemin karşılaştırılması [4]

Radyal paso (a_e), takım yolu hattı boyunca, sürekli olarak değişir ve radyal temasın anlık değerini büyük oranda etkilemektedir (Şekil 2). Maksimum radyal pasonun (a_e), freze takımı çapının %20'sini aşmaması gerektiği belirtilmektedir [5].

1.1. Trokoidal İşlemede Temas Açısı

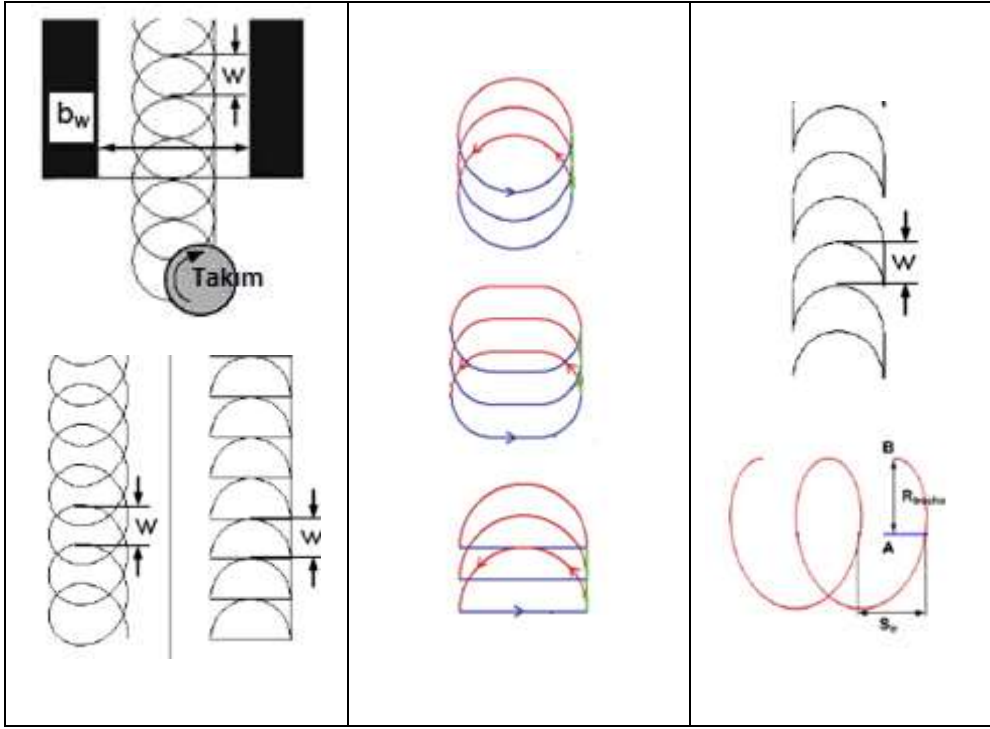
Literatürdeki birçok araştırma, bir kesici takımın iş parçasına temas açısı ile kesme kuvvetlerindeki değişimi araştırmıştır. Temas açısının (Şekil 3), takımın helis açısı, kesen ağız sayısı, eksensel derinlik gibi takım üzerindeki kesme kuvvetlerini belirleyen diğer parametrelerden daha etken bir işlem parametresi olduğu açıktır [2].



Şekil 3. Geleneksel ve trokoidal frezelemede temas açısı[2]

1.2. Trokoidal İşleme Yönteminde Takım Yolları Çeşitleri

Günümüzde, trokoidal frezeleme işlemi, çeşitli programlama sistemlerinde bulunabilmektedir, ancak çoğu basitleştirilmiş durumdadır. Şekil 4'de, takım yollarının simülasyonu görülmektedir[1,2,6].



Şekil 4. Trokoidal işlemede farklı takım yolları [1,2,6]

Diğer taraftan, trokoidal freze yöntemlerinde, aynı kesme koşullarının uygulanması (w , a_p , b_w : sabit olmak üzere), takım aşınması önemli ölçüde azalmaktadır. Trokoidal freze yöntemi, uygun olarak programlanmış ilerleme değerleri ile kanalların işlenmesi daha da ekonomik hale gelebilir

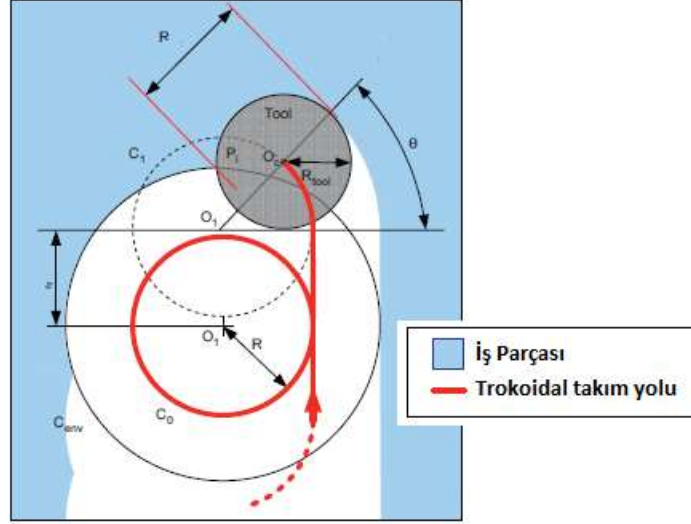
1.3. Trokoidal Frezeleme Yönteminin Avantajları ve Dezavantajları

Trokoidal frezeleme yöntemi, sert malzemeleri işlemede oldukça avantajlı yöntemdir[2]. Daha kısa işleme sürelerinden dolayı daha ekonomik olabilmektedir. Takım aşınması önemli ölçüde azaldığından, bağıl olarak takım ömrü artmaktadır. Trokoidal frezeleme tüm kesici kenar uzunluğu, ısının ve aşınmanın, geleneksel kanal frezelemeye göre daha uzun takım ömrü ile homojen yayılmasını sağlar ve daha küçük temas süresi ile etkileşimi nedeniyle ısı üretiminde geleneksel frezelemeye göre düşüş görülür[2]. Kanal derinliğinde, takım çapının en az 2 katına kolayca erişilebilir, olmasından ekonomik olmaktadır. Ayrıca daha küçük çaplı kesici takımlarla daha geniş kanallar oluşturulabilir, bu da kesici takım maliyetinin azalmasına yardımcı olur[2]. Freze takımının işlem sırasında soğumak için daha fazla zamanı olduğu gerçeği, aşınma miktarını azaltır. Titreşim minimum seviyeye indirildiğinden takım aşınması azdır. Trokoid yöntemde tek bir parmak freze kullanarak, aynı kesici takım çapı ile daha geniş kanallar elde edebilmek, yöntemi verimli ve kullanışlı kılar. Daha az kuvvetlerle talaş kaldırma işlemini sağlar[2]. Kısa temas süresi ve etkileşimi nedeniyle ısı oluşumunda büyük azalma oluşur[2].

İş parçasına temas etmeden geçen sürenin fazlalığından, işleme süresini uzatan ilerleme değeri ve takım hareketi uygulamanın olumsuz tarafı olarak belirtilebilmektedir[2]. Karmaşık servo sürücü çalışmaları, olması gereken gerçek ilerlemenin azalmasına neden olabilmektedir[2]. Temas açısı veya temas yayı uzunluğu, kesici takım ile kesilmemiş malzeme arasında büyük oranda artabilir. Özellikle köşe dönüşlerinde keskin bir artışa neden olmaktadır[7]. Takıma gelen kuvvetler özellikle köşelerde çok daha yüksek olabilir, bu da kesici takımın daha fazla hasar görmesine neden olur[7].

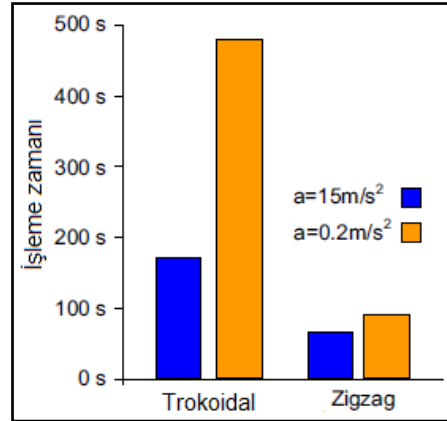
2. Literatür İncelemesi

Araştırmacı Hascoet ve arkadaşlarının yapmış oldukları çalışmada, takım yolunun, lineer bir geçişle, bağlantılı iki ardışık daire olarak modellenmiş (Şekil 5) olduğu ve bu takım yolu modellerinin, Otkur ve Lazoğlu tarafından önerildiği belirtilmiştir.



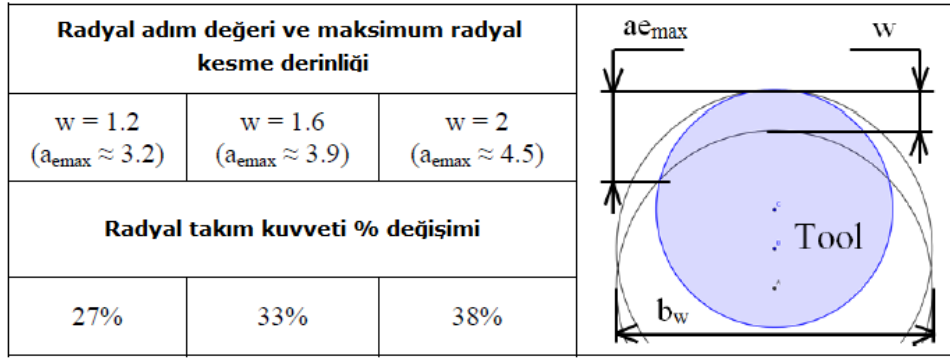
Şekil 5. Trokoidal takım yolu [1]

Çalışmada, klasik kanal frezeleme ve trokoidal frezeleme konusunda işleme zamanlarını da karşılaştırmışlar ve trokoidal işleme zamanının belirlenen deneysel çalışma şartlarında daha fazla olduğunu (Şekil 6) ortaya koymuşlardır.



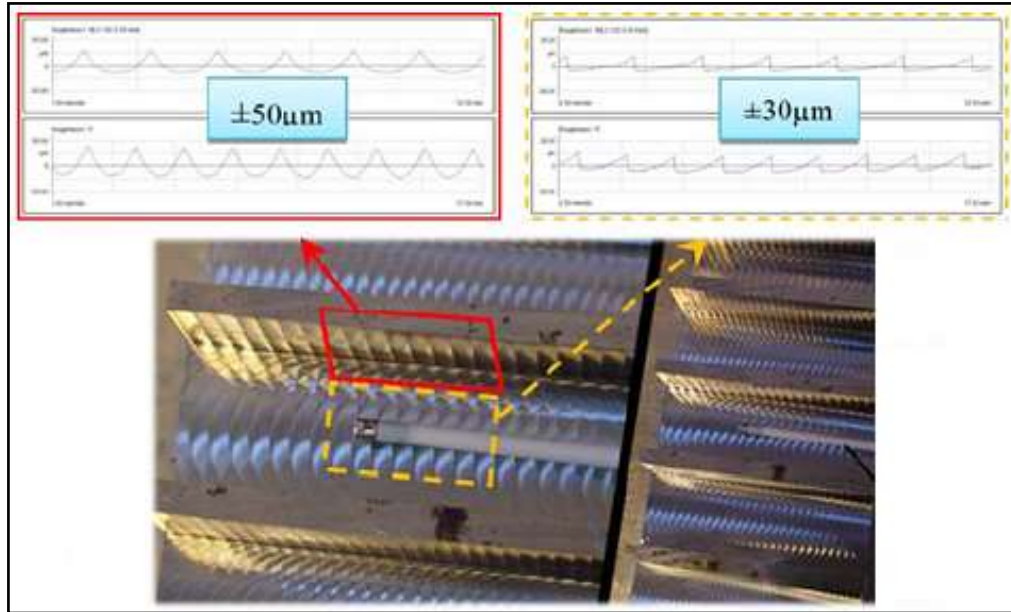
Şekil 6. Trokoidal ve zigzag talaş kaldırmanın süreç karşılaştırması [1]

Szalóki ve arkadaşlarının yapmış olduğu çalışmada, temas açısına bağlı olarak radyal öteleme ve radyal kesme derinliğinin değişimi geometrik yaklaşım olarak belirtilmiştir. Değerlerin, birbirine bağlı olarak değişimi Şekil 7’de verilmektedir. Ayrıca, radyal paso değerinin değişimine bağlı olarak takım üzerinde oluşacak radyal yük değişimi % olarak verilmiştir[5].



Şekil 7. Radyal kesme derinliğine bağlı kuvvet değişimleri [5]

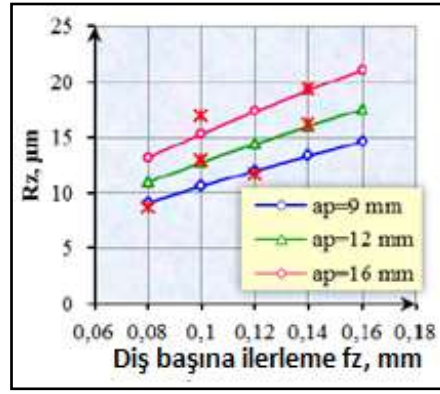
Çalışmada, elde edilen, iş parçasının işlenen yüzeylerinde oluşan yüzey pürüzlülüğü değerleri Şekil 8’de verilmektedir. Trokoidal frezeleme ile gerçekleştirilen deneysel çalışmalar sonucunda, yapılan ampirik yaklaşımlarla, yüzey pürüzlülüğü için bir formül (Eşitlik 1) ortaya konulmuştur.



Şekil 8. İş parçası yüzey pürüzlülüğü değerleri [5]

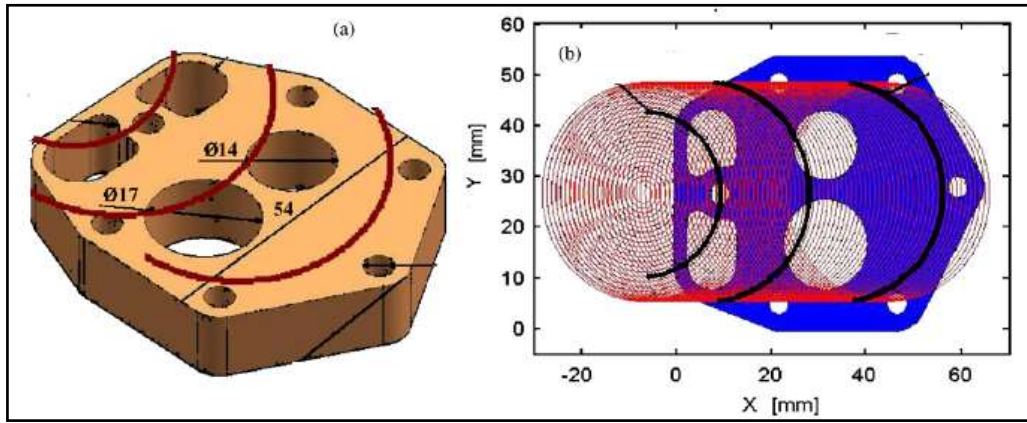
$$R_z = 7.6 \cdot a_p^{0.64} \cdot w^{1.04} \cdot f_z^{0.68} \quad [\mu m] \quad (1)$$

Yapılan çalışmada, Eşitlik 1 kullanılarak hesaplanan ve ölçülen (x ile işaretli) değerler, ilerleme parametrelerinin artması durumunda, yüzey kalitesini düşürdüğünü göstermektedir (Şekil 9). En düşük pürüzlülüğün, küçük kesme derinlikli (9 mm) kanalların işlenmesi durumunda; en yüksek pürüzlülüğün, büyük kesme derinliğine (16mm) sahip kanalların işlenmesinde olduğu belirtilmiştir[5].



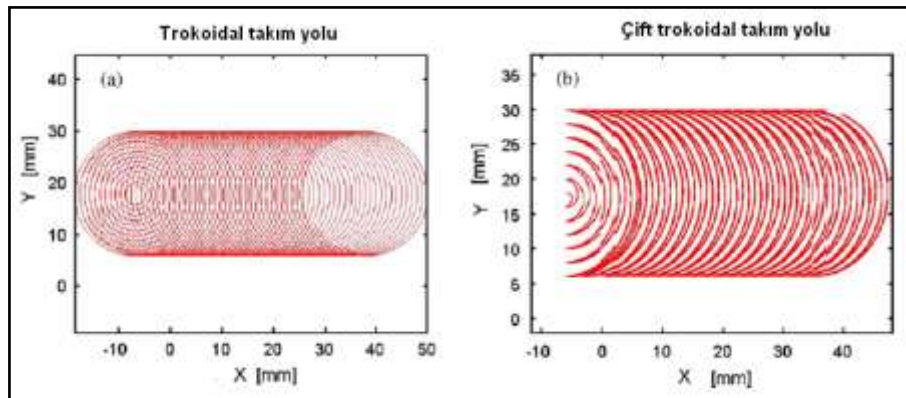
Şekil 9. Trokoidal frezelemede elde edilen yüzey pürüzlüğü[5]

Modellemeler genel olarak, herhangi bir kalıp boşluğu veya delik içermeyen, yalnızca basit bir yüzey için kavramayı tanımlamaktadır. Trokoidal frezeleme konusunda, Otkur ve Lazoğlu çalışmalarında, trokoidal hareket boyunca kavramayı (temas açısını) tanımlamak için bir analitik model oluşturmuşlar, Şekil 10'da görüldüğü gibi, genel yüzeyler için kesme kuvvetlerinin tahmini için çok yönlü bir sayısal algoritma geliştirmişlerdir [8].



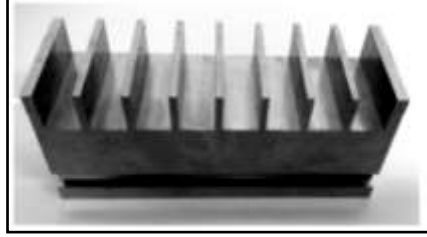
Şekil 10. (a) Bir silindir bloğunun kapağının CAD gösterimi, (b) silindir bloğunun kapağının nokta bulutu[8]

Ayrıca, çalışmada, Şekil 11'de detay olarak verilen, çift trokoidal freze mekanizmasının ortaya konulması ve çift trokoid frezeleme işleminin optimizasyonu gerçekleştirilmiştir. Çalışmanın tüm aşamalarında, öngörülen yaklaşımlarla, deneysel sonuçların iyi bir uyumla örtüştüğü görülmektedir[8].



Şekil 11. (a) trokoidal frezeleme (b) çift trokoid frezeleme için takım yolları[8].

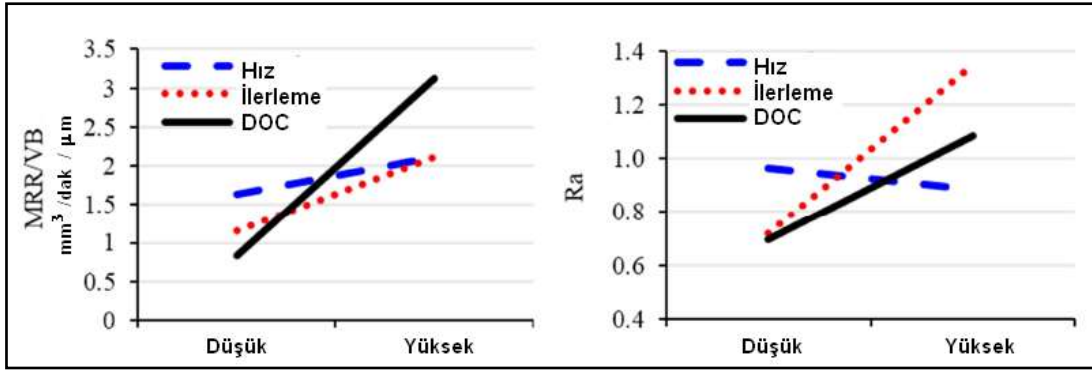
Patil ve arkadaşlarının çalışmasına göre; Ti6Al4V iş parçasında 8 kanal işlenmesi (Şekil 12) durumunda, belirlenen çalışma şartlarına bağlı olarak, 120m/dak'lık kesme hızında, trokoidal frezeleme ile kolayca elde edilebilen 25cm³/dak'nın üzerinde talaş kaldırma miktarına göre 30 dakikadan fazla takım ömrü sağlandığı belirtilmektedir[9].



Şekil 12. Ti6Al4V iş parçasında trokoidal frezeleme ile kanal işlenmesi[9]

Ayrıca, çalışmada, trokoidal işlemede, 5µm'den daha düşük aritmetik ortalama yüzey pürüzlülük (Ra) değeri elde edilmesi sonucunda, klasik kanal frezeleme yöntemine göre daha iyi yüzey kalitesi elde edildiği ve trokoidal yöntemin tercih edilebileceği belirtilmiştir[9].

Pleta ve arkadaşları, çalışmalarında, trokoidal frezeleme ile aynı takım aşınması değerinde, klasik kanal frezeleme yöntemine göre en az yedi kat daha fazla miktarda malzeme işlenebileceğini belirtmişlerdir. Şekil 13'de, trokoidal frezeleme yönteminde işlem parametrelerinin, iş parçası işlem hızı (MRR), takım aşınması (VB) ve iş parçasının aritmetik ortalama yüzey pürüzlülüğü (Ra) karşılaştırmasına göre birbiriyle etkileşimi verilmiştir[10].



Şekil 13. Trokoidal frezeleme yönteminde işlem parametresi değişiminin MRR, VB ve Ra'ya etkisi[10].

Trokoidal frezeleme, freze takımının, "Trokoid" olarak adlandırılan bir takım yoluyla hareket ettirildiği yüksek hızda işleme (HSM) tekniği olarak da tanımlanmaktadır[11]. Trokoidal frezeleme yeni bir teknik olmamakla birlikte, hak ettiği gibi yaygın olarak kullanılmamaktadır. Ancak geleneksel ve trokoidal frezeleme teknikleri karşılaştırıldığında sağladığı yararlar ortaya çıkmaktadır. Trokoidal frezeleme, daha hızlı işleme süreleri, daha düşük takım maliyetleri ve makine bileşenleri üzerindeki kuvvetleri azaltmak gibi önemli yararlar sağlar. Trokoidal bir takım yolu, düzgün bir doğrusal hareketle düzgün dairesel bir hareketin kombinasyonu olarak tanımlanır[13]. Yeni CAM programlama sistemleri ve kontrol döngüleri sayesinde optimum ve verimli işleme süreçleri sağlanır. Doğru işleme ile birlikte, bu işleme stratejisi artan işlem güvenilirliği ve belirgin zaman ve maliyet tasarrufları gibi avantajlar sunmaktadır. Özellikle, kaba işleme, en kısa sürede mümkün olduğunca çok talaş kaldırılması ile ilgilidir. Bu, işleme süreci pek çok bileşenin son sınırlarına kadar kullanıldığı ve derin kanalların işlenmesindeki zorlanmaların sıklıkla görüldüğü bir süreçtir.

Trokoidal frezeleme, kanal, havuz, kenar ve cep işleme yöntemlerinde, yüksek hızda talaş gidermek için güvenli bir işleme yöntemidir[14]. Parça işlenmesi sırasında ana avantaj, takım ile temasın azalmasıdır. Bir kanal geleneksel teknikler kullanılarak işlenirken temas açısı 180° 'dir (tam kesim). Ancak, trokoidal frezeleme ile temas açısı kanal genişliğinin bir fonksiyonu olarak seçilebilir ve maksimum 70° ile sınırlandırılabilir. Bu, kanal genişliğinden daha küçük çaplı bir freze takımı kullanılmasından dolayıdır. Azalan temas açısı, daha az ısının oluşacağı anlamına gelir. Aynı zamanda daha az güç ile şekillendirme sağlanabilir. İşlem esnasında freze takımı üzerinde radyal kuvvetler daha az yerde oluşacağından titreşimi önler[12, 14]. Radyal kuvvetler daha az oluştuğu için daha ince cidara sahip parçalar işlenebilir ve daha fazla hassasiyet elde edilebilir. Yöntemde, yüksek bir metal giderme oranı elde etmenin yanı sıra, daha az kesme kuvvetleri buna bağlı olarak daha az takım aşınması oluşur[15]. Aralıklı temas şeklinde oluşan kesme hareketi, yüksek hızlı kaba frezeleme işlemi için iyi bir yüzey kalitesinin elde edilmesini sağlayabilir[15]. Trokoidal frezeleme yönteminde, normal kanal frezeleme uygulamalarına göre genel olarak daha yüksek ilerleme hızı ve kesme hızları kullanılabilir[15]. Trokoidal frezeleme, daha yüksek kesme parametrelerinin kullanımına olanak sağlaması nedeniyle işleme sürelerini önemli ölçüde kısaltır [12]. Geleneksel frezelemede maksimum kesme derinliği $1.5xD$ olurken, trokoidal frezelemede, rahatlıkla, $2xD-3xD$ değerlerine kadar verilebilmektedir. Geleneksel yöntemde CNC programlama trokoidal frezeleme yöntemine göre daha kolay yapılmaktadır. Buna ek olarak programlama yapılırken takımın trokoidal kesime uyacak kadar performanslı ve hızlı olmasına dikkat edilmelidir. Genel olarak, geleneksel yöntemde göre farklı takımlar kullanıldığı gözlenmektedir[17].

3 Deneysel Çalışma

Deneysel çalışmada, 10mm çapında parmak freze takımı kullanılarak, kanal frezeleme uygulaması iki farklı şekilde, geleneksel ve trokoidal olarak yapılmış ve iki farklı uygulama sonucunda, takım aşınması ve iş parçası yüzey pürüzlüğü değerleri karşılaştırılmıştır.

3.1. Malzeme ve Kesici Takım

Deneysel çalışmalarda kullanılmak üzere, DIN malzeme numarası 1.7225 olan AISI standartlarında 4140 olarak tanımlanan ve yaygın kullanılan 42CrMo4 ıslah çeliği seçilmiştir. Bu gruptaki çelikler, ıslah işlemi sonunda kazandıkları üstün mekanik özelliklerden dolayı, çeşitli makine ve motor parçaları, dövme parçalar, cıvata-somun, krank milleri, akslar, piston kolları, dişliler gibi parçaların imalatında olmak üzere geniş bir alanda kullanılmaktadır. Deneyde kullanılan iş parçası, 125mm çapında ve 24 mm kalınlığındadır. İki farklı deney için iki farklı parça hazırlanmıştır. Deneylerde kullanılan iş parçası ve takım Şekil 14'de görülmektedir. İş parçasının kimyasal bileşimi Tablo 1'de verilmektedir.



Şekil 14. İş parçası ve kesici takım

Tablo 1. 4140 Islah Çeliği İş Parçasının Kimyasal Bileşimi

%C	%Si	%Mn	%Pmax	%Smax	%Cr	%Mo
0,38-0,45	0,15-0,40	0,50-0,80	0,035	0,035	0,90-1,20	0,15-0,30

Seçilen ıslah çeliği 241 HB (20-23 HRC) sertliğinde olup herhangi bir tavlama işlemine tabi tutulmamıştır. Deneylerde kullanılan ve Şekil 15’de görülmekte olan kesici takım, WIDIA marka VariMill 4777 serisi karbür parmak frezedir.



Şekil 15. VariMill 4777 Ø10 mm 4 ağızlı parmak freze

İşlenecek parça malzemesine göre, en uygun freze takımı, kesici takım kataloğundan seçilmiş olup, Tablo 2’de verilen işleme parametreleri de katalogta önerilen değerlerden seçilmiştir.

3.2. Geleneksel Frezeleme Yöntemi için Kesme Parametrelerinin Seçimi

Diş başına ilerleme değeri (f_z), kenar işleme (side milling) için öngörölmüş değerler olup, kanal açma (slotting) yönteminde diş başına ilerleme değerlerinin %20 azaltılması önerilmektedir. Geleneksel kanal işleme prosesi için seçilen kesme parametreleri Tablo 2’de verilmektedir.

Tablo 2. Klasik kanal frezeleme işlem parametreleri

Kesme hızı (v_c)	100 m/dak
Devir sayısı (n)	3100 dev/dak
Diş başına ilerleme (f_z)	0,0432 mm/diş
Tabla hızı (v_f)	535 mm/dak
Devir başına ilerleme (f_n)	0,1726 mm/dev
Kesme derinliği (a_p)	6 mm

3.3. Trokoidal Frezeleme için Parametre Seçimi

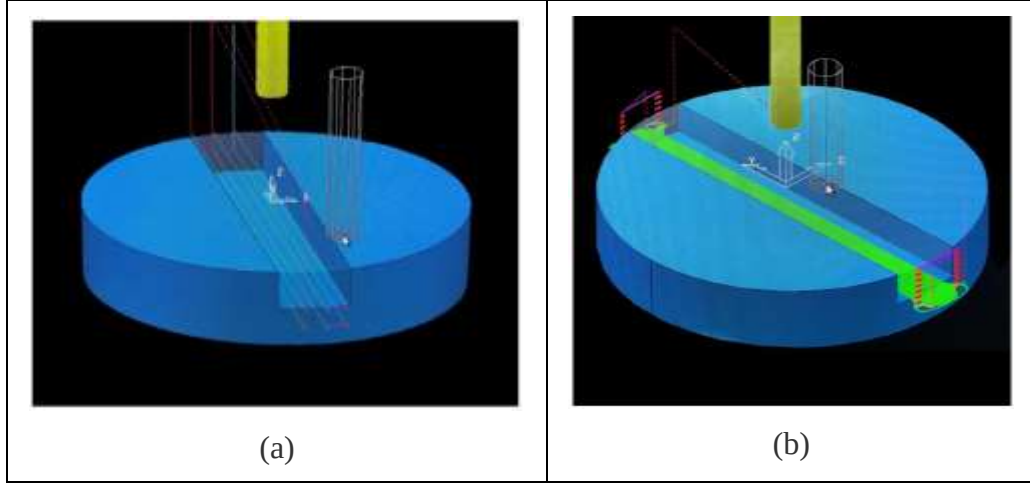
Trokoidal frezeleme konusunda, WIDIA parmak freze kataloğundan, optimum koşullar için önerilen talaş kaldırma değerleri belirlenmiş olup, Tablo 3’de verilmektedir.

Tablo 3. Trokoidal kanal frezeleme işlem parametreleri

Kesme hızı (v_c)	157 m/dak
Tabla hızı (v_f)	2800 mm/dak
Kesme derinliği (a_p)	12 mm
Yanal kesme derinliği ($0,04 \times D_c$) (a_e)	0,4 mm
Temas açısı	23°

Çalışmada geleneksel frezeleme ile trokoidal frezeleme yöntemlerini kullanarak kanal frezeleme işlemi gerçekleştirilerek, iki farklı uygulamada, takım aşınması ve iş parçası yüzey pürüzlülüğü değerleri belirlenerek karşılaştırılmıştır. İş parçası üzerinde, geleneksel frezeleme ve trokoidal frezeleme takım yolları kullanılarak, silindirik parçanın tam orta ekseninden, 24x12mm’lik kanal açılmıştır. Geleneksel frezeleme

yönteminde; $a_p=6\text{mm}$ kesme derinliğinde, iki pasoda (toplam 12mm kanal derinliği) 3 yanal ilerleme ile oluşturulmuştur. Trokoidal frezeleme yönteminde ise $a_p=12\text{ mm}$ olacak şekilde tek pasoda işleme gerçekleştirilmiştir. Her iki işleme yönteminde de, WIDIA marka VariMill 4777 serisi Ø10 mm parmak freze takımı kullanılmıştır. Deneyler, maksimum devir sayısı 10.000 dev/dak olan, STARWAY VMC1480 Dik İşleme Merkezinde yapılmıştır. Her iki uygulamadaki takım yolları, PowerMILL CAM programında oluşturulmuştur. Geleneksel kanal işleme ve Trokoidal kanal işleme için oluşturulan takım yolları Şekil 16’da verilmektedir.

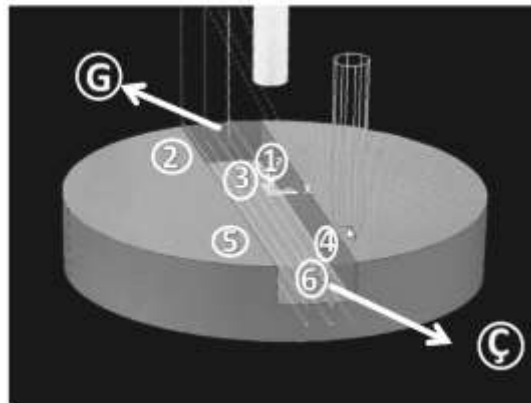


Şekil 16. (a) Geleneksel kanal frezeleme takım yolu (b) Trokoidal kanal frezeleme takım yolu

3.4 Deney Sonuçları

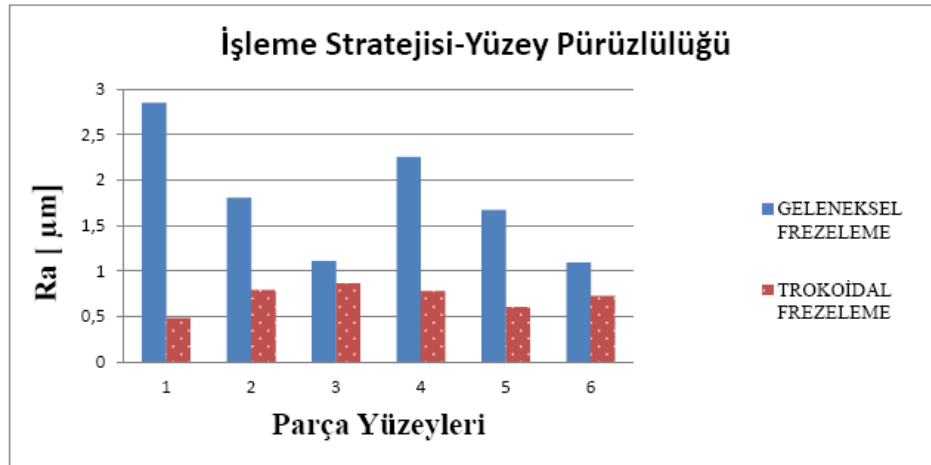
3.4.1. İş parçası yüzey pürüzlülüğü

Yüzey pürüzlülüğü, oluşturulan kanalın giriş ve çıkışlarında, yanal yüzeyler ve taban yüzeylerinden ölçülmüştür. İşlenmiş kanallar üzerinde gerçekleştirilen yüzey pürüzlülüğü ölçümlerinin bölgeleri Şekil 18’de şematik olarak gösterilmektedir. Şekil 18’de gösterilen “G”, freze takımının parçaya giriş ve “Ç”, parçadan çıkış kısmını göstermektedir. (1) giriş sol yanal yüzeyi, (2) giriş sağ yanal yüzeyi, (3) ise giriş taban yüzeyi, (4) çıkış sol yanal yüzeyi, (5) çıkış sağ yanal yüzeyi (6) ise çıkış taban yüzeyini göstermektedir.



Şekil 18. Taban ve yanal yüzey pürüzlülüğü ölçüm bölgeleri

Yüzey pürüzlülüğü ölçümünde, Mitutoyo marka Surftest SJ-210 taşınabilir yüzey pürüzlülüğü test cihazı kullanılmıştır. Her iki işleme stratejisi ile işlemede oluşan yüzey pürüzlülüğü değerleri Şekil 19’da grafik olarak verilmiştir.

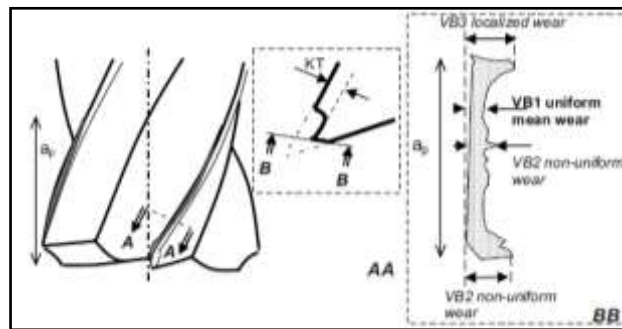


Şekil 19. İşleme Stratejisi- Yüzey Pürüzlülüğü Grafiği

Şekil 19’da da görüldüğü gibi, trokoidal frezeleme yönteminde, geleneksel frezeleme yöntemine göre daha iyi yüzey pürüzlülüğü sonuçları elde edilmiştir. 1, 2, 3, 4, 5 ve 6 numaraları ile gösterilen yüzeyler Şekil 18’de tanımlanmıştır. Deneysel çalışmaların gerçekleştirildiği şartlarda, trokoidal frezeleme yönteminde elde edilen ortalama yüzey pürüzlülüğünün 0,7 μm ’den daha az olduğu saptanmıştır.

3.4.2. Takım aşınması

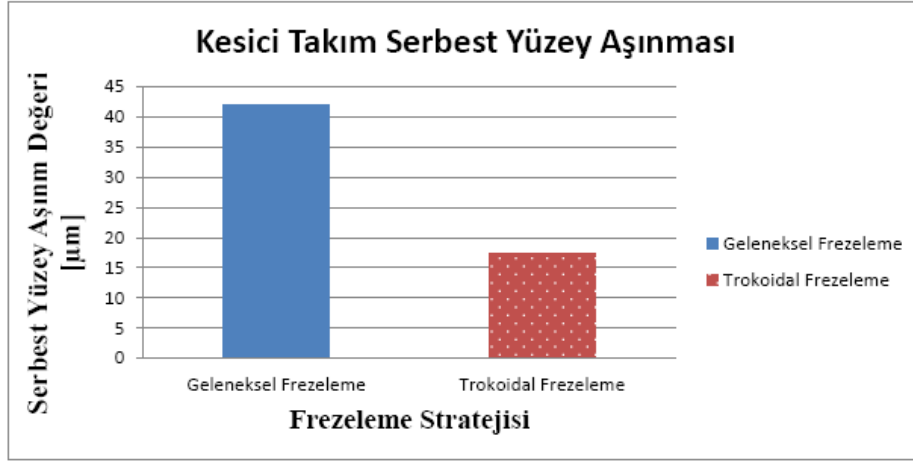
Deneyisel çalışmalar sonucunda oluşan takım aşınması değerleri, Şekil 20’de görülen, ISO 8668’e göre WB1 miktarı olarak ölçülmüştür.



Şekil 20. ISO 8688'e göre parmak freze takımlarının aşınması

Klasik kanal frezeleme ve trokoidal frezeleme yöntemlerinin uygulanmasında, her iki talaş kaldırma yönteminde de, yeni bir takım ile çalışma gerçekleştirilmiş ve işlem sonucunda oluşan aşınmalar belirlenmiştir. Takım aşınma değerleri mikroskop yardımıyla tespit edilmiştir. Aşınma miktarlarının belirlenmesinde, SOIF marka atölye mikroskobu ve 1,0µm hassasiyetli OSM marka oküler mikrometresi kullanılmıştır.

Trokoidal frezeleme yönteminde kullanılan freze takımının serbest yüzey aşınması (WB1) 17.5 μm , geleneksel frezeleme kullanılan freze takımının serbest yüzey aşınması 42.0 μm olarak ölçülmüştür. Takım aşınmasında da, trokoidal frezeleme yönteminin geleneksel frezeleme yönteminden daha avantajlı olduğu görülmüştür. Artan ilerleme hızı ve kesme derinliğine rağmen trokoidal frezeleme yönteminde takım aşınması yaklaşık olarak % 60 daha az oluşmuştur. Şekil 21’de kesici takım serbest yüzey aşınmasının işleme stratejilerine göre ölçümü grafik olarak verilmektedir.



Şekil 21. Kesici takım serbest yüzey aşınma değerleri

Yapılan deneylerde, geleneksel frezeleme yöntemi ile trokoidal frezeleme yöntemi kullanılarak açılan kanalda yüzey pürüzlülüğü ve takım aşınması incelenmiştir. İki yöntem için seçilen parametreler baz alınarak trokoidal frezeleme yönteminde yüzey pürüzlülüğü geleneksel frezeleme yöntemine göre daha avantajlı bulunmuştur.

4 Sonuçlar

Bu çalışmada, iş parçası malzemesi olarak, imalat sanayinde kullanımı yaygın olan 4140 ıslah çeliği tercih edilmiş, geleneksel frezeleme ve trokoidal frezeleme yöntemleri ile kanallar oluşturulmuştur.

- Gerçekleştirilen deneyler sonucunda, trokoidal frezeleme yönteminin, geleneksel frezeleme yöntemine göre daha iyi bir yüzey pürüzlülüğü sağladığı görülmüştür.
- Takım aşınması geleneksel frezeleme yöntemine kıyasla daha az oluşmuştur. Bu da takım ömrünün artmasını ve kullanılan kesici takımın daha ekonomik kullanımını sağlamaktadır.
- Kanal işlemede kaba boşaltma söz konusu olduğunda trokoidal frezeleme yöntemi uygun freze tekniğidir. Kullanılan parmak frezenin çapından daha geniş kanalların işlenmesi ve talaş boşaltılması için kesici takım etkili bir şekilde kullanılmıştır.

Sert, alaşımlı çeliklerin trokoidal frezelenmesi, geleneksel kanal frezeleme yöntemine kıyasla ekonomik ve verimli bir yöntemdir. Takım aşınmasının az olmasından ve oluşturulmak istenen kanal genişliğinden daha küçük bir freze çakısı kullanıldığından dolayı kesici takımın maliyetini azaltmaya yardımcı olur ve işlemin ekonomik olmasına katkı sağlar.

5 Kaynakça

- [1] Rauch M. , Duc E. , Hascoet J., 2009, “Improving Trochoidal Tool Paths Generation And Implementation Using Process Constraints Modelling”, International Journal of Machine Tools & Manufacture Volume 49, Pages 375–383
- [2] Waszczuk K., Karolczak P., Wiśniewska M. , Kowalski M., 2017, “ Influence Of The Path Type On Selected Technological Effects İn The Trochoidal Milling”, Advances in Science And Technology Research Journal , Volume 11, Iss. 1, Pages 147–153
- [3] Salehi M., Blum M., Fath B., Akyol T., Haas R., Ovtcharova J., 2016, “Epicycloidal Versus Trochoidal Milling- Comparison Of Cutting Force, Tool Tip Vibration, And Machining Cycle Time”, Procedia CIRP Volume 46 Pages 230 – 233
- [4] Agnew P.J, 2014, “What to Consider When Evaluating Solid Carbide End Mill Machining” , Mold Making Technology, Pages 17-18
- [5] Szalóki I., Csuka S., Sipos S., 2014, “New Test Results in Cycloid-Forming Trochoidal Milling”, Acta Polytechnica Hungarica, Volume 11, No. 2, Pages 215-228
- [6] Szalóki I., Csuka S., Csesznok S., Sipos S., “Can Trochoidal Milling Be Ideal ?”, International GTE Conference MANUFACTURING2012, 14-16 November, 2012 Budapest, Hungary, Pages 14-16
- [7] Shixiong W., Wei M., Bin L., Chengyong W., 2016, “Trochoidal machining for the high-speed milling of pockets ”, Journal of Materials Processing Technology, Volume 233, Pages 29-43
- [8] Otkur M., Lazoglu I., 2007, “Trochoidal milling”, International Journal Of Machine Tools & Manufacture, Volume 47, Pages 1324–1332
- [9] Patil P., Polishetty A., Goldberg M., Littlefair G., Nomani J., 2014, “Slot Machining of Ti6AL4V with Trochoidal Milling Technique”, Journal of Machine Engineering, Volume 14, No. 4, Pages 42-54
- [10] Pleta A., Ulutan D., Mears L., 2015, “ An Investigation of Alternative Path Planning Strategies for Machining of Nickel-Based Superalloys”, Procedia Manufacturing, Volume 1, Pages 556-566
- [11] <http://blog.cnccookbook.com/2014/08/17/trochoidal-milling-feeds-speeds/>
- [12] <https://www.wnt.com/uk/news-about/the-new-evolution-in-trochoidal-milling-853.html>
- [13] http://www.sandvik.coromant.com/tr-tr/knowledge/milling/application_overview/holes_and_cavities/slicing_methods/
- [14] http://www.heidenhain.us/addl-materials/enews/stories_0114/tech_trivia-mt.php
- [15] <https://www.hoffmann-group.com/US/en/hus/company/garant/garant-innovationen/tpc>
- [16] <https://www.secotools.com/tr/Global/Services--Support/Tool-Selection-Support/Trochoidal-Milling/>
- [17] <https://www.pesmedia.com/taming-titanium-with-trochoidal-milling/>

TORNALAMADA DEĞİŞKEN İLERLEME İLE TALAŞ KIRILMASI

Uğur Emiroğlu^a, Yalçın Özsoy^b, Erhan Altan^c

*a, Yıldız Teknik Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/Türkiye, emiroglu@yildiz.edu.tr
b, Yıldız Teknik Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/Türkiye, galatasarayli34@yahoo.com
c, Yıldız Teknik Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/Türkiye, ealtan@yildiz.edu.tr*

Özet

Talaşlı imalatta metalleri kesme esnasında oluşan talaşların kontrolü önemlidir. Talaş kontrolü, talaş akışı ile yakından ilgilidir ve talaş oluşumunun ve talaş kırılmasının efektif kontrolünde baskın bir rol oynar. Metallerin talaşlı işlenmesinde talaş kırma prosesi, otomatikleştirilmiş işleme sistemlerindeki öneminden dolayı büyük ilgi görmüştür. Bu durum çeşitli talaş kırma geometrilerine sahip kesici uçların ticari üretimiyle sonuçlanmıştır. Talaşı kırmak için, talaş kırma gravürlü kesici uçlar uygun kesme parametreleri seçilerek kullanılmalıdır.

Değişken kesme hızı ve değişken ilerleme gibi değişken kesme parametreleri talaşlı imalat işlemlerinde kullanılmaktadır. Önceki araştırmacılar değişken ilerlemenin takım ömrüne ve yüzey kalitesine etkilerinin araştırmalarını yapmışlardır. Bununla beraber literatürde talaş kırmaya değişken ilerlemenin etkileri üzerine herhangi bir araştırma görülmemektedir.

Bu çalışmada alüminyum ve çelik iş parçalarının CNC tornada kaba ve ince tormalanmasında talaş kırıcısız kesici uçlar ve değişken ilerleme kullanıldı. Talaş kırıcılı kesici uç yerine talaş kırıcısız kesici uç kullanılarak talaş kırma için maliyet analizi yapıldı. Değişken ilerleme ve talaş kırıcısız kesici uçlar kullanılmasının daha ekonomik olduğu ve bu yöntem ile talaşların kolaylıkla kırılabildiği görüldü.

Anahtar kelimeler: Değişken ilerleme, talaş kırılması, tormalama

CHIP BREAKING WITH VARIABLE FEED IN TURNING

Abstract

The control of chips formed during cutting of metals is important in machining process. Chip control is closely related to chip flow and it also plays a predominant role in effective control of chip formation and chip breaking. The process of chip breaking in machining of metals has gained wide interest mainly due to its importance in automated machining systems. This has resulted in the commercial manufacture of moulded chip form tool inserts having various controlled groove geometries. In order to break the chip, inserts with chip breaking gravity must be used by choosing appropriate cutting parameters.

Variable cutting parameters, such as variable speed and variable feed are used in the machining process. Previous researchers have made investigations of the effects of variable feed on tool life, surface quality. However, any research about the effect of variable feed on chip breaking has not been seen in literature.

In this study, tool inserts without chip breakers and variable feed to break the chips were used on a CNC lathe for rough and finish machining of aluminum and steel workpieces. The cost analysis was done for breaking the chips by usage of tool insert without chip breaker instead of tool inserts with chip breakers. It has been seen that usage of variable feed and tool inserts without chip breakers was economical and chips could be broken easily in turning by this method.

Keywords: Variable feed, chip breaking, turning

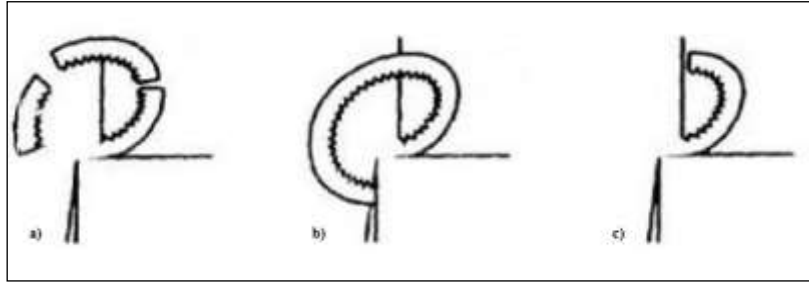
1 Giriş

Talaşlı imalat işleminin amacı iş parçasını belirli bir şekil ve boyuta getirmek ve bu işlemin uygun bir talaş oluşumu ile yapılabilmesini sağlamaktır. Modern talaşlı imalat işlemlerinde yapılan işlem ve kaldırılan talaş hacmi ne olursa olsun kontrollü bir talaş oluşumu gereklidir. Talaşlı imalatta uygulamaların hızla gelişmesine rağmen, meydana gelen talaşın kontrolünün yapılması kompleks bir süreçtir. Bunun sebebi, talaş oluşum mekanizmasının karmaşık olması ve iş parçası malzemesi özellikleri, takım geometrisi, talaş kırıcılar ve kesme parametrelerinin talaş tipini/talaş kırılabilirliğini nasıl bir şekilde etkilediğinin yeterli düzeyde bilinmemesidir.

Talaşın kontrolü; yüzey pürüzlülüğü, kesme kuvvetleri, takım aşınması ve ürün kalitesi ile doğrudan ilişkilidir. Bu kapsamda, araştırmacılar teorik ve deneysel yaklaşımlar önermektedir. Özellikle, talaş akışı, talaşın bükülme yönü ve talaş kırılması deneysel ve analitik olarak araştırılmaktadır[1].

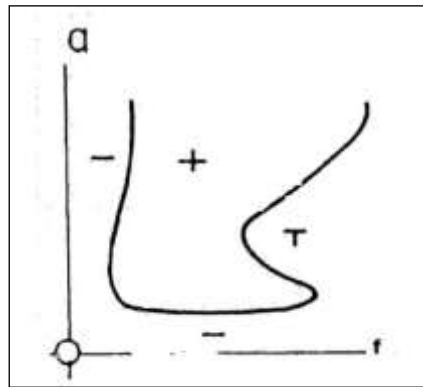
Modern talaş kaldırma işlemlerinde talaş kırma işlemi, talaş kaldırma işleminin performansı ve güvenilirliği açısından olduğu kadar, talaşın takımdan, tezgahdan ve iş parçasından uzaklaştırılması açısından da son derece büyük önem taşımaktadır. Talaş kırılması için üç farklı yol vardır(Şekil 1).

- 1) Kendi kendine kırılma(a)
- 2) Talaş takım tarafından durdurulduğunda kırılma (b)
- 3) Talaş iş parçası tarafından durdurulduğunda kırılma (c)



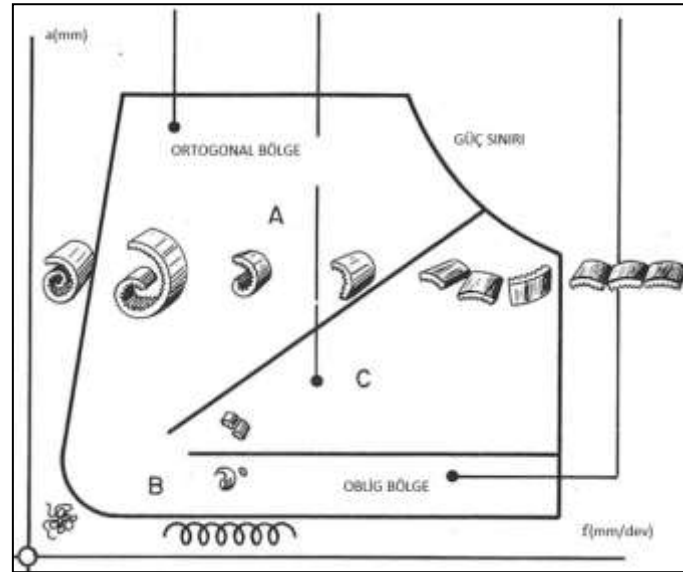
Şekil 1. Talaş kırılması için yöntemler[2]

Talaş kaldırma teknolojisinde işleme testleri ile talaş kırıcılık özelliğinin belirlenebilmesinin değişik metotları vardır; fakat en çok kullanılan yöntem talaşın kesme koşullarına bağlı olarak fotoğrafik olarak tespit edilmesidir. Bu belirleme esnasında göz önünde bulundurulan kesme parametreleri; kesme derinliği(a), ilerleme(f) ve kesme hızı(V)'dir. Bu değişkenler; takım, iş parçası, kesme hızı, kesme geometrisi ve soğutma şekline bağlı olarak kesme derinliği(a)-ilerleme(f) diyagramı üzerinde işaretlenerek ifade edilebilir. Şekil 2 de görülen (a)-(f) diyagramı üzerinde göze alınan her nokta işleme parametrelerinin bir fonksiyonudur.



Şekil 2. Kesici bir takımın talaş kırma kabiliyetinin grafik olarak ifadesi[3]

Talaş kırma mekanizmaları üzerine yapılan çeşitli araştırma ve deneyler sonucunda bilim adamları tarafından çok çeşitli talaş kırıcı tipleri ile buna bağlı birçok talaş kırma yöntemi ortaya atılmıştır. S.Kaldor ve arkadaşları talaş kırılma prosesi üzerine yapmış oldukları çalışmalar sonucunda talaş kırılma işleminin Şekil 3'de görüldüğü gibi üç ana bölgeyi içerdiğini ortaya koymuşlardır.



Şekil 3. Farklı talaş kırılma bölgeleri: Ortogonal(A), oblig(B), geçiş bölgesi(C)[3]

Mesquita[4] ve arkadaşları talaş kırılması üzerine kesme hızının etkisini deneysel olarak incelemişlerdir ve kesme hızının talaş kırılma alanı üzerinde çok büyük bir etkisinin olduğunu belirtmişlerdir. Andreasen ve De Chiffre[5] talaş kırma diyagramları için farklı iş parçaları ve farklı kesme şartları altında 1671 deneysel çalışma yaparak bir otomatik sistem geliştirmişler ve test etmişlerdir. Geliştirdikleri sistemin talaş kırma mekanizmalarında kullanılabileceğini ifade etmişlerdir.

Smith ve arkadaşları[6] CNC takım yollarında talaş kırılması ile yüzey karakteristiklerini simülasyon ortamında ve deneysel olarak incelemişlerdir. Yaptıkları modelin talaş kırılma açısından tekrarlanabilir, güvenilirlikli etkili bir yöntem olduğunu kanıtlamışlar ve model ile deneysel şartların uyum sağladığını belirtmişlerdir. Grzesik ve Kwiatkowska[7] oluklu kesici uçlar ile tornalamada talaş kırılmasında enerji yaklaşımı konusunu çalışmışlardır. Kırılğan talaş oluşumun kesme enerjisi ve takım-talaş arayüz sıcaklığı ile güçlü bir ilişkisi olduğunu saptamışlardır. Hong ve arkadaşları da[8] kriyojenik işlemede düşük karbonlu çelikte talaş kırılabilirliğini deneysel ve sonlu elemanlar yöntemi ile farklı kesme şartları altında incelemişlerdir. Lee ve arkadaşları[9] tornalama işleminde yeni bir talaş kırılma katsayısı kullanarak talaş kırılmasını analitik ve deneysel olarak değerlendirmişlerdir. Geliştirdikleri bu katsayı kırılan talaşın kalınlığına ve uzunluğuna dayalıdır. Talaş kırılma katsayısının üst sınır limitini belirleyerek bu limitin üstünde kontrolsüz talaş oluşacağını ve bu katsayının 0.05 ve 0.2 arasında olması gerektiğini vurgulamışlardır. Tekaut ve arkadaşları[11] ise tornalamada ürün maliyetleri üzerinde etkili parametrelerden birisi olan kesme kuvvetleri için kesici takım talaş kırıcı formu ve kesme parametrelerini taguchi yöntemiyle optimizasyonunu yaparak en uygun talaş kırıcı formunu belirlemişlerdir. Yang[10] ortogonal kesmede oluklu tip kesici uçlar için talaş kırılma modeli geliştirmiştir. Geliştirdiği modelin talaş kırılma mekanizmaları çalışmaları için önemli faydalar sağlayacağını belirtmiş modeli de deneysel olarak doğrulamıştır. Talaş kırılmasını etkileyen sadece talaş geometrisinin olmadığını aynı zamanda talaşa geçen enerjisinin etkilediğini belirtmiştir. Zhou[11] iki ve üç boyutlu oluklu kesici uçlar için talaş kırma modeli geliştirmiştir. Modeli endüstride online kullanımı için web tabanlı talaş kırma tahmin sistemi içine entegre etmiştir.

Değişken ilerleme ile ilgili olarak ilk defa Shaw[12] kitabında şu bilgilere yer vermiştir: Deforme olmuş ve deforme olmamış talaş kalınlığının, talaş kırılması üzerinde önemli bir rolü vardır. Aynı zamanda talaş

kontrolü periyodik olarak değişken ilerleme kullanılarak iyileştirilebilir. Bu şekilde değişken ilerleme kullanıldığı zaman talaş kırılma eğilimi gösterecektir. Aynı zamanda Shaw, değişken ilerlemede yüzey kalitesinin de sabit ilerleme ile eşit olabileceğini belirtmiştir. Literatürde değişken ilerleme kullanılarak yapılan az çalışma mevcuttur.

Oral ve arkadaşları[13] değişken ilerleme kullanarak kaba tornalama işlemlerinde yeni bir işleme stratejisini deneysel olarak incelemişler ve takım ömrünün sabit ilerleme değerlerine göre %35 artış gösterdiğini belirtmişlerdir. Ayrıca değişken ilerlemeli tornalama işleminin CAM yazılımlarına makro yazılabileceğini de ifade etmişlerdir. Klim ve arkadaşları[14] 17-4PH paslanmaz çeliğinin frezelenmesinde değişken ilerleme şartlarında takım ömründe artışlar olduğunu belirtmişlerdir. Buna benzer bir diğer çalışmayı da Balazinski ve arkadaşları[15] Inconel 600 iş parçası üzerinde gerçekleştirmişlerdir ve değişken ilerleme ile frezelemede takım ömrünün sabit ilerleme değerine göre %30 artış gösterdiğini belirtmişlerdir. Lin ve Shyu[16] ise değişken ilerleme kullanarak kaplamalı matkap ucu ile paslanmaz çeliğin delinmesinde takım ömrünün ve çapak yüksekliğinin sabit ilerlemeye göre çok daha iyi sonuçlar verdiğini açıklamışlardır. Lin[17] bir diğer çalışmada ise hem değişken ilerleme hem de değişken devir sayılarında paslanmaz çeliğin delinmesinde takım ömrü, çapak yüksekliği ve yüzey pürüzlülüğünü incelemiş ve sabit ilerleme ve sabit devir sayılarına göre çok daha iyi sonuçlar verdiğini belirtmiştir.

Değişken devir sayılarında da tornalama ve frezeleme işlemlerinde; titreşim kontrolünde, dinamik etkilerde, kalite ve verimliliği arttırmada yapılmış bazı çalışmalar vardır[18-19-20].

Literatürden de görüleceği gibi değişken ilerleme ile ilgili yapılan çalışmalar azdır ve genellikle bu çalışmalar kesici takım ömrü, yüzey kalitesi ile ilgilidir. Literatürde değişken ilerleme kullanılarak talaş kırılması ile ilgili yapılmış herhangi bir çalışmaya rastlanmamıştır. Bu çalışmada, talaş kırıcısız kesici takım uçları ile alüminyum ve çelik iş parçalarının kaba ve ince işlenmesinde değişken ilerleme kullanılarak talaşın kırılması incelenmiş; yüzey pürüzlülükleri ölçülmüştür. Ayrıca talaş kırıcılı ve talaş kırıcısız kesici takım uçları için maliyet analizi yapılmıştır.

2 Malzeme ve Yöntem

2.1 Sarf Malzemeleri ve Donanım

Bu çalışmada iş parçası olarak makine imalat sektöründe çok sık olarak kullanılmakta olan Al7175 alüminyum alaşımının ve AISI4140, AISI1040 çelikleri seçilmiştir. Söz konusu malzemelerin kimyasal özellikleri Tablo 1, Tablo 2 ve Tablo 3'te verilmiştir.

Cu	Fe	Si	Zn	Mg	Mn	Ti	Cr
1.2-2	0.50	0.40	5.1-6.1	2.1-2.9	0.3	0.2	0.18-0.28

Tablo 1. Al7175 malzemesinin kimyasal özellikleri

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Fe
0.4	0.21	0.83	0.025	0.027	0.91	0.18	Balance

Tablo 2. AISI4140 malzemesinin kimyasal özellikleri

C	Mn	Si	P	S	Al	Cr	Cu	Sn	Nb	V	Mo
0.38	0.61	0.225	0.01	0.02	0.024	0.047	0.031	0.002	0.002	0.002	0.002

Tablo 3. AISI1040 malzemesinin kimyasal özellikleri

Değişken ilerlemeli tornalamada talaş kaldırma işleminin sürekli olarak gerçekleştirilebilmesi sadece CNC tezgahlarda olabilmektedir. Sonuçların daha genel olarak eldesi için deneyler farklı iş parçası malzemeleri, tezgahlar ve uçlar ile gerçekleştirilmiştir. Talaş kaldırma işlemleri Okuma Macturn 350 tornalama merkezi ve Goodway-GA-230 model torna tezgahında gerçekleştirilmiştir. Kesici uç olarak kaplamasız ve talaş kırıcısız Sandvik DNMA 150608 ve Böhler SPUN 120908 uçları kullanılmıştır. Al7175 ve AISI4140 malzemelerinin kaba ve ince tornalanmasında Sandvik DNMA 150608 kesici uç; AISI1040 malzemesinin kaba ve ince tornalanmasında Böhler SPUN 120908 kesici uç kullanılmıştır. Yüzey pürüzlülük değerleri Mitutoyo marka SJ210 model yüzey pürüzlülüğü ölçüm cihazı ile ölçülmüştür. Ölçümler sırasında ölçme uzunluğu 0,8 mm olarak ayarlanmıştır. Yüzey pürüzlülüğü değerleri farklı noktalardan ölçülerek ölçülen değerlerin ortalaması(Ra) alınarak değerlendirilmiştir.

2.2 Talaş Kaldırma Parametreleri

Yapılan çalışmada değişken ilerleme kullanılarak yapılacak talaş kaldırma işleminde talaş kırılması, maliyet analizi ve yüzey pürüzlülüğü incelenecektir. Bu amaçla değişken ilerleme ile talaş kırılmasının ve yüzey pürüzlülüğünün incelenebilmesi için kaba ve ince olmak üzere ön deneylerinin yapılması gerekmektedir. Bu deneylerin amacı; seçtiğimiz malzemeler ve kesici ucun kullanımı ile farklı işlem parametreleri kullanarak tornalama işlemleri gerçekleştirmek, oluşan talaşın kırıldığı talaş kaldırma parametrelerini belirlemektir. Talaşın kırılması esnasında oluşan yüzey pürüzlülüklerinin de ölçülmesi amaçlanmıştır. Tablo 4, Tablo 5 ve Tablo 6'da ön deneyler için yapılan kesme parametreleri verilmektedir.

Kaba Tornalama			
Deney No	Kesme Hızı(m/dak)	Kesme Derinliği(mm)	İlerleme(mm/dev)
1.Deney	140	3	0.2
2.Deney	140	3	0.25
3.Deney	140	3	0.3
4.Deney	140	3	0.35
İnce Tornalama			
Deney No	Kesme Hızı(m/dak)	Kesme Derinliği(mm)	İlerleme(mm/dev)
5.Deney	300	1	0.24
6.Deney	300	1	0.28
7.Deney	300	1	0.32
8. Deney	300	1	0.36

Tablo 4. Al7175 malzemesi için talaş kaldırma parametreleri

Kaba Tornalama			
Deney No	Kesme Hızı(m/dak)	Kesme Derinliği(mm)	İlerleme(mm/dev)
9.Deney	120	3	0.3
10.Deney	120	3	0.35
11.Deney	120	3	0.4
12. Deney	120	3	0.45
İnce Tornalama			
Deney No	Kesme Hızı(m/dak)	Kesme Derinliği(mm)	İlerleme(mm/dev)
13.Deney	320	1	0.26
14.Deney	320	1	0.3
15.Deney	320	1	0.34
16. Deney	320	1	0.38

Tablo 5. AISI4140 malzemesi için talaş kaldırma parametreleri

Kaba Tornalama			
Deney No	Kesme Hızı(m/dak)	Kesme Derinliği(mm)	İlerleme(mm/dev)
17.Deney	120	2	0.2
18.Deney	120	2	0.25
19.Deney	120	2	0.3
İnce Tornalama			
Deney No	Kesme Hızı(m/dak)	Kesme Derinliği(mm)	İlerleme(mm/dev)
20.Deney	320	1	0.2
21.Deney	320	1	0.25
22.Deney	320	1	0.3

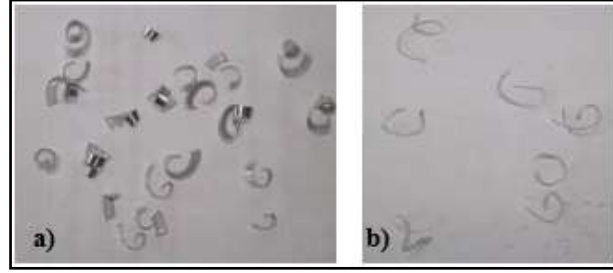
Tablo 6. AISI1040 malzemesi için talaş kaldırma parametreleri

3 Deneysel Çalışma ve Bulgular

Bu çalışmada değişken ilerlemeli tornalamanın talaş kırılmasına etkisi incelenmiştir. Çalışmada ilk önce sabit ilerleme değerlerinde ön deneyler yapılmış ve talaşın hangi değerlerde kırıldığı tespit edilmiştir. Daha sonra CNC parça programı yazılımında değişken ilerleme kullanılarak deneyler yapılmıştır. Al7175 iş

parçası için yapılan deneylerde kaba tornalama için 140 m/dak kesme hızında, 3 mm kesme derinliğinde ve 0.3 mm/dev ilerlemede; ince tornalama için ise 300 m/dak kesme hızında, 1mm kesme derinliğinde, 0.32 mm/dev ilerlemede talaşın istenilen şekilde kırıldığı görülmüştür(Şekil 4).

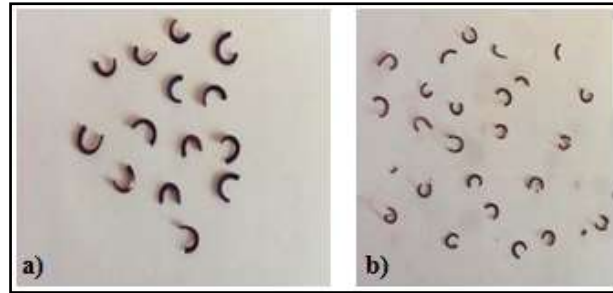
AISI4140 iş parçası ile yapılan deneylerde kaba tornalama için 120 m/dak kesme hızında, 3 mm kesme derinliğinde ve 0.4 mm/dev ilerleme değerinde; ince tornalama için ise 320 m/dak kesme hızında, 1 mm kesme derinliğinde, 0.34 mm/dev ilerlemede talaşın istenilen şekilde kırıldığı görülmüştür(Şekil 5). AISI1040 iş parçası ile yapılan deneylerde ise kaba tornalama için 120 m/dak kesme hızında, 2 mm kesme derinliğinde, 0.3 mm/dev ilerlemede; ince tornalama için ise 320 m/dak kesme hızında, 1 mm kesme derinliğinde, 0.3 mm/dev ilerlemede talaşın istenilen şekilde kırıldığı görülmüştür(Şekil 6).



Şekil 4. Al7175 malzemesinin kaba ve ince tornalanmasında kırılan talaşlar a)3.deney b)7.deney



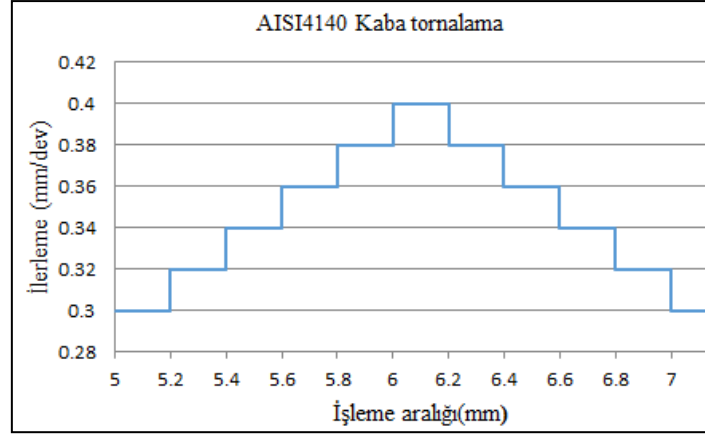
Şekil 5. AISI4140 malzemesinin kaba ve ince tornalanmasında kırılan talaşlar a)11.deney b)15.deney



Şekil 6. AISI1040 malzemesinin kaba ve ince tornalanmasında kırılan talaşlar a)19.deney b)20.deney

Tornalamada değişken ilerleme ile talaş kırılması ve yüzey pürüzlülüğünün incelenmesi için ön deney çalışmalarından sonra değişken ilerleme ile deneyler yapılmıştır. Yapılan deneylerde değişken ilerlemeler için CNC parça programı yazılmıştır. Deneyler hem kaba hem ince tornalama işlemi için ayrı ayrı yapılmıştır. Parça programı yazılımı; malzemenin işlenebilirlik koşulları göz önünde tutularak ilerleme değerlerinin belirli bir üst değere kadar düzenli aralıklarla artırılması ve ilk ilerleme değerine aynı miktarda

düzenli aralıklarla düşürülmesi ile oluşturulmuştur. AISI4140 çelik malzemede kaba tornalamada oluşturulan değişken ilerleme grafik olarak Şekil 7’de ve oluşan talaşlar da Şekil 8’de gösterilmiştir.

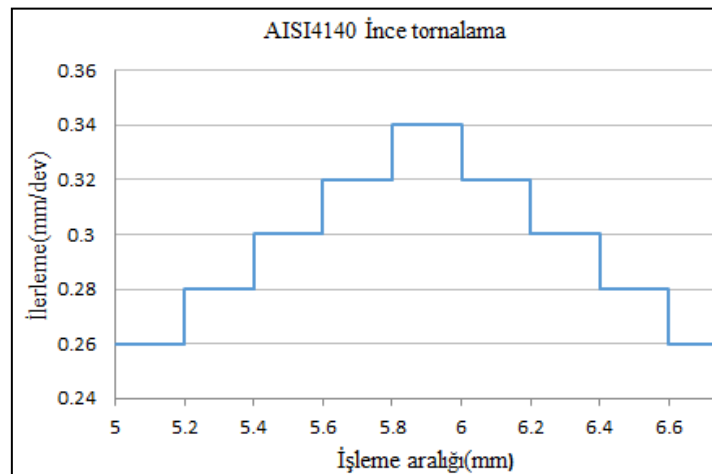


Şekil 7. AISI4140 kaba tornalamada değişken ilerlemenin grafik olarak gösterilmesi (f= 0,30-0,40 mm/dev)

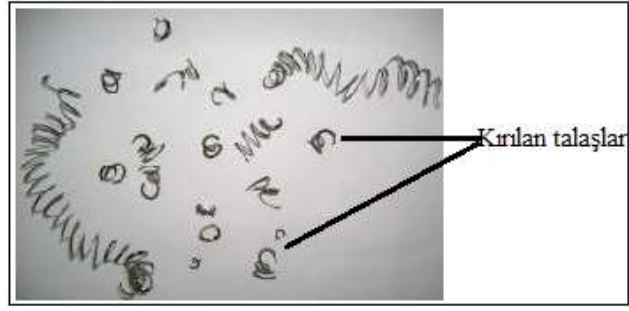


Şekil 8. AISI4140 kaba tornalamada değişken ilerleme aralığında elde edilen talaşlar (f= 0,30-0,40 mm/dev)

AISI4140 çelik malzemede ince tornalamada oluşturulan değişken ilerleme grafik olarak Şekil 9’ da oluşan talaşlar da Şekil 10’ da gösterilmiştir.

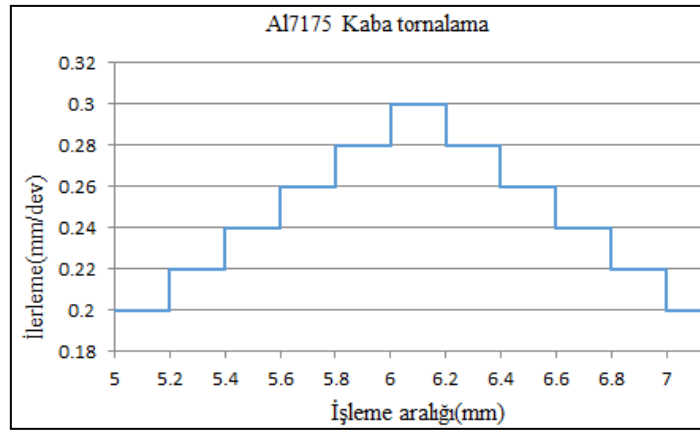


Şekil 9. AISI4140 ince tornalama değişken ilerlemenin grafik olarak gösterilmesi (f= 0,26-0,34 mm/dev)

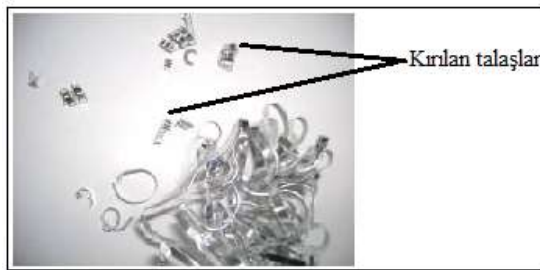


Şekil 10. AISI4140 ince tornalamada değişken ilerleme aralığında elde edilen talaşlar($f = 0,26-0,34$ mm/dev)

Al7175 alüminyum malzemede kaba tornalamada oluşturulan değişken ilerleme grafik olarak Şekil 11’de oluşan talaşlar da Şekil 12’de gösterilmiştir.

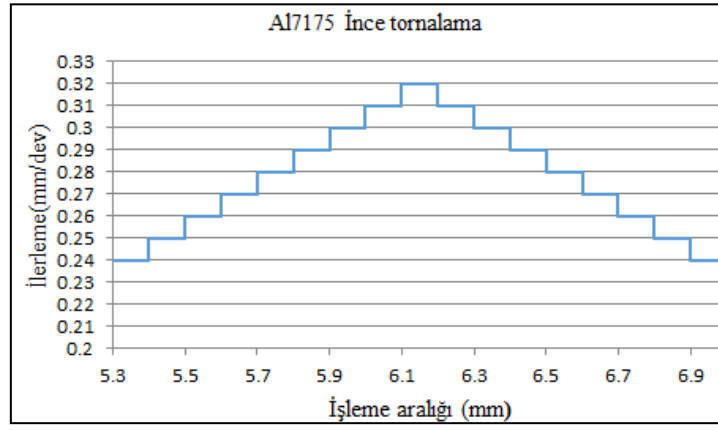


Şekil 11. Al7175 kaba tornalamada değişken ilerlemenin grafik olarak gösterilmesi ($f = 0,20-0,30$ mm/dev)

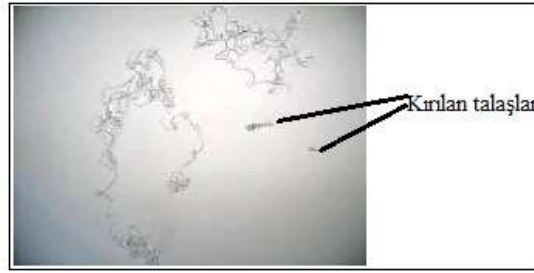


Şekil 12. Al7175 kaba tornalamada değişken ilerleme aralığında elde edilen talaşlar($f = 0,20-0,30$ mm/dev)

Al7175 alüminyum malzemede ince tornalamada oluşturulan değişken ilerleme grafik olarak Şekil 13’ te oluşan talaşlar da Şekil 14’de gösterilmiştir.

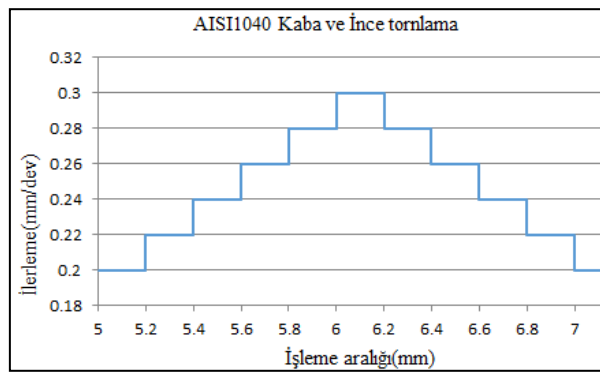


Şekil 13. Al7175 ince tornalamada değişken ilerlemenin grafik olarak gösterilmesi($f=0,24-0,32$ mm/dev)

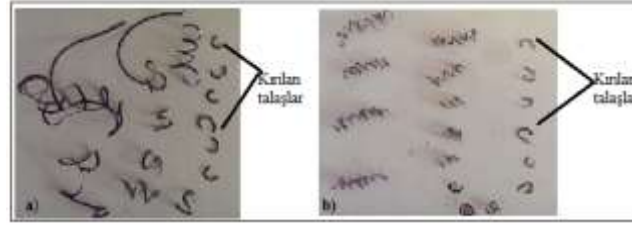


Şekil 14. Al7175 ince tornalamada değişken ilerleme aralığında elde edilen talaşlar($f=0,24-0,32$ mm/dev)

AISI1040 çelik malzemede kaba ve ince tornalamada oluşturulan değişken ilerleme grafik olarak Şekil 15’de oluşan talaşlar da Şekil 16’da gösterilmiştir.



Şekil 15. AISI4140 kaba ve ince tornalamada değişken ilerlemenin grafik olarak gösterilmesi($f=0,2-0,3$ mm/dev)



Şekil 16. 1040 malzemenin a)kaba ve b)ince tormalanması ile elde edilen talaşlar
($f=0.2-0.3$ mm/dev)

Değişken ilerleme kullanılmasıyla, Şekil 1(a)'da gösterilen talaş kırılma mekanizması ile talaşların kırılacağı görülmüştür.

Al7175 malzemesi için ön deneylerde kullanılan talaş kaldırma parametrelerinde elde edilen yüzey pürüzlülük değerleri Tablo 7'de verilmiştir.

Deney No	1.Deney	2.Deney	3.Deney	4.Deney	5.Deney	6.Deney	7.Deney	8.Deney
Ra(μ m)	1.175	1.447	1.495	1.632	1.296	1.401	1.515	1.654

Tablo 7. Al7175 malzeme için ön deneylerde kullanılan talaş kaldırma parametrelerine göre elde edilen yüzey pürüzlülük değerleri

AISI4140 malzemesi için ön deneylerde kullanılan talaş kaldırma parametrelerinde elde edilen yüzey pürüzlülük değerleri Tablo 8'de verilmiştir.

Deney No	9.Deney	10.Deney	11.Deney	12.Deney	13.Deney	14.Deney	15.Deney	16.Deney
Ra(μ m)	1.348	1.424	1.480	1.685	1.406	1.505	1.590	1.675

Tablo 8. AISI4140 malzeme için ön deneylerde kullanılan talaş kaldırma parametrelerine göre elde edilen yüzey pürüzlülük değerleri

1040 malzemesi için ön deneylerde kullanılan talaş kaldırma parametrelerinde elde edilen yüzey pürüzlülük değerleri Tablo 9'da verilmiştir.

Deney No	17.Deney	18.Deney	19.Deney	20.Deney	21.Deney	22.Deney
Ra(μ m)	1.677	1.792	1.985	1.511	1.712	1.833

Tablo 9. 1040 malzeme için ön deneylerde kullanılan talaş kaldırma parametrelerine göre elde edilen yüzey pürüzlülük değerleri

Al7175 alüminyum, AISI4140 ve AISI1040 malzemeleri için değişken ilerleme kullanılarak elde edilen yüzey pürüzlülük sonuçları Tablo 10, Tablo 11 ve Tablo 12’de verilmiştir.

Değişken İlerlemeli Kaba Tornalama			
Kesme hızı(m/dak)	Kesme derinliği(mm)	İlerleme(mm/dev)	Ra(μ m)
140	3	0.2-0.3	1.491
Değişken İlerlemeli İnce Tornalama			
300	0.1	0.24-0.32	1.445

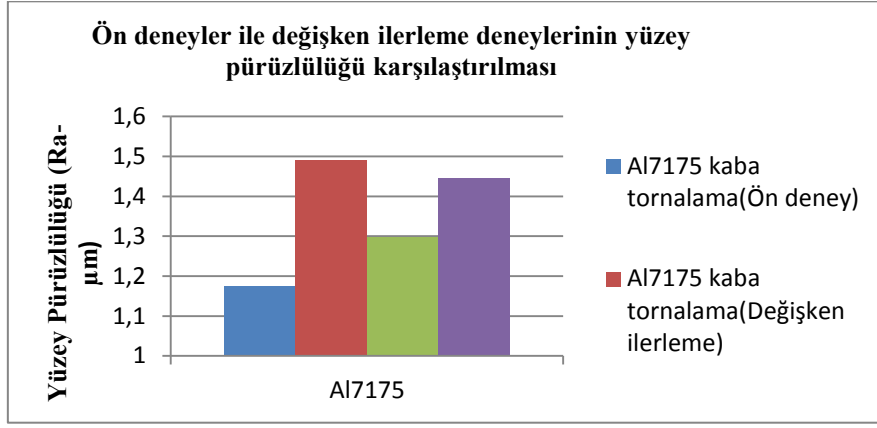
Tablo 10. Al7175 alüminyum malzeme için değişken ilerleme ile elde edilen yüzey pürüzlülük sonuçları

Değişken İlerlemeli Kaba Tornalama			
Kesme hızı(m/dak)	Kesme derinliği(mm)	İlerleme(mm/dev)	Ra(μ m)
120	3	0.3-0.4	1.557
Değişken İlerlemeli İnce Tornalama			
320	1	0.26-0.34	1.520

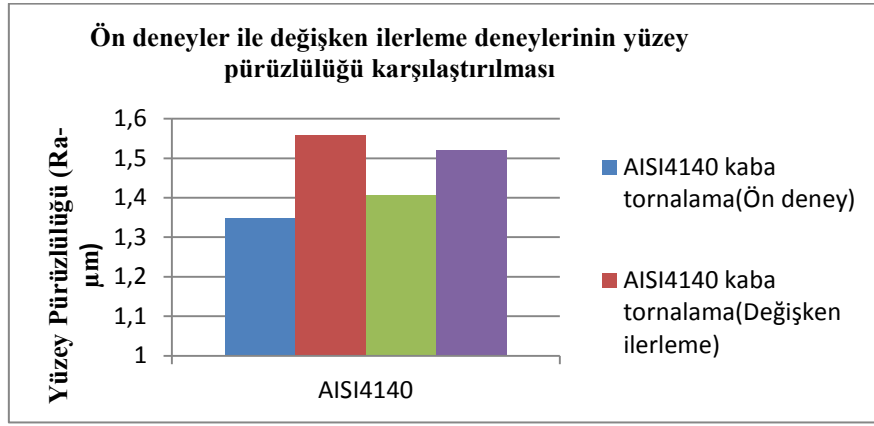
Tablo 11. AISI4140 çelik malzeme değişken ilerleme ile elde edilen yüzey pürüzlülük sonuçları

Değişken İlerlemeli Kaba Tornalama			
Kesme hızı(m/dak)	Kesme derinliği(mm)	İlerleme(mm/dev)	Ra(μ m)
120	2	0.2-0.3	1.716
Değişken İlerlemeli İnce Tornalama			
320	1	0.2-0.3	1.689

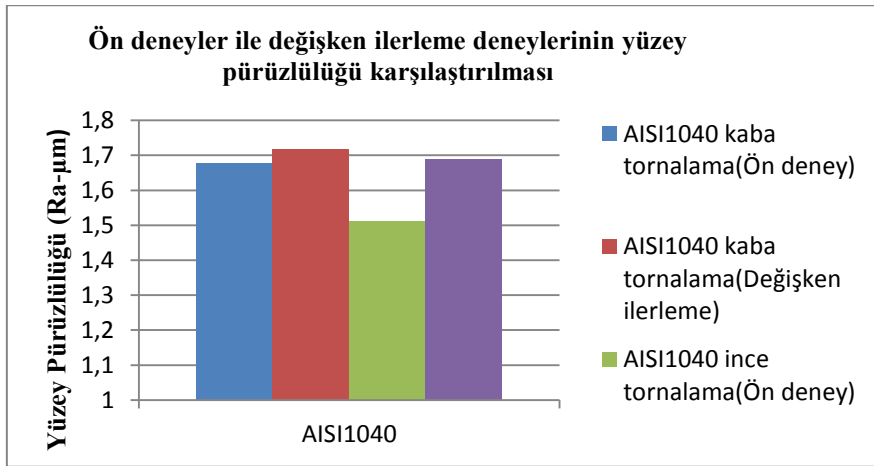
Tablo 12. AISI1040 çelik malzeme için değişken ilerleme ile elde edilen yüzey pürüzlülük sonuçları



Şekil 17. Al7175 malzemesi için ön deneyler ile değişken ilerleme deneylerinin yüzey pürüzlülüğü açısından karşılaştırılması



Şekil 18. AISI4140 malzemesi için ön deneyler ile değişken ilerleme deneylerinin yüzey pürüzlülüğü açısından karşılaştırılması



Şekil 19. AISI1040 malzemesi için ön deneyler ile değişken ilerleme deneylerinin yüzey pürüzlülüğü açısından karşılaştırılması

Şekil 17-18-19'da ön deneyler ile değişken ilerleme deneylerinin yüzey pürüzlülüğü açısından karşılaştırılması verilmiştir. Burada sabit ilerleme değeri ile değişken ilerleme aralığındaki yüzey pürüzlülük değerleri birbirine çok yakın ve aralarındaki fark en fazla 0.3 µm olarak görülmüştür. Yüzey pürüzlülüğü açısından değişken ilerlemenin kaba tornalama için daha uygun olduğu görülmüştür.

4 Maliyet Analizi

Talaşlı imalatla kesici uç, toplam maliyet üzerinde önemli bir etkisi bulunması nedeniyle önemlidir. Üretim maliyetleri genellikle kesici uç maliyetleri, sıkma tertibatlarının ve ölçme cihazlarının maliyeti, tezgah maliyeti, iş parçası malzemesi maliyeti, işçilik maliyeti ve genel giderlerden oluşur. Kesici uç maliyeti üretim maliyetlerinin ortalama %10'unu oluşturmalarına rağmen diğer maliyetlere etkide bulunması açısından önemlidir. Doğru kesici ucun doğru uygulamada kullanılması toplam üretim maliyetini önemli ölçüde azaltır.

Tornalamada talaş kırıcısız ucun değişken ilerleme ile kullanımı, talaş kırıcılı ucun ise sabit ilerlemede kullanımı ile iki farklı kesici uç kullanılamaz hale gelinceye kadar deneme yapılmıştır. İki farklı kesici uç yaklaşık olarak aynı miktarda talaş kaldırılabilir. Talaş kırıcılı ve talaş kırıcısız kesici uçlarla aynı şartlarda yapılan deneylerde yüzey pürüzlülük değerleri hemen hemen aynı çıkmaktadır. Dolayısıyla talaş kırıcısız kesici uç ile yapılan değişken ilerlemeli tornalama işlemi daha ekonomik bir duruma gelmektedir.

Yapılan deneysel tornalama çalışmalarında kullanılan kesici uçların birim fiyatları karşılaştırıldığında, talaş kırıcısız ve talaş kırıcılı kesici uç fiyatları arasında yaklaşık 0.9 Euro gibi fark olduğu görülmüştür. Bir örnek olarak alınan 10000 adetlik AISI4140 çelik malzemeden bir parça siparişinde bir adet talaş kırıcılı uç ile ortalama 14 parçanın tornalama işlemi yapılabilirdiğinde, tornalama işleminde talaş kırıcısız ucun kullanılması ile $10000/14 = 715$ talaş kırıcılı uç kullanılmaktadır. Aynı miktarda talaş kırıcısız ucun kullanıldığı bir tornalama işleminde ise yapacağımız tasarruf ise $715 \times 0.9 = 643.5$ Euro olacaktır.

5 Sonuçlar

Bu çalışmada alüminyum ve çelik iş parçalarının değişken ilerleme kullanılarak tornalanmasında talaş kırılması, yüzey pürüzlülüğü ve talaş kırıcısız ile talaş kırıcılı kesici uçlar için maliyet analizi gerçekleştirilmiştir. Gerçekleştirilen deneysel çalışmalardan elde edilen sonuçlar aşağıda verilmektedir.

- Ön deney ve uygun bir CNC parça programı yazılımı ile talaş kırmak mümkün olabilmektedir.
- Değişken ilerlemeli deney sonuçları ile sabit ilerlemeli tornalamada elde edilen yüzey pürüzlülükleri karşılaştırıldığında fazla bir fark görülmemektedir.
- Değişken ilerlemeli talaş kırıcısız kesici uçlarla tornalama maliyet yönünden avantaj getirmektedir.
- Değişken ilerleme yöntemi bu çalışmada tornalama için kullanılmıştır. Değişken ilerleme ile talaş kırma diğer sürekli talaş kaldırma proseslerine de uygulanabilir.

6 Kaynakça

- [1] Tekaüt, İ., Günay, M., & Şeker, U. (2011). “Tornalama İşlemlerinde Talaş Kırıcı Formunun ve Kesme Parametrelerinin Taguchi Yöntemiyle Optimizasyonu”, 6. Uluslararası İleri Teknolojiler Sempozyumu, Elazığ, Türkiye.
- [2] Çakır, C. (2006), “Modern Talaşlı İmalatın Esasları”, ISBN : 975-591-979-1, Nobel Yayın Dağıtım, Ankara
- [3] Kaldor, S., Ber A., Lenz E., (1979), “On the mechanism of chip breaking”, Journal of Engineering for Industry, Volume 101(3), Pages 241-249.
- [4] Mesquita, R. M. D., Soares, F. A. M., & Marques, M. B. (1996). “An experimental study of the effect of cutting speed on chip breaking.”, Journal of materials processing technology, Volume 56(1-4), Pages 313-320.
- [5] Andreassen, J. L., & De Chiffre, L. (1998). “An automatic system for elaboration of chip breaking diagrams.”, CIRP Annals-Manufacturing Technology, Volume 47(1), Pages 35-40.
- [6] Smith, S., McFarland, J., Assaid, T., Tursky, D., Barkman, W., & Babelay, E. (2010). “Surface characteristics generated in CNC chip breaking tool paths.”, CIRP Annals-Manufacturing Technology, Volume 59(1), Pages 137-140.
- [7] Grzesik, W., & Kwiatkowska, E. (1997). “An energy approach to chip-breaking when machining with grooved tool inserts.”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 37(5), Pages 569-577.
- [8] Hong, S. Y., Ding, Y., & Ekkens, R. G. (1999). “Improving low carbon steel chip breakability by cryogenic chip cooling.”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 39(7), Pages 1065-1085.
- [9] Lee, Y. M., Yang, S. H., & Chang, S. I. (2006). “Assessment of chip-breaking characteristics using new chip-breaking index.”, Journal of materials processing technology, Volume 173(2), Pages 166-171.
- [10] Yang, J. A. (1992). “A predictive model of chip breaking for groove-type tools in orthogonal machining of AISI 1020 steel.”, Ph.D., North Carolina State University.
- [11] Zhou, L. (2001). “Machining chip-breaking prediction with grooved inserts in steel turning.”, Ph.D., Worcester Polytechnic Institute.
- [12] Shaw, M. C., (2005). “Metal cutting principles” , Second Edition., ISBN: 0-19-514206-3, New York: Oxford University Press.
- [13] Oral, A., Cakir, M. C., Gonen, D., & Karaoglan, A. D. (2016). “Experimental investigation of a novel machining strategy for rough turning using variable feed rate.” The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Volume 1(87), Pages 779-787.
- [14] Klim, Z., Ennajimi, E., Balazinski, M., & Fortin, C. (1996). “Cutting tool reliability analysis for variable feed milling of 17-4PH stainless steel”. Wear, Volume 195(1-2), Pages 206-213.
- [15] Balazinski, M., Songmene, V., & Kops, L. (1995). “Improvement of tool life through variable feed milling of Inconel 600”. CIRP Annals-Manufacturing Technology, Volume 44(1), Pages 55-58.

- [16] Lin, T. R., & Shyu, R. F. (2000). "Improvement of tool life and exit burr using variable feeds when drilling stainless steel with coated drills." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 16(5), Pages 308-313.
- [17] Lin, T. R. (2002). "Cutting behaviour using variable feed and variable speed when drilling stainless steel with TiN-coated carbide drills." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 19(9), Pages 629-636.
- [18] Lin, S. C., DeVor, R. E., & Kapoor, S. G. (1990). "The effects of variable speed cutting on vibration control in face milling". *Journal of Engineering for Industry*, Volume 112(1), Pages 1-11.
- [19] Radulescu, R., Kapoor, S. G., & DeVor, R. E. (1997). "An investigation of variable spindle speed face milling for tool-work structures with complex dynamics, part 2: physical explanation." *Journal of manufacturing science and engineering*, Volume 119(3), Pages 273-280.
- [20] Hanson, R. D., Tsao, T. C. (2000). "Periodic sampling interval repetitive control and its application to variable spindle speed noncircular turning process.", *Transactions of the ASME Urbana*, Volume 122, Pages 560-566

Ti6Al4V ALAŞIMININ MİKRO İŞLEME ŞARTLARINDA YÜKSEK HIZDA TORNALANMASI

Kubilay ASLANTAŞ, Ömer ŞAHAN

Afyon Kocatepe Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü,
03200 Afyonkarahisar, Turkey
aslantas@aku.edu.tr

Özet

Titanyum (özellikle Ti6Al4V) alaşımları mukavemet, korozyon direnci ve biyouyumluluk özelliklerinde mükemmel özellikler sunar ve tıbbi cihazlar ve implantlar için yaygın olarak kullanılırlar. Titanyum ve alaşımları işlenmesi zor malzemeler olarak sınıflandırılır. Bu alaşımların işlenmesindeki ana problemler yüksek kesme sıcaklıkları ve hızlı takım aşınmasıdır. Geleneksel yöntemlerle Ti6Al4V alaşımının işlenmesi ile ilgili bir çok çalışma rastlamak mümkündür. Bu çalışmalarda kullanılan kesme hızı aralığı 60 ile 250 m/dak. arasındadır. Bu çalışmada, 1400 m/dak'lık çok yüksek kesme hızları kullanılarak mikro koşullarda tornalama işlemi gerçekleştirilmiştir. Geniş bir yelpazede kesme derinliği ve ilerleme hızı değerleri kullanarak, kesme kuvvetleri ve yüzey kalitesindeki değişimler araştırılmıştır. Çalışmada kesici takımın burun radyüsüne bağlı olarak minimum kesme derinliği 5µm ve maksimum kesme hızı da 1400m/dak. kullanılmıştır. Ayrıca, kesici takımın kenar radyüsü dikkate alındığında, minimum ilerleme değeri 0,25µm/dev olarak seçilmiştir. Elde edilen sonuçlar göstermiştir ki, burun radyüsünden küçük talaş derinliği ve kenar radyüsünden küçük ilerleme değeri radyal kuvvetin artmasına neden olmaktadır. Radyal kesme kuvvetinin asıl kesme kuvvetinden büyük olduğu durumlarda kazınma meydana gelmektedir. Bu da yüzey kalitesinin bozulmasına neden olmaktadır. Ayrıca minimum Ra için kritik bir ilerleme değerinin olduğu ve bu değer $f/Re = 1$ olması gerektiği tespit edilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Mikro tornalama, Ti6Al4V alaşımı, Yüzey pürüzlülüğü, Kesme kuvveti

HIGH SPEED TURNING OF Ti6Al4V ALLOY IN MICRO CUTTING CONDITIONS

Abstract

Titanium (especially Ti6Al4V) alloys offer superb properties in strength, corrosion resistance and biocompatibility and are commonly utilized in medical devices and implants. Titanium and its alloys are classified as difficult-to-machine materials. The main problems in machining of these alloys are the high cutting temperatures and rapid tool wear. It is possible to come across a number of studies on the machining of Ti6Al4V alloy with conventional methods. The cutting speed range used in these works is 60m/min. to 250m/min. In this study, turning was performed in micro conditions using very high cutting speeds of 1400m/min. Using a wide range of depth of cut and feed rate values, changes in cutting forces and surface quality were investigated. In this study, max 1400m/min cutting speed is used while minimum depth of cut is 5µm. depending on the cutting tool nose radius used. Also considering the edge radius of the cutting tool, the minimum feed value was selected as 0,25µm/rev. The results obtained show that the depth of cut is small from the nose radius and the feed rate is smaller than the edge radius, which increases the passive force. In cases where the passive force is greater than the tangential cutting force, ploughing occurs. This causes the surface quality to deteriorate. It has also been determined that there is a critical feed rate for the minimum Ra and that this value should be $f / Re = 1$.

Keywords: Micro turning, Ti6Al4V alloy, Surface roughness, Cutting force

1 Giriş

Parçaların minyatürleşmesi, küçülen cihaz boyutları ve yüksek hassasiyet gereksinimi imalat sektöründe yeni arayışlara neden olmuştur. Minyatür sistemler, kolay taşınabilme ve kullanılabilme, düşük malzeme ve güç tüketimi, küçük numune gereksinimleri, yüksek ısı transferi ve daha iyi süreç entegrasyonu ve otomasyonu sağlayabilmektedir [1-3].

Mikro mekanik işleme yaklaşık 60 milyar dolar işlem hacmine sahip, dünya genelinde hızla büyüyen bir endüstridir. Özellikle yüksek devir sayılarında ve hassasiyette çalışan tezgahların imalat maliyeti konvensiyonel tezgahların maliyetini geçebilmektedir. Bu nedenle mikro frezeleme konusu üzerindeki çalışmaların da maliyeti oldukça yüksek olmaktadır. Bu konudaki yüksek olan maliyetleri aşağıya çekebilmek adına belirli fonksiyonları yerine getirebilen laboratuvar ölçekli minyatür tezgahlar da yapılmaktadır. Genellikle laboratuvar ölçekli minyatür tezgahlarda aranan temel özellik; yüksek devir, rijitlik ve yüksek konumlama hassasiyetidir [4].

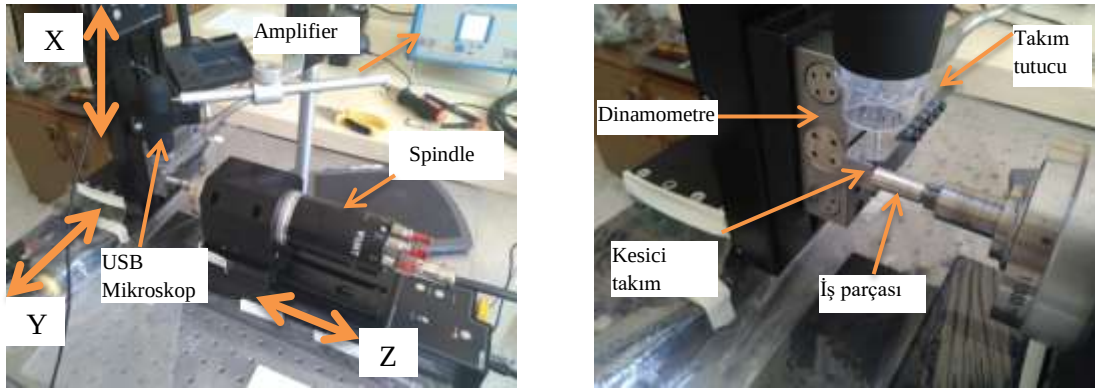
Son zamanlarda hızla büyüyen mikro işleme, makro ölçekli dünya ile mikro ve nano ölçekli dünyaları birbirine bağlayan mikro (0,1-100 μ m)-mezo (100 μ m-10mm) ölçekteki parçaları imal etmek için artan ilgiden kaynaklanmaktadır. Bu ilgi sebebiyle, çeşitli mühendislik malzemeleri ile imal edilen karmaşık yapıda mikro unsurlar içeren minyatür cihaz ve parçalar için çeşitli sektörlerden güçlü talepler vardır. Medikal, uzay, askeri ve ulaşım endüstrilerinden bazı uygulamalar, minyatür motor ve türbinler, mikro uydular, uygulanabilir ve canlı içerisine yerleştirilen medikal cihazlar, minimal invazif cerrahi donanımları, mikro robotlar, keşif görevleri için kullanılan minyatür insansız hava araçları ve mikro plastik ve sac kalıpları bu taleplerin kapsamına girmektedir [5-6]. Mikro mekanik işleme 10 μ m'dan bir kaç milimetre boyut aralığındaki unsurları içeren minyatür cihaz ve parçaları imal etmek için kullanılan bir imalat yöntemidir. Konvensiyonel işleme operasyonlarına benzemesine rağmen, mikro mekanik işlemede çok daha küçük kesici takımlar kullanılmaktadır. Öyle ki mikro kesici takımlarda kenar radyüsü konvensiyonel kesme işleminde olmadığı kadar önem kazanmaktadır. Özellikle mikro frezelemede işlenen boyutun çok küçük olması nedeniyle kaldırılan talaş derinliğinin de önemli ölçüde küçülmesine neden olmaktadır. Kesici takıma ait kenar radyüsünün de kaldırılan talaş derinliğinden çok büyük olması hem yüzey pürüzlülüğü hem de kesme kuvvetleri açısından birçok problemi beraberinde getirir. Kenar radyüsünün büyümesi, negatif talaş açısı etkisi oluşturarak kesme işlemini zorlaştırır ve beraberinde de yüzey kalitesini bozarak çapak oluşumunu artırır. Bu konuda yapılan bir çalışmada [7] kritik talaş kalınlığının genellikle takım kenar radyüsünün 0,2–0,35 katı olması tavsiye edilmektedir. Yine aynı çalışmada, kritik talaş derinliğinin takım-talaş ara yüzeyindeki sürtünme katsayısından etkilendiği vurgulanmıştır.

Mikro mekanik işleme teknikleri genel olarak mikro tornalama, mikro frezeleme ve mikro delme olarak sınıflandırılır. Mikro tornalama, farklı uygulamalarda kullanılmak üzere mikroelektrodlar, mikro miller gibi mikro bileşenleri üretmek için kullanılır. Mikro tornalama aslında geleneksel tornalama işleminin mikro seviyede ölçeklendirilmiş şeklidir [8-9]. Geleneksel tornalamada kullanılan kesici takımlara ait burun yarıçapları 0,2 ile 1,6mm arasında değişmekte iken, mikro tornalama daha küçük burun yarıçaplı bir kesici takımlar kullanılır. Bu nedenle karşılaşılan problemlerin başında yüksek kesme kuvvetleri, boyut etkisinden dolayı oluşan titreşimler ve minimum talaş kalınlığına bağlı negative talaş açısı etkisidir [10]. Özellikle burun yarıçapına bağlı olarak talaş derinliği ve kenar radyüsüne bağlı olarak ilerleme değerinin seçimi hem kesme kuvvetlerini hem de yüzey pürüzlülüğünü etkilemektedir.

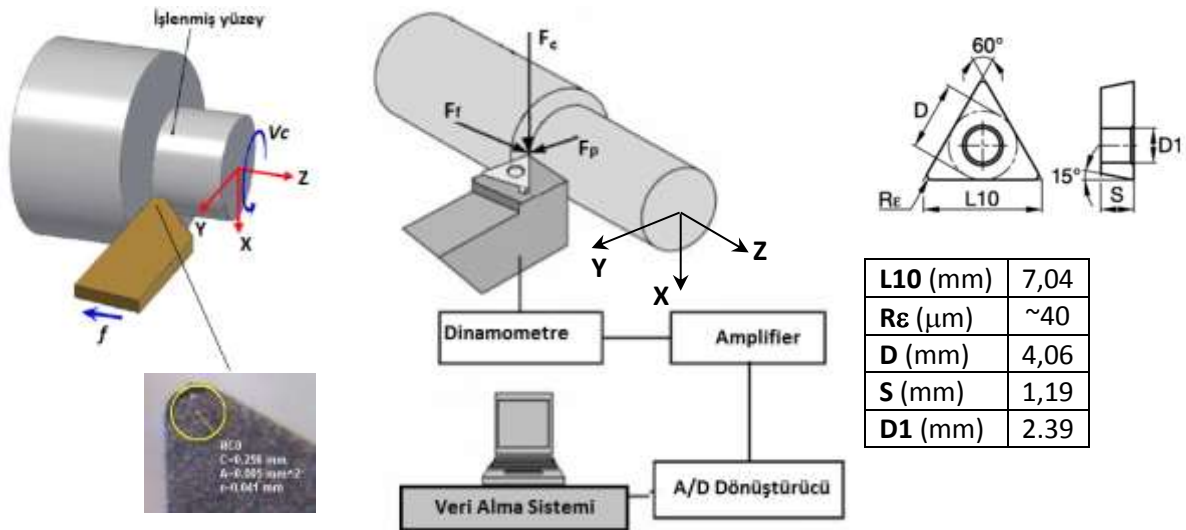
Bu çalışmada oldukça geniş bir yelpazede kesme hızı için mikro tornalama deneyleri gerçekleştirilmiştir. Kullanılan kesici takım burun radyüsü dikkate alınarak farklı talaş derinlikleri ve kenar radyüsü dikkate alınarak farklı ilerleme değerleri için deneyler yapılmıştır. Böylece kritik talaş derinliği ve ilerleme değerleri tespit edilmeye çalışılmış olup, yüksek kesme hızının kesme kuvvetleri üzerindeki etkisi elde edilmiştir.

2 Materyal ve Metot

Yapılan çalışmada yüksek kesme hızlarının elde edilebildiği bir deney düzeneği kullanılmıştır (Şekil 1). Deney düzeneği bir yatay işleme merkezine benzemekte olup iş parçası spindle a bağlanmıştır. Kullanılan spindle max 60000 dev/dk. kadar çıkabilen IMT markadır ve devir ayarı kendine ait bilgisayar yazılımı ile hassas olarak elde edilebilmektedir. Eksen hareketleri için mikro step motorlarla desteklenmiş lineer kızaklar (Thorlabs) kullanılmıştır. Kızakların maksimum hareket mesafesi 150mm olup hassasiyeti ise 0,1µm dur. Spindle X eksenini hareketini sağlayan kızak üzerine montaj edilmiştir. Kesici takım mini dinamometre üzerine, dinamometre Y eksenini ifade eden kızak üzerine sabitlenmiştir. Talaş derinliği Z eksenini vasıtasıyla verilmektedir. Kesici takım olarak Kennametal firmasının TDHB07T12S0 kodlu AlTiN kaplı takımı kullanılmış olup takıma ait geometrik özellikler Şekil 2 de verilmektedir. Yanaşma açısının 90° olması ve dinamometreye bağlanabilmesi adına takım tutucu özel olarak tasarlanmış ve üretilmiştir. Deneylerde kesme bölgesinin dana net olarak gözlemlenebilmesi adına 50-800 arasında büyütme yapabilen bir USB mikroskop kullanılmıştır. Tüm sistem titreşimsiz optik bir tabla üzerine montaj edilmiştir.



Şekil 1: Mikro tornalama deneylerinde kullanılan sistemin genel görünümü.



Şekil 2: Deneylerde kullanılan kesici takım ve koordinat sistemi.

Kesici takımın burun radyüsü (R_e) yaklaşık 40 μ m ve kenar radyüsü (R_e) de yaklaşık 5 μ m olarak ölçülmüştür. Çalışmada talaş derinliği ve ilerleme değerleri kesici takımın kenar radyüsü ve burun radyüsü dikkate alınarak seçilmiştir. Bu noktadan hareketle talaş derinliği burun radyüsü ile (a_p/r_e) ilerleme değeri de kenar radyüsü ile (f/R_e) boyutsuzlaştırılmıştır. Deneylerde a_p/R_e için 7 adet (0,0625; 0,125; 0,25; 0,5; 1; 2; 3) deney yapılırken, f/R_e için de 7 adet (0,05; 0,1; 0,2; 0,5; 1; 2; 4) deney yapılmıştır. Kesme hızının etkisini görmek adına geniş bir yelpazeden kesme hızı değerleri (75-1400m/dk) dikkate alınmıştır. Deneyler kuru kesme şartlarında gerçekleştirilmiş olup çıktı olarak kesme kuvveti ve ortalama yüzey pürüzlülüğü değerleri dikkate alınmıştır. Her bir deneyde ya yeni bir takım kullanılmış ya da kesme mesafesi kısa tutulmak suretiyle takımdaki aşınma göz ardı edilmiştir. Kullanılan kesme parametrelerinin işlenen yüzey kalitesine etkisini ortaya koymak adına, işlenen yüzeylere ait ortalama yüzey pürüzlülük değerleri tespit edilmiştir. Bunun için Nanovea optik profilometre cihazı kullanılarak temassız ölçümler gerçekleştirilmiştir.

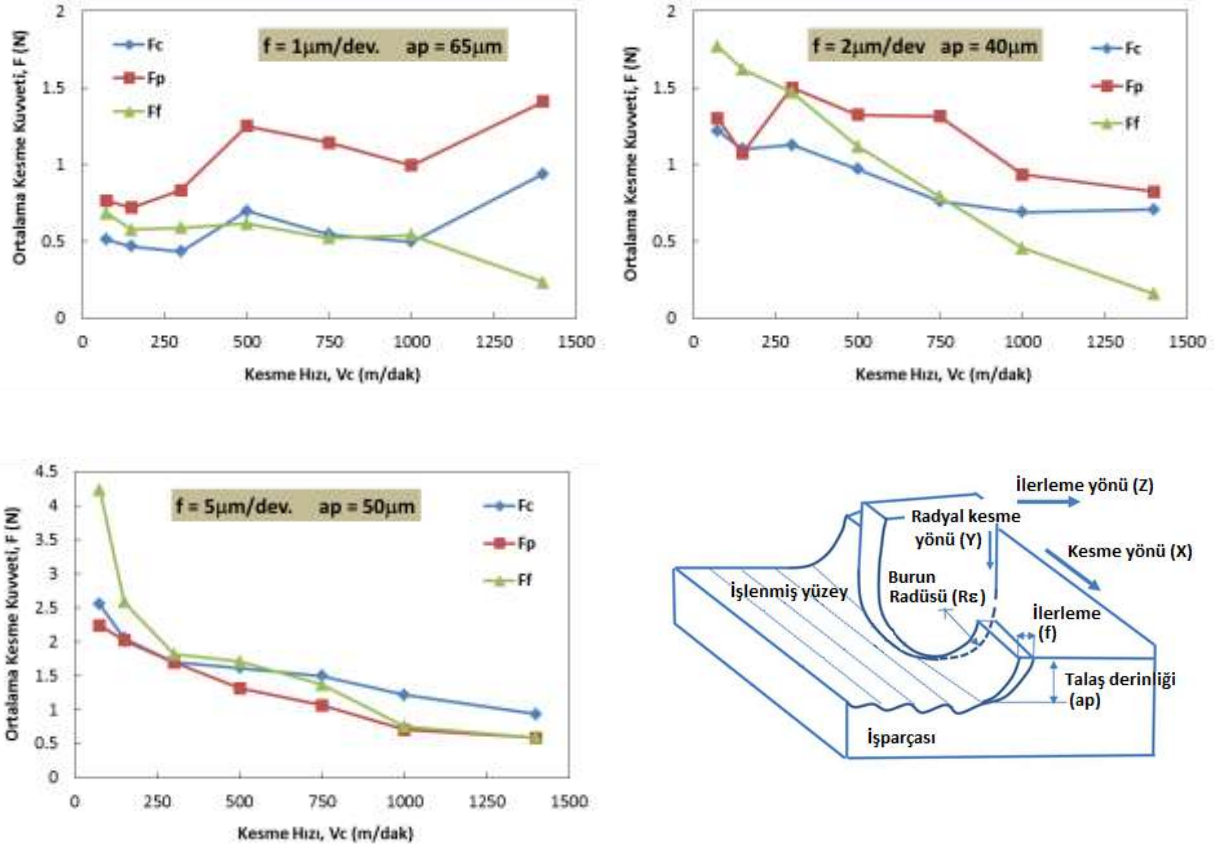
3 Sonuçlar ve Tartışma

3.1 Kesme Kuvvetlerinin Değişimi

Çalışmanın bu bölümünde mikro tornalama esnasında meydana gelen kesme kuvvetlerinin kesme parametreleri ile değişimi verilmiştir. Kuvvetlerin değişimi üç alt başlıkta ele alınmıştır. Bunlar; kesme hızının etkisi, ilerleme hızının etkisi ve talaş derinliğinin etkisidir. İlerleme değeri kesici takım kenar radyüsü ile ilişkilendirilirken, talaş derinliği de takıma ait burun radyüsü ile ilişkilendirilmiştir.

3.1.1 Kesme Hızının Etkisi

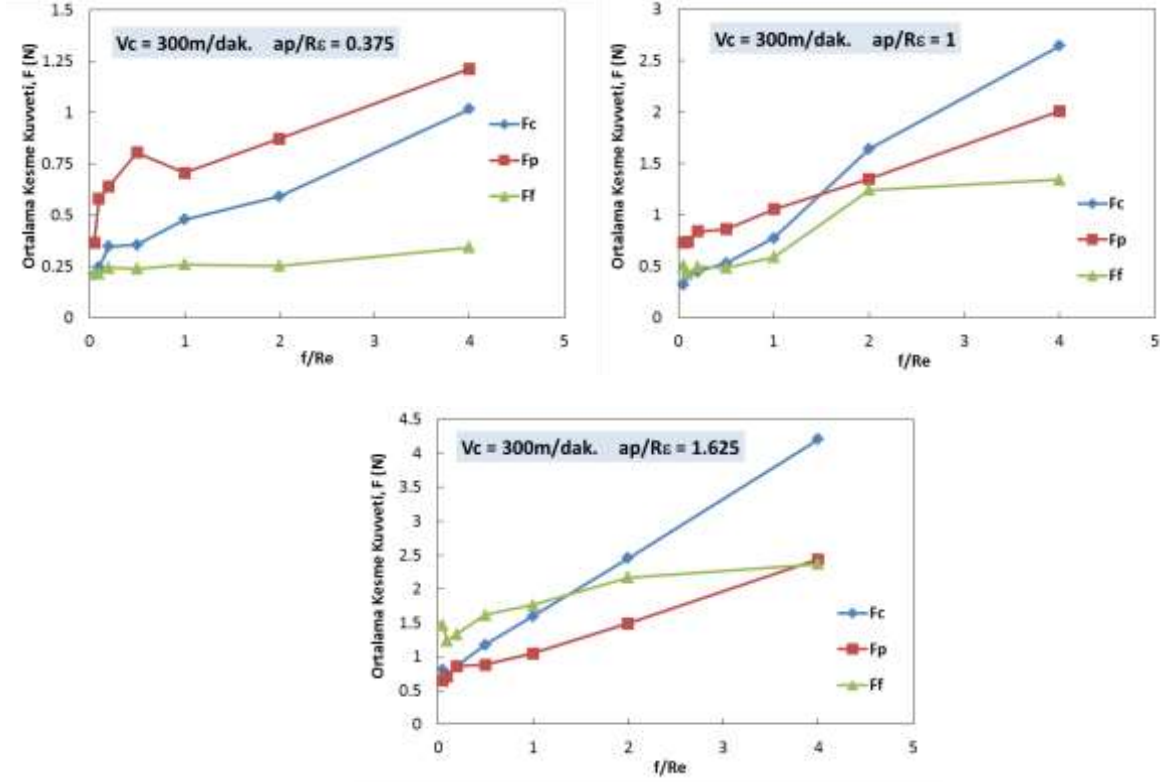
Geleneksel tornalama işleminde, maksimum kesme kuvveti genellikle asıl kesme kuvvetidir (F_c). Bunu ilerleme kuvveti (F_f) ve radyal kuvvet (F_p) izler. Fakat gerek takım geometrisinin değişimi (özellikle negatif talaş açısının kullanılması) ve gerekse kesme yöntemi bu sıralamanın değişmesine neden olabilmektedir. Özellikle kaldırılan talaş derinliği ve ilerleme değerinin takım geometrisi ile kıyaslanabilecek ölçekte olması bu sıralamayı etkilemektedir. Mikro tornalama işleminde de kullanılan kesici takıma ait burun ve kenar radyüsü sadece kesme kuvvetlerini değil aynı zamanda işlenen yüzey kalitesini de etkilemektedir. Şekil 3 de üç farklı ilerleme ve talaş derinliği için kesme hızına bağlı olarak kesme kuvvetlerinin değişimi verilmiştir. Talaş derinliklerinin takım burun radyüsüne eşit veya daha yüksek alınmasına özellikle dikkat edilmiştir. Şekil 3 te dikkati çeken ilk unsur, ilerleme değerinin azalması ile kesme kuvvetinin kesme hızı ile değişimi de farklı bir seyir izlediğidir. Şöyle ki, $f = 1\mu$ m ($f/R_e = 0,2$) için kesme kuvvetleri (F_p ve F_c) artan kesme hızıyla azalmak yerine artmaktadır. Fakat bu durum artan ilerleme değeri ile değişmekte olup, artan kesme hızı ile kesme kuvvetleri azalma eğilimine girmektedir. Bununla birlikte düşük ilerleme değerlerinde meydana gelen radyal kuvvet hem ilerleme kuvvetinden hem de asıl kesme kuvvetinden daha yüksektir. Kesici takıma ait kenar radyüsünün 5 μ m olduğu düşünüldüğünde, kenar radyüsünden daha düşük ilerleme değerlerinde kesme işleminin sağlıklı gerçekleşmediğini ve kazınma/elastik-plastik deformasyon ağırlıklı bir talaş kaldırma işleminin gerçekleştiğini söylemek mümkündür. Şekil 3 te görüleceği üzere F_f kuvveti zaman zaman F_c kuvvetinden daha büyük değer alabilmektedir. Bunun nedeni, kesme sırasında seçilen ilerleme değerinin, ilgili kesme hızı değeri için yüksek olmasıdır. Örneğin $f = 2\mu$ m ($f/R_e = 0,4$) için 750m/dak. ve üzerinde F_c kuvveti F_f kuvvetinden daha büyük iken, $f = 5\mu$ m ($f/R_e = 1$) için bu değer 600m/dak. dır.



Şekil 3: Farklı kesme hızları için kesme kuvvetlerinin değişimi.

3.1.2 İlerlemenin Etkisi

Çalışmada yedi farklı ilerleme değeri için kesme deneyleri gerçekleştirilmiştir. Seçilen ilerleme değerleri takım üretici firmanın önerdiği değerlerin hem altında hem üstünde yer almaktadır. Ayrıca ilerleme değeri takım kenar radyüsü (R_n) ile boyutsuzlaştırılarak, kuvvet değişim grafikleri elde edilmiştir. Şekil 4 te ilerleme değerindeki değişime bağlı olarak kesme kuvveti değerlerinin değişimi verilmektedir. Ayrıca üç farklı talaş derinliği için bu deneyler tekrarlanmak suretiyle talaş derinliğinin takım burun radyüsünden küçük veya büyük alınmasının kuvvet değişimini nasıl etkilediği tespit edilmeye çalışılmıştır. Genel itibariyle artan ilerleme değeri birim zamanda kaldırılan talaş kesitinin artmasına neden olacağı için kesme kuvvetlerinin artması beklenir. Şekil 4 ten de bunu görmek mümkün. Fakat Şekil 4 de dikkati çeken başka bir unsur göze çarpmaktadır. Talaş derinliğinin azalması veya artmasıyla maksimum kuvvetlerin de sıralaması değişmektedir. Örneğin talaş derinliğinin burun radyüsünden küçük olduğu durumda ($a_p/R_n = 0.375$) radyal kesme kuvveti (F_p) tüm ilerleme değerlerinde maksimum değer almaktadır. Artan talaş derinliği ile F_p kuvvetinin değeri azalmakta ve talaş derinliğinin burun radyüsünden büyük olduğu ($a_p/R_n = 1.625$) durumda tüm ilerleme değerlerinde minimum değer almaktadır. Radyal kesme kuvvetinin asıl kesme kuvvetinden büyük olması kesme işleminin çokta sağlıklı gerçekleşmediğinin bir göstergesi sayılabilir. Radyal kuvvetin kesme kuvvetinden büyük olması, kesme işleminin kayma mekanizmasından ziyade kazınma mekanizması ile gerçekleşmeye çalıştığının bir göstergesidir [11]. Bu durum aynı zamanda yüzey altında artık gerilmelerin de artmasına neden olur [11]. Geleneksel tornalama işleminde yüzey altında meydana gelen artık gerilmeler nihai ürünün mekanik ve yorulma ömrünü önemli oranda etkilemektedir. Fakat mikro tornalama işleminde kesme kuvvetlerinin ve kaldırılan talaş kesitinin çok küçük olması bu gerilmelerde azalmasına neden olacaktır. Bu çalışmada yüzey altındaki artık gerilmelerin değişimi araştırılmamıştır.



Şekil 4: İlerleme değerine bağlı olarak kesme kuvvetlerinin değişimi a) $ap/R_\epsilon = 0.375$, b) $ap/R_\epsilon = 1$, c) $ap/R_\epsilon = 1.625$.

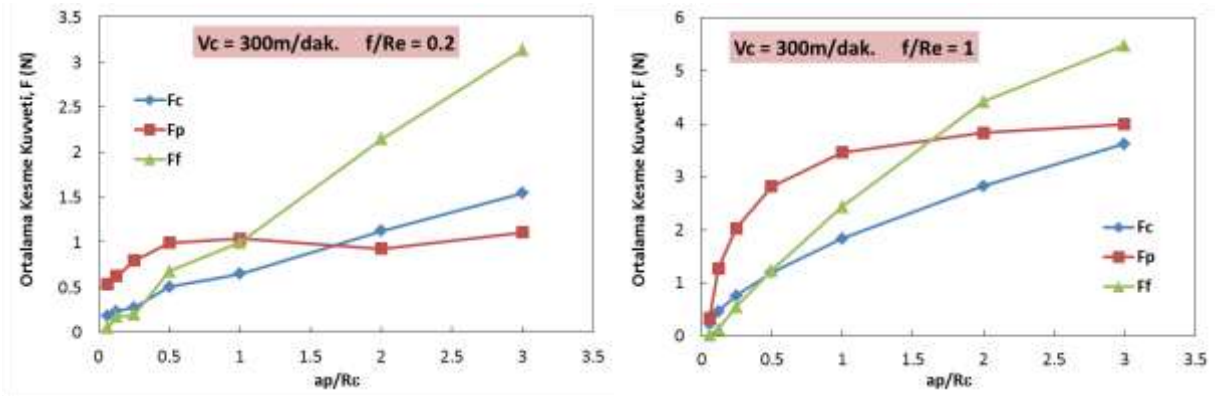
3.1.1 Talaş Derinliğinin Etkisi

Şekil 5 te iki farklı f/Re oranı için kesme kuvvetinin talaş derinliği (ap/R_ϵ) ile değişimi verilmiştir. Şekilden de görüldüğü üzere artan talaş derinliği ile her üç kesme kuvveti de artmaktadır. Fakat dikkati çeken bir unsur, f/Re oranının 0,2 den 1 e çıkması ile kesme kuvvetlerinin eğilimi çok değişmemiştir. Her iki durumda da düşük talaş derinliklerinde radyal kuvvetin maksimum olarak gerçekleştiği ve artan talaş derinliği ile birlikte bu sıralamanın değişti görülmektedir. Bu açıdan bakıldığında kazınmaya neden olan unsur sadece düşük ilerleme değerleri değil aynı zamanda düşük talaş derinliğidir sonucu çıkarılabilir. Düşük ilerleme değerinde ($f/Re = 0,2$) $ap/R_\epsilon = 2$ için Fp/Fc oranı birden küçük iken, yüksek ilerleme değerinde ($f/Re = 1$) bu değer yapılan test parametrelerinin dışında gerçekleşmiş görünüyor. Buradan da çıkan sonuç şu ki, mikro tornalama esnasında kazınmanın etkilerini bertaraf edebilmek için ilerlemenin arttırılmasına paralel olarak talaş derinliğinin de arttırılmasında fayda vardır.

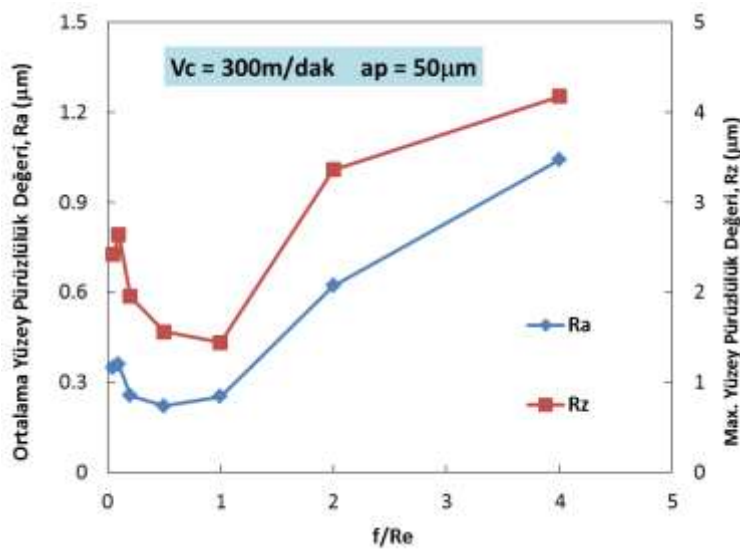
3.2 Yüzey Pürüzlülüğünün Değişimi

Mikro kesme işleminde yüzey pürüzlülüğü önemli bir çıktı parametresidir. Çünkü gerek mikro frezelemede ve gerekse mikro tornalama işlemlerinden sonra ikinci bir işlemle yüzey iyileştirmesi yapılması oldukça zor ve maliyetlidir. Bu nedenle hem kullanılan kesme parametreleri hem de takım geometrisi/takım kaplama malzemesi doğru seçilmelidir. Bu çalışmada da farklı ilerleme değerleri için yapılan kesme deneyleri sonrasında hem ortalama yüzey pürüzlülük değeri (R_a) hem de maksimum yüzey pürüzlülük değeri tespit edilmiştir. Şekil 6 da R_a ve R_z değerlerinin f/Re oranına bağlı olarak değişimi verilmiştir. Dikkat edilecek olursa kritik bir ilerleme değeri bulunmakta ve bu değer altında ve üstünde alınan ilerleme değeri yüzey pürüzlülüğünün artmasına neden olmaktadır. $f/Re = 0,5$ olduğu durumda $R_a = 0,221\mu m$ ve $R_z = 1,56\mu m$ iken $f/Re = 1$ için $R_a = 0,252$ ve $R_z = 1,44\mu m$ değerini almıştır. Minimum R_a ve R_z değerlerinin meydana geldiği

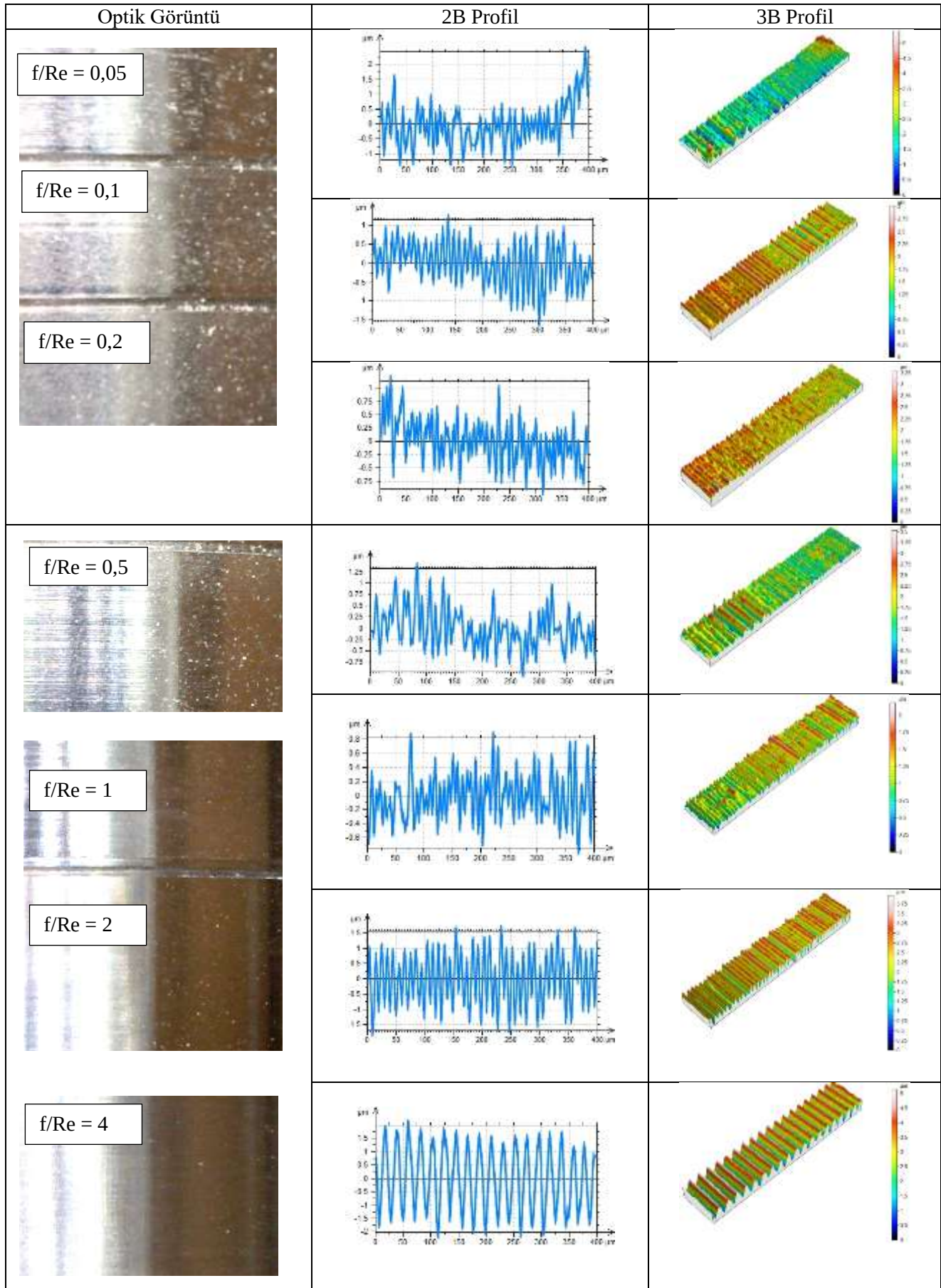
ilerleme değerleri farklılık göstermektedir. Fakat bu farklılık çok ta önemsenecek bir boyutta değildir. Bu açıdan bakıldığında, Ti6Al4V malzemesinin mikro tornalanmasında iyi bir yüzey kalitesinin elde edilebilmesi için ilerleme değerinin takım kenar radyüsüne çok yakın olmasında fayda vardır. Seçilen ilerleme değeri kenar radyüsünden çok küçük olduğunda radyal kuvvetlerin de asıl kesme kuvvetlerinden büyük çıktığı göz önüne alınacak olursa, kazınma ağırlıklı bir kesme işleminin meydana geldiği rahatlıkla söylenebilir. Dolayısıyla genel bir ifadeyle $f/Re < 0,5$ olduğunda kazınmanın etkisiyle yüzey kalitesi bozulmaktadır. Bununla birlikte $f/Re > 1$ olduğu durumlarda kesme, kayma mekanizmasının bir sonucu olarak gerçekleşmektedir. Bir anlamda daha sağlıklı bir kesme meydana gelmektedir. Fakat Ra ve Rz değerlerinin artmasına neden teşkil eden unsur ise; takımın ilerleme hızının yüksek olmasıdır. Bu da daha belirgin işleme izlerinin oluşmasına neden olacaktır. Şekil 6 da elde edilen sonuç sadece $ap = 50\mu m$ içindir. Bu değer kullanılan kesici takım burun radyüsünden büyüktür. Dolayısıyla burun radyüsünün de bu durumda ne kadar etkili olduğu ayrıca değerlendirilmelidir. Bir anlamda takım burun radyüsünden daha küçük talaş derinlikleri içinde deney tekrarlanarak f/Re oranında kritik değerin değişip değişmediği test edilmelidir. Şekil 7 de farklı ilerleme değerleri için işlenen yüzeylerden alınan optik, 2 boyutlu profil ve 3 boyutlu profil görüntüleri verilmiştir. Optik görüntülerde ilk dikkati çeken unsur, ilerlemenin azalması ile birlikte işlenen yüzeydeki mikro kalıntı/talaş miktarının artıyor olmasıdır. $f/Re > 1$ için yüzeydeki kalıntı miktarının önemli oranda azaldığı görülmektedir. Ayrıca artan ilerlemeyle birlikte takım ucunun iş parçası yüzeyinde bırakmış olduğu işleme izlerinin daha belirgin bir hal aldığı da görülmektedir.



Şekil 5: Talaş derinliğine bağlı olarak kesme kuvvetlerinin değişimi a) $f/R_e = 0.2$, b) $f/R_e = 1$.

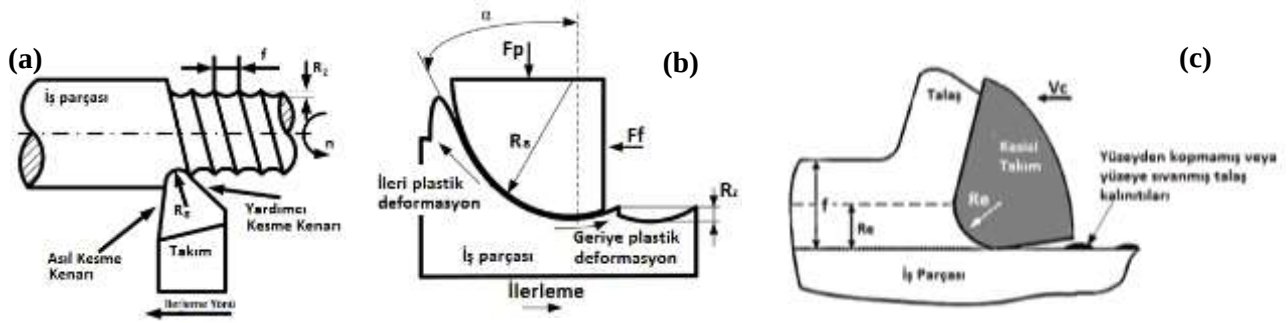


Şekil 6. İlerleme değerine bağlı Ra ve Rz değerlerinin değişimi.



Şekil 7. Farklı ilerleme değerlerinde elde edilen yüzeylere ait optik, 2B ve 3B görüntüler.

Teorik olarak, bir tornalama işleminde kesme işlemi sonrasında takım burun radyüsü geometrisi iş parçasına aktarılır (Şekil 8a). Bundan dolayı iş parçası işlenen yüzeyindeki gerek maksimum yüzey pürüzlülük değeri ve gerekse ortalama yüzey pürüzlülük değeri teorik olarak hesaplanabilmektedir. Fakat takıma ait kenar radyüsü, kaldırılan talaş derinliği, kesme esnasında meydana gelen titreşimler ve takım aşınması teorik yaklaşımda dikkate alınmadığı için hesaplanan R_a veya R_z ile ölçülen R_a ve R_z birbirinden farklı olabilmektedir. Bu durum özellikle mikro kesme işleminde ortaya çıkmaktadır. Seçilen ilerleme değerine göre burun radyüsünün çok büyük olması R_a ve R_z nin de teorik olarak çok küçük çıkmasına neden olmaktadır. Özellikle mikro tornalama işleminde, radyal kuvvetin asıl kesme kuvvetinden büyük olması, teorik ile ölçülen yüzey pürüzlülüğü arasındaki farkın oluşmasına katkıda bulunmaktadır. Radyal kuvvet iş parçası üzerine indentasyon etkisi oluşturmaktadır. Köşe radyüsünün büyük olması bu indentasyon kuvvetinin artmasına ve iş parçasının plastik olarak deformasyonuna neden olmaktadır (Şekil 8b). Bu da işlenen yüzey kalitesinin bozulmasına ve teorik ile ölçülen yüzey pürüzlülüğünün farklı olmasına neden olmaktadır. Bu farklılık Şekil 7 de verilen 2 boyutlu profillerde de net olarak görünmektedir. Bu durum sadece takıma ait burun radyüsü ile ilgili olmayıp iş parçası malzemesine de bağlıdır. Mukavemeti düşük malzemelerin deformasyonu kolay olacağından, geriye doğru olan plastik deformasyon miktarı da artar. Bu da yüzey kalitesinin bozulmasına neden olur. Yüzey kalitesinin bozulmasına neden olan bir diğer unsur ise, kenar radyüsü ile deforme olmamış talaş kalınlığı arasındaki orandır. Talaş kalınlığı (ortagonal kesme için ilerleme) değeri kenar radyüsünden küçük olduğunda kazınma ağırlıklı bir kesme işlemi meydana gelir. Bu da yüzeyden tam kopmamış veya yüzeye sıvanmış talaş kalıntılarına neden olur (Şekil 8c).



Şekil 8. a) Tornalama sırasında iş parçası yüzeyinde oluşan işleme izleri, b) Mikro tornalama sırasında burun radyüsü etrafında meydana gelen iki yönlü plastik deformasyon, c) Kenar radyüsünden küçük ilerleme değerlerinde talaş sıvanmasının şematik ifadesi.

4. Sonuç

Bu çalışmada Ti6Al4V alaşımı çok yüksek hızlarda ve mikro şartlarda tornalanmak suretiyle, kesme kuvveti ve yüzey pürüzlülüğündeki değişim araştırılmıştır. Özellikle geniş bir yelpazede ilerleme ve talaş derinliği dikkate alınmak suretiyle sağlıklı bir kesme işleminin gerçekleştiği aralık tayin edilmiştir. Elde edilen veriler ışığında öne çıkan sonuçları aşağıdaki gibi sıralamak mümkün

- Kenar radyüsünden daha düşük ilerleme değerlerinde, radyal kesme kuvveti diğer kuvvetlerden daha büyüktür. Bu da sağlıklı bir kesme işleminin gerçekleşmediğinin bir göstergesi olup, yüzey pürüzlülüğü sonuçları da bunu doğrulamaktadır.
- Talaş derinliğinin burun radyüsünden küçük olduğu durumlarda da kesme kuvvetlerinin sıralaması değişmektedir. Burun radyüsünden daha düşük talaş derinliklerinde yine radyal kesme kuvvetinin maksimum olarak meydana geldiği tespit edilmiştir.

- Farklı ilerleme değerleri için yapılan testlerde, minimum Ra ve Rz için kritik bir ilerleme değerinin olduğu tespit edilmiştir. Bu değer altında ve üstünde yüzey pürüzlülüğü artmaktadır.
- İşlenen yüzey kalitesini etkileyen iki temel geometrik faktör ön plana çıkmaktadır. Bunlar takıma ait burun radyüsü ve kenar radyüsüdür. Talaş derinliğinin burun radyüsünden, ilerleme değerinin de kenar radyüsünden küçük olduğu durumlarda radyal kesme kuvveti artarken yüzey kalitesi de bozulmaktadır.

5. Teşekkür

Bu çalışma AKU-BAP 16.Kariyer.123, 17.Kariyer.156 ve 16.Teknoloji.ALTY.01 projelerince desteklenmiştir. Desteklerinden dolayı Afyon Kocatepe Üniversitesi'ne teşekkürler.

6. Kaynakça

1. Alting, L., Kimura, F., Hansen, H.N., Bissacco, G., 2003, "Micro Engineering" Annals of CIRP, Cilt 52(2), s.635-657.
2. Dornfeld, D., Min, S., Takeuchi, Y., 2006, "Recent Advances in Mechanical Micromachining" Annals of the CIRP, Cilt: 55(2), s.745-768.
3. Chae, J., Park, S.S., Freiheit, T., 2006, "Investigation of Micro-Cutting Operations", International Journal of Machine Tools and Manufacture, Cilt: 46, s.313-332.
4. Sun, X., Cheng, K., 2010, "Micro/Nano-Machining through Mechanical Cutting", Manufacturing Engineering and Technology (24-38). Elsevier, 414p, Oxford.
5. Madou, M.J., 1997, "Fundamentals of Microfabrication", CRC Press, 589p, Boca Raton.
6. Masuzawa, T., 2000, "State of the Art of Micromachining", Annals of CIRP, Cilt: 49(2), s.473-488.
7. Vogler, M.P., DeVor, R.E., Kapoor, S.G., 2004, "On the Modeling and Analysis of Machining Performance in Micro Endmilling Part I: Surface generation", ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering, Cilt:126, s.685- 694.
8. Jagadesh, T., Samuel, G. L., 2015, "Mechanistic and Finite Element Model for Prediction of Cutting Forces During Micro-Turning of Titanium Alloy", Machining Science and Technology, Cilt:19(4), s.593-629.
9. Jagadesh, T., Samuel, G. L., 2017, "Finite Element Simulations of Micro Turning of Ti-6Al-4V using PCD and Coated Carbide tools", J. Inst. Eng. India Ser. C, Cilt:98(1), s.5-15
10. Zhang, T., Liu, Z., Shi, Z., Xu, C., "Size Effect on Surface Roughness in Micro Turning", International Journal Of Precision Engineering And Manufacturing, Cilt: 14(3), s.345-349.
11. Madariaga, A., Esnaola, J. A., Fernandez, E., Arrazola, P. J., Garay A., More, F., 2014, "Analysis of residual stress and work-hardened profiles on Inconel 718 when face turning with large-nose radius tools", Int J Adv Manuf Technol, Cilt: 71, s. 1587-1598.

3rd SESSION

MILLING OF FLEXIBLE WORKPIECES: CUTTING FORCE MODELING AND COMPENSATION PROCEDURE

Kadir Kıran, Mehmet Cengiz Kayacan

*Suleyman Demirel University, Engineering Faculty, Department of Mechanical Engineering, Isparta/TURKEY,
kadirkiran@sdu.edu.tr, cengizkayacan@sdu.edu.tr*

Abstract

This paper presents a mechanistic modeling and compensation procedure of cutting forces incorporating both tool and workpiece flexibility in milling. The time domain simulation was used to numerically estimate the cutting forces. The single degree of freedom flexure, which represents workpiece flexibility, was designed and constructed to experimentally validate the predictions. In addition, cutting force compensation method was employed to remove the dynamic distortions, which are caused by the flexure/workpiece-dynamometer assembly dynamics, from measured cutting force signals. Moreover, variation of the workpiece dynamics due to material removal was considered in both time domain simulations and compensation procedure.

Keywords: Milling, flexible workpieces, cutting force modeling, dynamic compensation

1 Introduction

Flexible workpieces have been demanded for many areas including aerospace, automotive, medical etc. Milling of such flexible workpieces could result in issues, such as chatter [1-6], surface location errors, poor surface quality [7-9]. Therefore, researches focus on eliminating or minimizing the aforementioned issues through machining process models [10] in order to improve the machining quality which in turn workpiece quality and productivity. The cutting forces in milling are one of the fundamental machining process measures, and might be limiting factor for workpiece dimensional accuracy and surface quality, as well as for the health of cutting tools and machine tool spindles. Hence, the modeling of cutting forces is a crucial task in the milling.

Many researches have presented various methods such as analytical, mechanistic and numerical [11] to model the cutting forces in milling operations. It is well-established in the literature that cutting forces are a function of chip thickness and of cutting force coefficients corresponding to tool-workpiece material pair in the mechanistic force modeling with the assumption of rigid tool and workpiece [12]. However, the dynamic chip thickness is also depended upon both tool and workpiece deflections due to closed-loop feedback mechanism of cutting process [13]. Thus, both tool and workpiece displacements must be considered in the modeling of cutting force for accurate predictions.

Many researchers have been emphasized the importance of tool/workpiece deflections in the cutting force prediction and, presented various modeling and experimental works. Budak [14] provided, for instance, a flexible force model including workpiece deflection during the peripheral milling. The author investigated the effect of workpiece deflections on chip thickness and radial immersion. Ratchev et al. [15] proposed a flexible cutting force model by employing a perfect plastic layer model. The model considers change in immersion angle due to workpiece deflections computed by finite element analysis. The developed force model was later used for error compensation strategy in thin-wall parts [16]. Rubeo and Schmitz [17] have recently presented a global stability map, which was created using peak value of cutting forces, for flexible workpieces. The cutting forces were computed via time domain simulations [18-20] by incorporating both tool and workpiece deflections.

The commercial force dynamometers are used to measure cutting forces in milling operations. However, there is an issue in the measured force data, especially when using high spindle speeds. The cutting force signals collected by dynamometer are distorted due to the workpiece-dynamometer assembly dynamics at high frequencies. As such, the cutting force harmonics are amplified or attenuated, which is depended upon force-to-force frequency response function (FRF) or force transmissibility of workpiece-dynamometer assembly. In order to compensate those dynamic distortions in the cutting force data various methods have been presented in the literature. Magnevall et al. [21] proposed an inverse filtering approach to remove the unwanted frequency contents from measured cutting force signals. The similar approach were applied by Rubeo and Schmitz [22] and they were able to increase measurement frequency bandwidth of dynamometer. Korkmaz et al. [23] first presented an experimental procedure to obtain three-dimensional force measurement characteristics of multi-axis dynamometers. It has been demonstrated that the proposed experimental method with a novel excitation system provides accurate determination of dynamic behavior of multi-axis dynamometer within a high frequency bandwidth. The authors have recently used the same experimental technique along with an inverse filter-based dynamic compensation method to remove the dynamic distortions in the micromachining forces and obtain accurate cutting forces [24]. In [25], a Kalman filtering approach was used to compensate cutting force measurements acquired from spindle-integrated force sensor system. The same approach was also utilized to increase frequency bandwidth of micro cutting force measurement system [26]. The various compensation techniques [27-28] were presented to overcome the limitations in the force measurement systems.

The majority of works in the literature have focused on the compensation of force dynamometer dynamic influence on the measured signals while the rigid workpiece was attached to dynamometer. However, workpiece dynamics also become dominant on the measured force signals and distort them in the milling of highly flexible workpieces. Therefore, workpiece or workpiece-dynamometer assembly dynamics must be filtered out from the measured signals in order to obtain accurate cutting forces. Furthermore, the change in the workpiece-dynamometer assembly dynamics due to material removal during the milling has to be considered in the compensation algorithm for accurate compensation of cutting forces.

This paper focuses on mechanistic modeling of cutting forces in milling of flexible workpieces and model validation by accurate measurement of milling forces through dynamic compensation of workpiece-dynamometer assembly dynamics. The time domain simulation presented in [13, 18-20] is employed to predict the cutting forces by incorporating both tool and workpiece vibrations in two directions. In addition, cutting force compensation that removes the dynamic influence of the workpiece-dynamometer assembly is presented. The paper organized as follows: Section 2 describes the modeling of cutting forces in milling of flexible workpiece using time domain simulation. Section 3 provides cutting force compensation procedure. Section 4 presents the experimental setup to validate the prediction results. Section 5 involves the modeling and experimental results with discussions. Section 6 concludes the paper.

2 Cutting Force Modeling

Time domain simulation, which enables to calculate cutting forces, tool and workpiece modal displacements based on the regenerative force, dynamic deflection model [18-20], described in [13,17] was utilized considering both tool and workpiece vibrations in x and y -directions. Instead of Euler integration, 4th Runge-Kutta method was included to the time domain simulation. The method is comprehensively described in [13, 17]. However, it is briefly summarized in this paper.

Cutting forces in milling are the function of chip area and cutting force coefficients corresponding to tool-workpiece material pair and they can be stated as been in equations 1-2 (Figure 1).

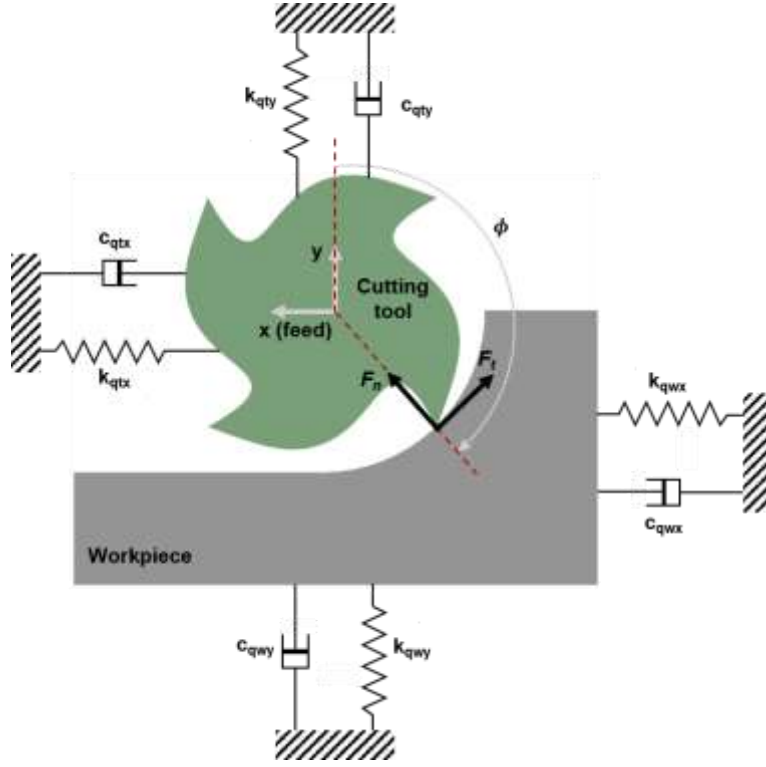


Figure 1: Cutting force components considering tool and workpiece deflections in down milling

$$F_t(t) = k_t b h(t) + k_{te} b \quad (1)$$

$$F_n(t) = k_n b h(t) + k_{ne} b \quad (2)$$

where b is axial depth of cut, k_t , k_n , k_{te} , k_{ne} are the tangential, normal, tangential edge and normal edge cutting force coefficients, respectively. The instantaneous chip thickness can be described with the assumption of circular tool path to be:

$$h(t) = f_t \sin(\phi) + r_v(t - \tau) - r_v(t) \quad (3)$$

f_t is the feed per tooth, ϕ is the tooth angle, $r_v(t - \tau)$ is the relative vibration between tool and workpiece for the previous tooth in the direction of surface normal, $\tau = 60/SN_t$ (sec) is the tooth period. S is the spindle speed in rpm and N_t is the number of tooth in the cutter. The current relative vibration of tool-workpiece can be expressed:

$$r_v(t) = (x_{tool} - x_{workpiece}) \sin(\phi) - (y_{tool} - y_{workpiece}) \cos(\phi) \quad (4)$$

where x_{tool} and y_{tool} are the tool vibrations, $x_{workpiece}$ and $y_{workpiece}$ are the workpiece vibrations in x and y -directions, respectively. The fixed x and y -direction force components can be obtained with projection of cutting forces into the x and y directions using cutter angle, ϕ .

$$F_x = F_t \cos(\phi) + F_n \sin(\phi) \quad (5)$$

$$F_y = F_t \sin(\phi) - F_n \cos(\phi) \quad (6)$$

The tool and workpiece vibrations in x and y -direction can be calculated by solving the equation of motion in modal coordinates; see Eqs. 7-10.

$$m_{qtx} \ddot{x}_{tool} + c_{qtx} \dot{x}_{tool} + k_{qtx} x_{tool} = F_x \quad (7)$$

$$m_{qty}\ddot{y}_{tool} + c_{qty}\dot{y}_{tool} + k_{qty}y_{tool} = F_y \quad (8)$$

$$m_{qwx}\ddot{x}_{workpiece} + c_{qwx}\dot{x}_{workpiece} + k_{qwx}x_{workpiece} = -F_x \quad (9)$$

$$m_{qwy}\ddot{y}_{workpiece} + c_{qwy}\dot{y}_{workpiece} + k_{qwy}y_{workpiece} = -F_y \quad (10)$$

m_{qtx} , m_{qty} , m_{qwx} , m_{qwy} are the modal masses, c_{qtx} , c_{qty} , c_{qwx} , c_{qwy} are the modal viscous damping coefficients and k_{qtx} , k_{qty} , k_{qwx} , k_{qwy} are the modal stiffnesses for tool and workpiece in x and y -directions, respectively. It is noteworthy that the cutting forces excite the tool and workpiece with same magnitude and frequency but opposite directions. Those differential equations were numerically solved using 4th order Runge-Kutta method.

3 Cutting Force Compensation Procedure

The measured cutting forces contain dynamical distortions due to flexure/workpiece-dynamometer assembly dynamics. In other word, the flexure/workpiece-dynamometer assembly dynamics determines the cutting force measurement accuracy. The cutting force harmonics might be amplified or attenuated corresponding to the flexure/workpiece-dynamometer assembly force-to-force FRFs or force transmissibility. Therefore, the recorded cutting force data by dynamometer exhibit poor quality. In order to compensate those distortions the similar approach presented in [24] were employed to the measured cutting forces in x and y -directions. Since workpiece flexibility has considerable influence on measured signals during the milling it was included to compensation procedure in both x and y -directions, as well.

The measured forces, $F_{x-measured}(\omega)$ and $F_{y-measured}(\omega)$, in frequency domain can be described as been in Eq.11 with the assumption of linearity between the measured and actual forces.

$$\begin{Bmatrix} F_{x-measured}(\omega) \\ F_{y-measured}(\omega) \end{Bmatrix} \quad (11)$$

where $FRF_{xx}(\omega)$ and $FRF_{yy}(\omega)$ are the direct force-to-force FRFs of flexure/workpiece-dynamometer assembly in x and y -directions, respectively. The $FRF_{xy}(\omega)$ is the cross force-to-force FRF of flexure/workpiece-dynamometer assembly where the force is applied in y -direction and response is measured in the x -direction, and vice-versa for $FRF_{yx}(\omega)$. The actual or compensated forces, $F_{x-actual}(\omega)$ and $F_{y-actual}(\omega)$, on workpiece can be extracted by multiplying inverse force-to-force FRF matrix of flexure/workpiece-dynamometer assembly as below:

$$\begin{Bmatrix} F_{x-actual}(\omega) \\ F_{y-actual}(\omega) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} FRF_{xx}(\omega) & FRF_{xy}(\omega) \\ FRF_{yx}(\omega) & FRF_{yy}(\omega) \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} F_{x-measured}(\omega) \\ F_{y-measured}(\omega) \end{Bmatrix} \quad (12)$$

Here, cross force-to-force FRFs were considered to be negligible due to poor coherence during the FRF measurements. It is also reported that they have significant influence on the measured cutting forces at high frequencies (>3.5 kHz) [24], which is not the case in this paper.

The cutting forces compensation procedure includes following steps:

- measure the force-to-force direct FRFs, $FRF_{xx}(\omega)$ and $FRF_{yy}(\omega)$, of flexure/workpiece-dynamometer assembly in both x and y -directions after each cut

- perform cutting test with the selected parameters and record the cutting force signals for both x and y-directions in time domain
- calculate the discrete Fourier transform of cutting force signals to obtain $F_{x-measured}(\omega)$ and $F_{y-measured}(\omega)$ in frequency domain
- complete cutting forces compensation using the Eq. 12 to extract actual forces, $F_{x-actual}(\omega)$ and $F_{y-actual}(\omega)$ in frequency domain
- conduct the inverse Fourier transform of $F_{x-actual}(\omega)$ and $F_{y-actual}(\omega)$ in order to achieve compensated cutting forces in time domain

4 Experimental Setup

The single degree of freedom (SDOF) flexure stage, which represents the flexible workpiece dynamics, were designed and constructed in order to experimentally validate time domain simulation results including tool and workpiece displacements in both x and y-directions (Figure 2).

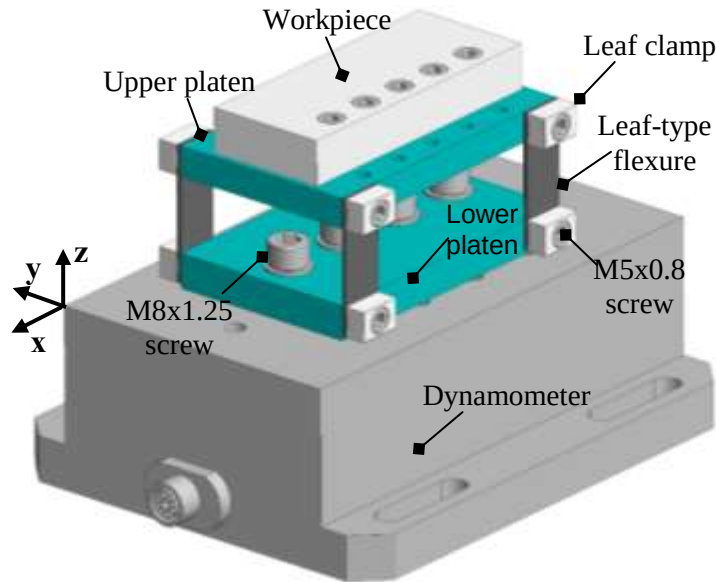


Figure 2: SDOF flexure setup

The SDOF flexure stage consists of lower, upper platen and 4 leaf type flexure that provide flexibility only y direction. The lower and upper platen material was AISI 1040 steel, the flexure material was AISI 1075 spring steel. The workpiece was mounted on the upper platen; see Figure 2. The flexibility of SDOF flexure stage depends upon leaf type flexure geometry, thickness, length, width, and elastic modules of flexure material. The flexure stiffness, k (N/m), can be calculated using Eq.13 [29].

$$k = 2Ew \left(\frac{t}{l} \right)^3 \quad (13)$$

where E (GPa) is the Elastic modules of flexure material, w (mm) is the flexure width, t (mm) is the flexure thickness and l (mm) is the flexure length. The undamped natural frequency of flexure stage, ω_n (rad/s), can be expressed as [29]:

$$\omega_n = \sqrt{\frac{k}{m_{eq}}} \quad (14)$$

where $m_{eq} = m_p + \frac{26}{35}m_l$ (kg) [29] is the equivalent mass, m_p is the total mass of moving parts, which are upper platen, leaf clamps, fasteners and workpiece, and m_l is the mass of leaf flexures. By selecting the leaf flexure material and geometry, and mass of moving parts, the required dynamics for experiments can be achieved with designed SDOF flexure. The flexure geometry, material properties and corresponding stiffness and are given in Table 1.

w (mm)	t (mm)	l (mm)	E (Gpa)	k (N/m)
15	1.5	25	200	2.592×10^6

Table 2: Flexure geometry and calculated stiffness for y-direction

The constructed SDOF flexure stage with the cutting force dynamometer was mounted on Hartford CNC vertical machining center as shown in Figure 3.

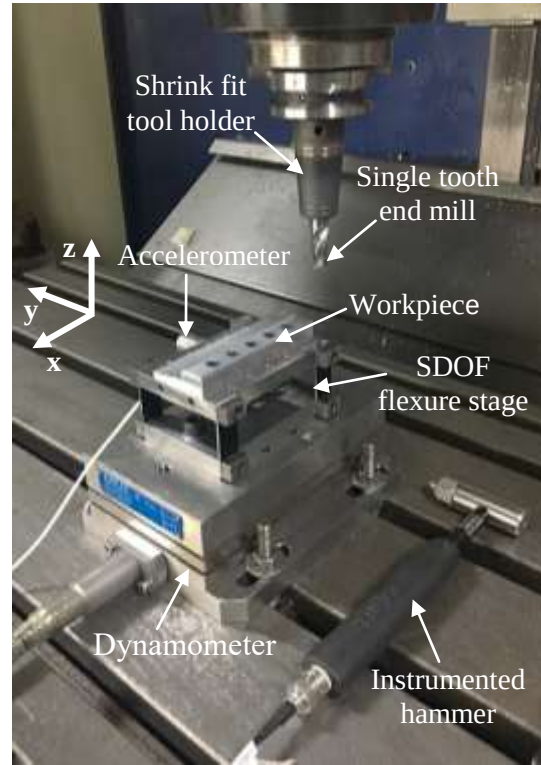


Figure 3: Cutting force measurement setup

5 Cutting Force Prediction and Experimental Results

A series of experiments were completed with the experimental setup in order to validate time domain simulation predictions considering both tool and workpiece flexibility in x and y -directions. The 12 mm single tooth uncoated solid carbide end mill having 25° helix angle was used while workpiece material was Aluminum 6013-T6 in the experiments. As seen in Figure 3, the SDOF flexure stage was mounted on the 3 axis dynamometer (Kistler 9257B) to measure the cutting forces during the milling. Prior to cutting experiments, the SDOF flexure/workpiece-dynamometer assembly displacement-to-force FRFs in both x and y -directions were measured using impact hammer (Kistler 9722A2000, sensitivity: 2.19 mv/N), which excites the flexure/workpiece-dynamometer assembly, and accelerometer (Kistler 8702B500, sensitivity: 10.13 mv/g) measuring the corresponding response. The hammer-accelerometer pair was calibrated by applying Newton's second law on pendulum test stage attached 1 kg mass and corresponding sensitivity values were obtained. The force-to-force FRFs or transmissibility of flexure/workpiece-dynamometer

assembly were measured using same impact hammer for force input and dynamometer for force output, as well. The measured displacement-to-force and force-to-force FRFs are demonstrated in Figure 4 and 5, respectively.

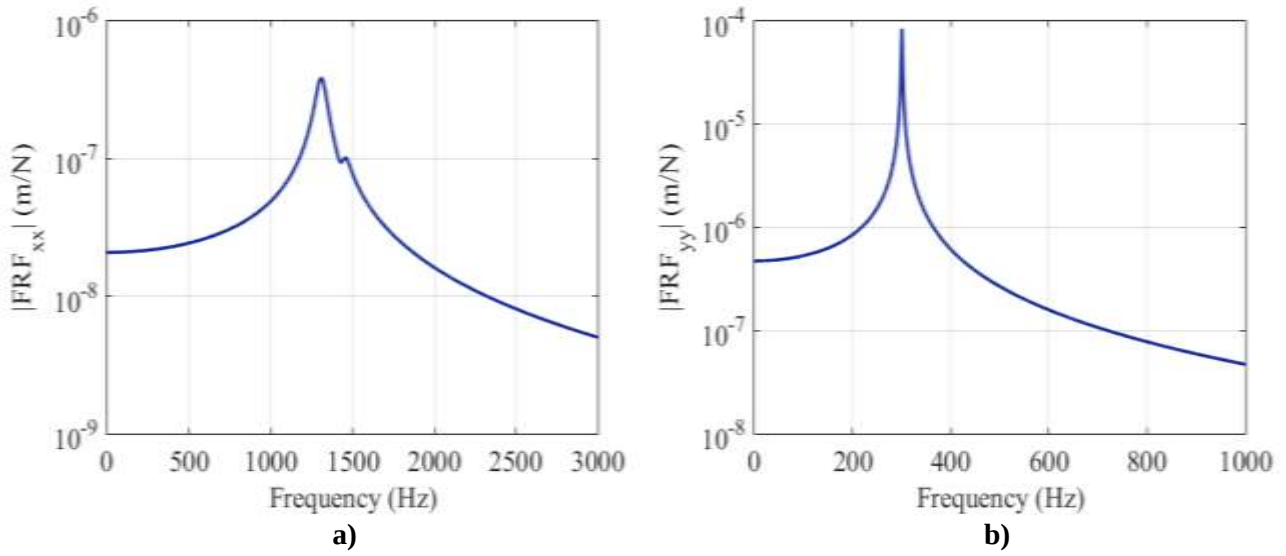


Figure 4: SDOF flexure/workpiece-dynamometer assembly displacement-to-force FRFs: **a)** x-direction **b)** y-direction

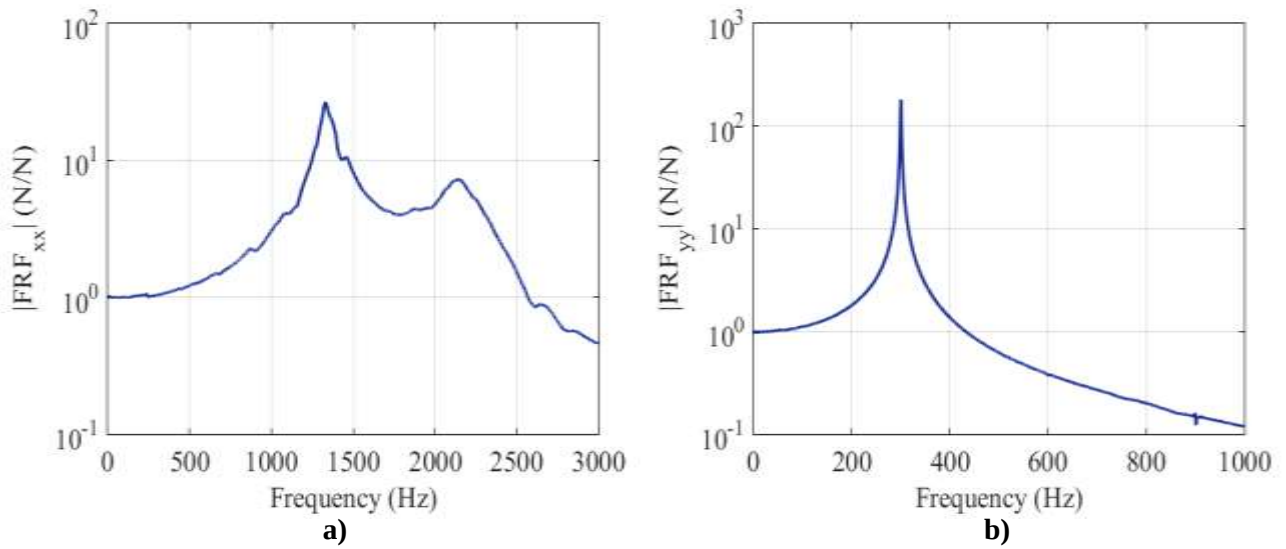


Figure 5: SDOF flexure/workpiece-dynamometer assembly force-to-force FRFs: **a)** x-direction **b)** y-direction

The peak-peaking method [30] was used to perform modal fit for measured displacement-to-force FRF and the modal parameters were identified corresponding to modal fit since time domain simulation calculates the tool and workpiece displacement using modal parameters. The modal parameters are listed in Table 2. It must be noted that the FRF measurements were performed while workpiece was mounted on the flexure stage to be able to consider effect of workpiece mass on the response. The tool FRFs in both x and y -direction were also measured and modal fit performed for measured FRFs. The tool FRFs are indicated in Figure 6 and the corresponding modal parameters are given in Table 3. According to modal parameters, cutting tool has higher stiffness compared to flexure/workpiece y -direction stiffness.

	k_{q1} (N/m)	m_{q1} (kg)	ζ_{q1}	f_{n1} (Hz)	k_{q2} (N/m)	m_{q2} (kg)	ζ_{q2}	f_{n2} (Hz)
x-direction	5.15×10^7	0.7578	2.52%	1312	7.12×10^8	8.5844	1.9%	1450
y-direction	2.11×10^6	0.5928	0.28%	300.5	-	-	-	-

Table 3: SDOF flexure stage modal parameters

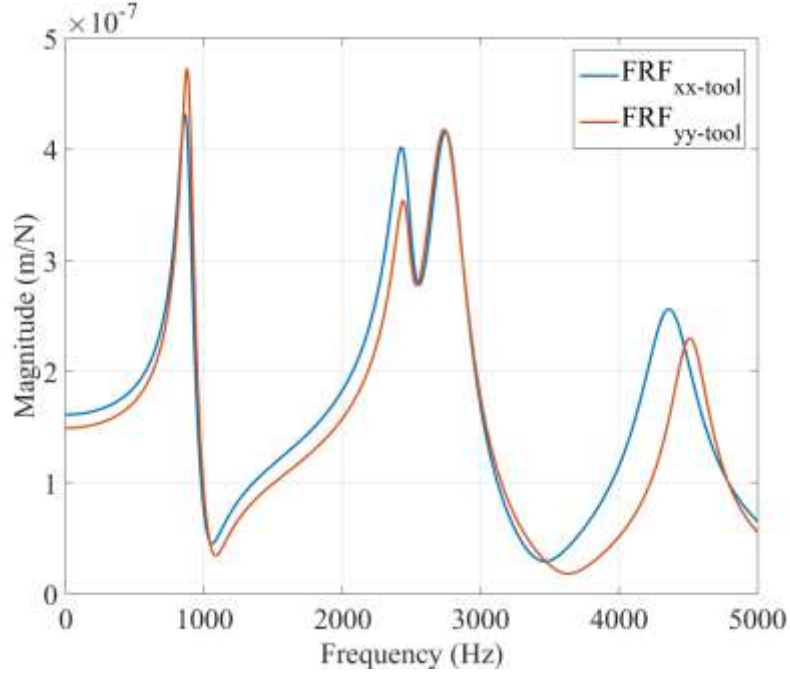


Figure 6: Cutting tool FRFs

	x-direction				y-direction			
	k_q (N/m)	m_q (kg)	ζ_q	f_n (Hz)	k_q (N/m)	m_q (kg)	ζ_q	f_n (Hz)
Mode 1	2.02×10^7	0.6615	6.36%	880	2.02×10^7	0.6467	5.62%	890
Mode 2	5.84×10^7	0.2457	3.56%	2455	1.06×10^8	0.4452	2.84%	2463
Mode 3	2.45×10^7	0.0816	5.2%	2758	2.22×10^7	0.0746	5.55%	2750
Mode 4	4.311×10^7	0.0573	4.59%	4365	6.86×10^7	0.0853	3.21%	4515

Table 3: Cutting tool modal parameters

Figure 7 shows the measured cutting forces in time domain and their corresponding frequency contents. The down milling was performed with the cutting parameters: $S = 5700 \text{ rpm}$, $f_t = 0.1 \text{ mm/tooth}$, $b = 2 \text{ mm}$, $a = 4 \text{ mm}$.

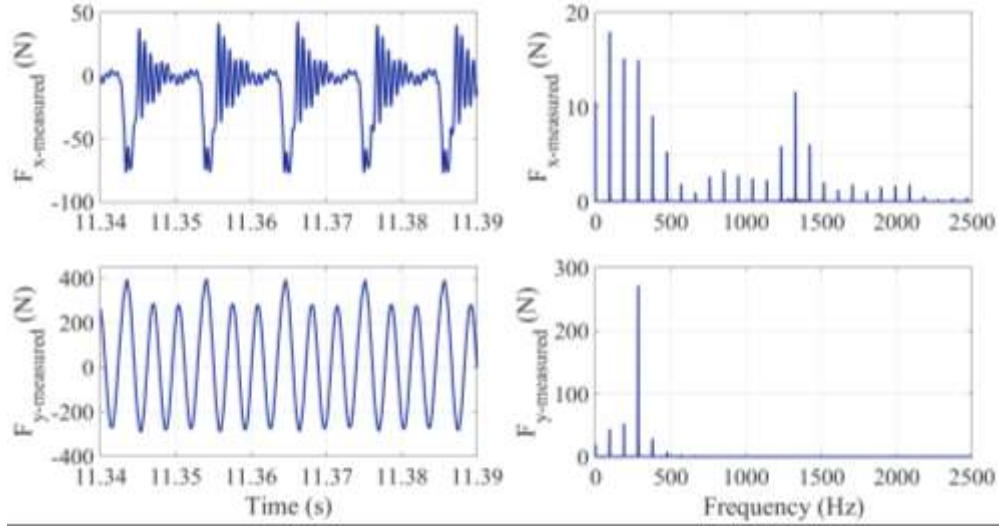


Figure 7: The measured cutting forces in time domain (left) and frequency domain (right) with SDOF flexure/workpiece-dynamometer experimental setup

As seen the measured cutting forces significantly suffers from flexure/workpiece-dynamometer assembly dynamics. Especially, y-direction cutting force 3rd harmonic ($3x f_{tooth} = 3x95 = 285 \text{ Hz}$), which is close to the flexure/workpiece-dynamometer assembly natural frequency ($f_n = 300.5 \text{ Hz}$), was considerably amplified by workpiece y-direction mode. x-direction cutting force harmonics are also distorted by flexure/workpiece-dynamometer assembly modes even if flexure x-direction much stiffer than y-direction. The level of the distortions increases as the cutting force harmonics approach the flexure/workpiece-dynamometer assembly's natural frequencies. Those distortions were compensated using the method described in section 3. The figure 8 shows the comparison between measured and compensated cutting forces in both time and frequency domain.

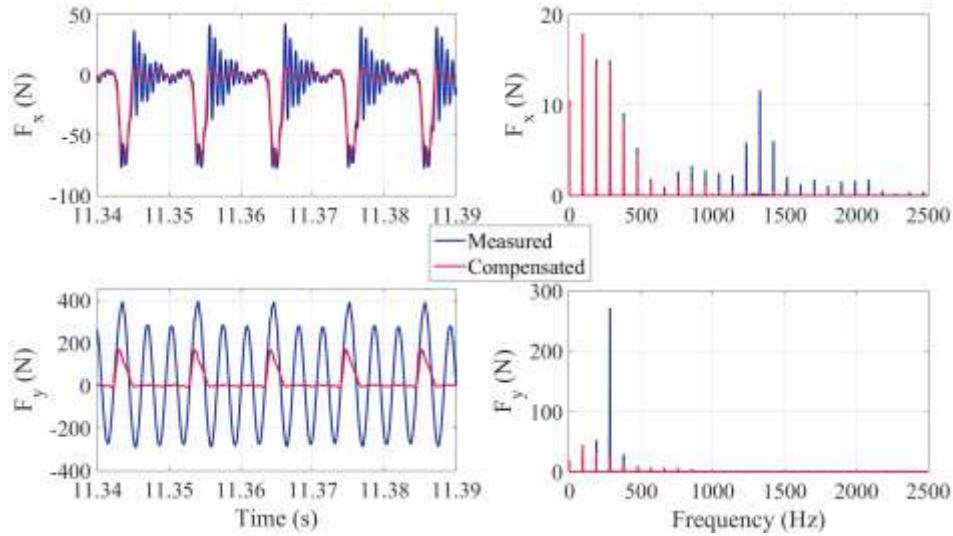


Figure 8: The comparison of measured and compensated cutting forces in time domain (left) and frequency domain (right)

The inverse filter based approach was applied within 0-2500 Hz and 0-1000 Hz frequency bandwidth for x and y-direction cutting forces signals, respectively. Beyond those frequency ranges third-order low-pass filter with the cut-off frequency, $f_{x-cutoff} = 2500 \text{ Hz}$, for x-direction and $f_{y-cutoff} = 1000 \text{ Hz}$ for y-direction cutting force signals was used to remove the high frequency contents. The low-pass filter provides

to eliminate the undesired amplification at the region of anti-resonance frequencies. In the defined frequency ranges at least 10 cutting force harmonics were considered to identify the cutting forces.

The compensated cutting forces were compared with time domain simulation predictions. The good agreement between predicted and compensated forces were achieved as seen in Figure 9. The maximum difference between measured and predicted peak cutting force is 11.51 % for x-direction force and 1.01 % for y-direction force. The reader may note that cutting force coefficients, $k_t = 629.83 \text{ N/mm}^2$, $k_{te} = 20.85 \text{ N/mm}$, $k_n = 137.05 \text{ N/mm}^2$, $k_{ne} = 20.05 \text{ N/mm}$, were used in the time domain simulation. Those coefficients were identified with cutting force coefficient experiments. The maximum likelihood estimation approach was employed in the identification procedure.

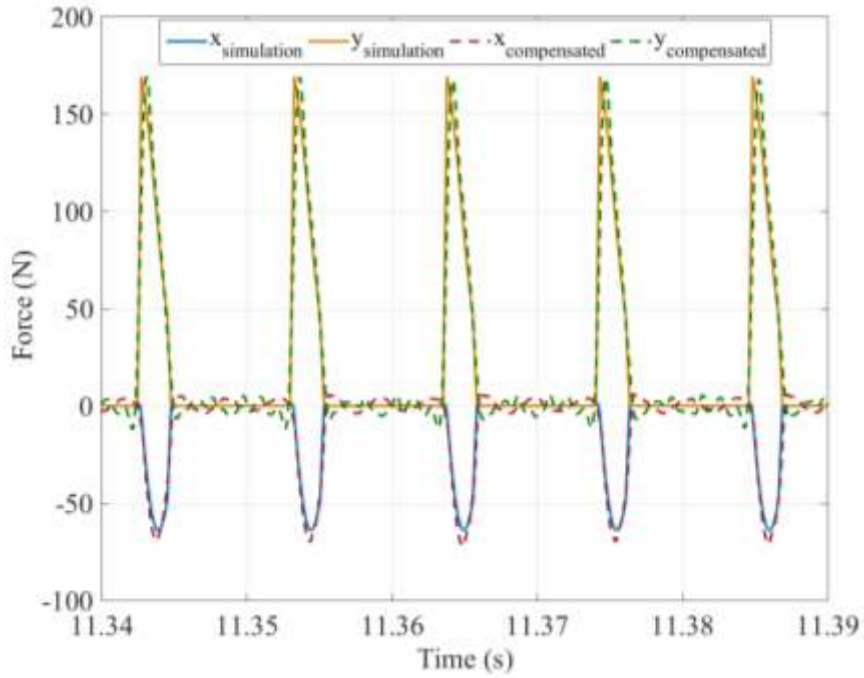


Figure 9: The comparison between time domain simulation and compensated cutting forces

As material is removed from the workpiece the flexure/workpiece-dynamometer assembly dynamics changes, especially natural frequency since SDOF flexure provides constant stiffness due to leaf structures. The natural frequency is shifted forward when workpiece loses material (Eq. 14). This shift effects the compensation of cutting forces and vibration magnitude which in turn dynamic chip thickness. In order to include effect of material removal on modelling and compensation procedure of cutting forces both force-to-force and displacement-to-force FRFs were measured after each cut. Figure 10 and 11 show effect of material removal on displacement-to-force and force-to-force FRFs, respectively.

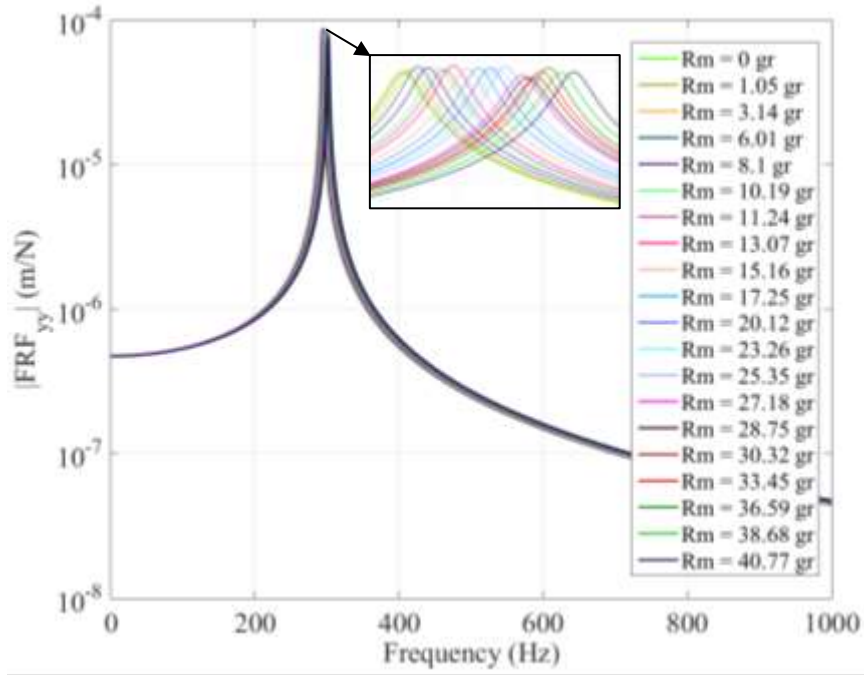


Figure 10: The effect of material removal on displacement-to-force FRF_{yy} of SDOF flexure/workpiece experimental setup

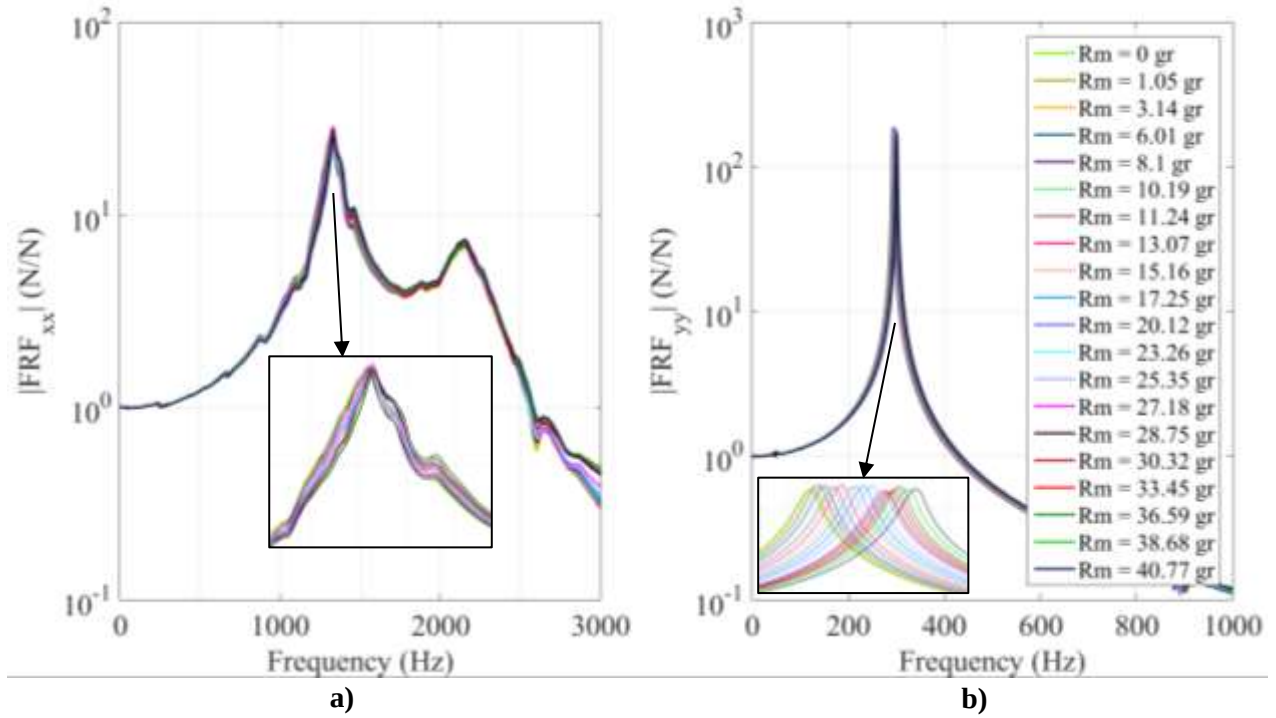


Figure 11: The effect of material removal on force-to-force FRFs of SDOF flexure/workpiece experimental setup: a) FRF_{xx} b) FRF_{yy}

As seen in Figure 10 and 11 the material removal leads to change in the natural frequency in both directions. This change is significant in the flexure/workpiece-dynamometer assembly y-direction due to its high flexibility. The change in dynamics due to material removal must be considered for accurate cutting force predictions and compensation. Otherwise lower vibration magnitude might be computed in the time domain simulations and corresponding cutting force harmonics cannot be corrected properly.

6 Conclusions

This paper presented modeling and measurement procedures of cutting forces when milling flexible workpieces. The time domain simulation was employed to predict the cutting forces considering both tool and workpiece dynamics. The SDOF flexure stage, which represents the flexible workpiece, was designed and constructed in order to perform the experimental work. The compensation procedure was used to remove the effect of flexure/workpiece-dynamometer assembly dynamics from the measured milling force signals. The accurately measured and predicted cutting forces were compared and it was found that they are in a good agreement. As expected, the results showed that workpiece dynamics have significant influence on the measured cutting signals, thereby causing further distortion of measured forces. As such, it is demonstrated that the workpiece dynamics require a special attention for both accurate modeling and measurement of cutting forces in milling of flexible workpieces. Moreover, effect of material removal, which results in change in the dynamics of flexible workpieces, must be taken into consideration for accurate modeling and measurement of cutting forces.

7 Acknowledgements

The authors gratefully acknowledge Suleyman Demirel University, The Scientific Research Projects unit, project no: 4254-D2-15, for financial support. The authors also thank Dr. Emrullah Korkmaz from Carnegie Mellon University for his helpful discussions about compensation methodology. Suleyman Demirel University, CAD-CAM Research and Application Center where the experimental work was completed is acknowledged, as well.

8 References

- [1] Kersting P, Biermann D. Modeling techniques for simulating workpiece deflections in NC milling. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 2014;7:48–54.
- [2] Ismail F, Ziaei R. Chatter suppression in five-axis machining of flexible parts. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2002;42:115–22.
- [3] Budak E, Tunç LT, Alan S, Özgüven HN. Prediction of workpiece dynamics and its effects on chatter stability in milling. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 2012;61:339–342.
- [4] Bravo U, Altuzarra O, López De Lacalle LN, Sánchez JA, Campa FJ. Stability limits of milling considering the flexibility of the workpiece and the machine. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2005;45:1669–1680.
- [5] Campa FJ, Lopez De Lacalle LN, Celaya A. Chatter avoidance in the milling of thin floors with bull-nose end mills: Model and stability diagrams. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2011;51:43–53.
- [6] Thevenot V, Arnaud L, Dessein G, Cazenave-Larroche G. Influence of material removal on the dynamic behavior of thin-walled structures in peripheral milling. *Machining Science and Technology* 2006;10:275–287.

- [7] Eksioglu C, Kilic ZM, Altintas Y. Discrete-time prediction of chatter stability, cutting forces, and surface location errors in flexible milling systems. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 2012;134:061006.
- [8] Kiran K, Rubco M, Kayacan MC, Schmitz T. Two degree of freedom frequency domain surface location error prediction. *Precision Engineering* 2017;48:234–242.
- [9] Wan M, Zhang WH, Qin GH, Wang ZP. Strategies for error prediction and error control in peripheral milling of thin-walled workpiece. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 2008;48:1366–1374.
- [10] Altintas Y. *Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*. Cambridge, UK: Cambridge University Press; 2000.
- [11] Ehmann KF, Kapoor SG, DeVor RE, Lazoglu I. Machining Process Modeling: A Review. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 1997;119:655.
- [12] Budak E, Altintas Y, Armarego EJA. Prediction of Milling Force Coefficients From Orthogonal Cutting Data. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 1996;118:216.
- [13] Schmitz T, Smith KS. *Machining dynamics: Frequency response to improved productivity*. New York, NY: Springer; 2009.
- [14] Budak E. *The mechanics and dynamics of milling thin-walled structures*, Ph.D. Dissertation, University of British Columbia, 1994.
- [15] Ratchev S, Liu S, Huang W, Becker AA. A flexible force model for end milling of low-rigidity parts. *Journal of Materials Processing Technology* 2004;153-154:134–138.
- [16] Ratchev S, Liu S, Becker AA. Error compensation strategy in milling flexible thin-wall parts. *Journal of Materials Processing Technology* 2005;162-163:673–681.
- [17] Rubco MA, Schmitz TL. Global stability predictions for flexible workpiece milling using time domain simulation. *Journal of Manufacturing Systems* 2016;40:8-14.
- [18] Smith S, Tlustý J. An overview of modeling and simulation of the milling process. *Journal of Engineering for Industry* 1991;113(2):169–175.
- [19] Smith S, Tlustý J. Efficient simulation programs for chatter in milling. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 1993;42(1):463–466.
- [20] Tlustý J. *Manufacturing processes and equipment*. Upper Saddle River, NJ: Prentice-Hall, Inc.; 2000.
- [21] Magnevall M, Lundblad M, Ahlin K, Broman G. High frequency measurements of cutting forces in milling by inverse filtering. *Machining Science and Technology* 2012;16:487–500.
- [22] Rubco MA, Schmitz TL. Mechanistic force model coefficients: A comparison of linear regression and nonlinear optimization. *Precision Engineering* 2015;45:311–321.
- [23] Korkmaz E, Bediz B, Gozen BA, Ozdoganlar OB. Dynamic characterization of multi-axis dynamometers. *Precision Engineering* 2014;38:148–161.
- [24] Korkmaz E, Gozen BA, Bediz B, Ozdoganlar OB. Accurate measurement of micromachining forces through dynamic compensation of dynamometers. *Precision Engineering* 2016;49:365–376.

- [25] Altintas Y, Park SS. Dynamic Compensation of Spindle-Integrated Force Sensors. CIRP Annals - Manufacturing Technology 2004;53:305–8.
- [26] Chae J, Park SS. High frequency bandwidth measurements of micro cutting forces. International Journal of Machine Tools and Manufacture 2007;47:1433–41.
- [27] Scippa A, Sallese L, Grossi N, Campatelli G. Improved dynamic compensation for accurate cutting force measurements in milling applications. Mechanical Systems and Signal Processing 2015;54:314–24.
- [28] Ricardo Castro L, Viéville P, Lipinski P. Correction of dynamic effects on force measurements made with piezoelectric dynamometers. International Journal of Machine Tools and Manufacture 2006;46:1707–15.
- [29] Smith S. Flexures: Elements of elastic mechanisms. London, UK: CRC Press; 2000.
- [30] Schmitz T, Smith KS. Mechanical vibrations: Modeling and measurement. New York, NY: Springer; 2012.
- [31] Avitabile P. Mechanical vibrations. Modal analysis & Control laboratory, University of Massachusetts Lowell, Lecture notes.

MODELING OF TOOL TEMPERATURE IN ORTHOGONAL CUTTING

Zahra Barzegar^a, Erhan Budak^b and Emre Ozlu^c

a, Sabanci University, Manufacturing Research Laboratory, Istanbul /TURKEY, zbarzegar@sabanciuniv.edu

b, Sabanci University, Manufacturing Research Laboratory, Istanbul /TURKEY, ebudak@sabanciuniv.edu

c, Maxima Manufacturing R&D Ltd., GOSB Techno Park, Kocaeli /TURKEY, eoazu@sabanciuniv.edu

Abstract

Models for machining processes can be used to predict cutting force and temperature. Cutting tool geometry and cutting conditions have significant effects on cutting mechanism, forces and temperatures, which affect tool wear and life, dimensional tolerances and surface integrity of machined parts. In order to have a comprehensive insight on cutting process and select proper cutting conditions a predictive model for forces and temperatures in orthogonal cutting is required. In the present study, an analytical method based on thermomechanical model is enhanced to predict the cutting tool temperatures considering important features of the tool geometry such as clearance angle and cutting-edge radius. To verify the model, experiments were performed and the results were compared with model predictions. Finally, the effect of cutting tool geometry on flank face temperature was investigated.

Keywords: Orthogonal cutting, Modeling, Temperature.

1 Introduction

During machining process, produced workpiece is subject to large plastic deformations. Therefore, a significant part of the mechanical work applied to the workpiece material transforms to thermal energy [1-3] and causes temperature rise in workpiece, tool and chip. Corresponding to the plastic deformation zones, there are three heat generation zones in the tool-chip contact area (Figure 1). In the primary deformation zone, (PDZ) shear deformation for generation of the chip happens. In the secondary deformation zone (SDZ), the material that has left the shear band, i.e. the chip, is exerted on the rake contact. The mechanical work applied to overcome the friction in the tool-chip interface is converted into heat, which causes temperature rise in the tool and chip [4-6]. Cutting edge radius at the cutting edge of the tool results in the formation of third deformation zone (TDZ) [7]. The heat generated due to the friction between the tool flank face and the newly machined surface is divided between the tool and the workpiece [8]. Cutting temperatures in cutting operations have a significant effect on tool life and quality of the machined part. Therefore, prediction of cutting temperatures can be useful in optimized selection of machining parameters, higher productivity and quality [9, 10]. On the other hand, temperature prediction and measurement are complex and challenging matters in the metal cutting [11] as there are many variables. The history of analytical modeling for temperature prediction goes back as far as Trigger's work in 1951 [12]. They attempted to calculate the average tool-chip interface temperature based on the heat input from the primary and secondary deformation zones. Leowen and Shaw [13] computed the interface temperature using an analytical method by modeling the tool as a quarter-infinite body and assuming that a constant amount of the heat flows into the chip along the rake face from the tool-chip contact region. Radulescu et al. [14] developed a three-dimensional temperature model for prediction of tool temperature fields in interrupted and continuous cutting. The model enhances the time dependent heat fluxes, which are determined from the energy balance on the chip formation zone. Moufki et al. [15] proposed an analytical model in which thermomechanical analysis of the material flow within the primary shear zone is combined with modeling of friction at the tool-chip interface. The friction coefficient is considered as a decreasing function with the temperature.

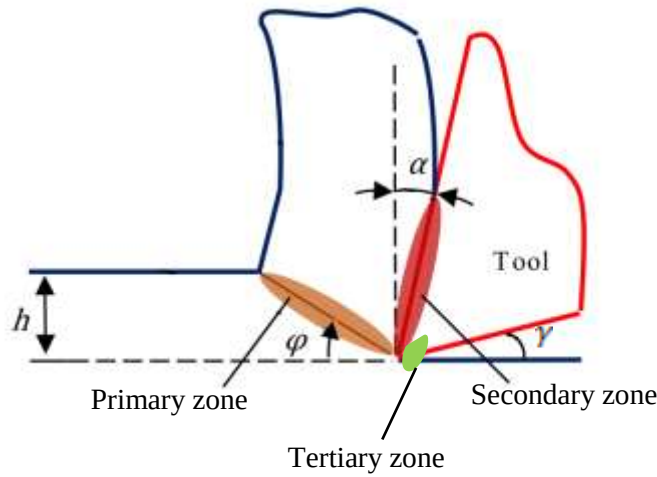


Figure 1: Deformation zones in cutting.

In this study, in addition to the heat generated in the shear zone, the generated heat within the secondary and tertiary deformation zones are calculated using the dual-zone model [4]. For the case of the third deformation zone, the thermomechanical model proposed by Budak et al. [7] is enhanced to predict the heat flux along the flank face of the tool. Then, the calculated heat flux in the tool-chip and the tool-part interfaces are implemented into a thermal model [16] where the governing equations are solved by using the Green's functions. The proposed model was verified by continuous cutting tests on AISI1050. Finally, the effects of tool edge geometry on tool cutting temperature of orthogonal cutting are investigated.

2 Thermo-mechanical Modeling

In this section the thermo-mechanical modelling which is enhanced for the calculation of heat flux in second and third deformation zones are presented.

For the modeling of primary deformation zone, it is assumed that the shear deformation occurs in a thin shear band. The thermo-mechanical behavior of this band can be described by Johnson–Cook constitutive equation as:

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[A + B \left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}} \right)^n \right] \left[1 + \ln \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right)^m \right] [1 - (\bar{T})^v] \quad (1)$$

where γ is the shear strain, $\dot{\gamma}$ is the shear strain rate, $\dot{\gamma}_0$ is the reference shear strain rate, A, B, n, C and m are the material constants and T is the reduced temperature.

The second and third deformation zones are represented by a dual-zone contact model due to the existence of both sticking and sliding friction under high normal stresses on the tool faces [4]. The total contact length on the rake face can be predicted by the following equation derived from the force and moment equilibrium of the chip, which is exposed to normal and frictional forces:

$$l_{c2} = f \frac{\zeta + 2 \sin(\phi + \beta - \alpha)}{2 \sin \phi \cos \beta} \quad (2)$$

where f is the uncut chip thickness, ζ is the normal stress distribution exponent, ϕ, β and α are the shear angle, friction angle and rake angle, respectively.

For modeling the third deformation zone the proposed method in [7] was used. Flank contact was modeled using dual-zone. Using the full elastic recovery assumption, the total contact length on the flank face was identified as:

$$l_{c3} = r \left(\theta + \gamma + \frac{\cos \gamma - \cos \theta}{\sin \gamma} \right) \quad (3)$$

where θ is the stagnation angle, γ is the clearance angle and r is the cutting edge radius. Moreover, the sticking contact length is required for the heat flux calculation:

$$l_p = l_c \left(- \left(\frac{\tau_1}{P_0 \mu} \right)^{1/\xi} + 1 \right) \quad (4)$$

where P_0 is the normal pressure constant, μ is the sliding friction coefficient, ζ is the normal stress distribution exponent and τ_1 is the shear stress at the end of the shear band. Based on the deformation zone l_c can be either l_{c2} or l_{c3} . Sliding friction coefficients were calculated using the equations provided by Ozlu et al. [17]. These equations are calibrated for different cutting tool-material pairs.

3 Heat Flux Modeling

The heat flux over the contact length in secondary and tertiary deformation zones can be calculated as:

$$q''(x) = \begin{cases} \tau_1 V & 0 \leq x \leq l_p \\ \mu V P(x) & l_p \leq x \leq l_c \\ 0 & x \geq l_c \end{cases} \quad (5)$$

where $P(x)$ is the normal pressure distribution and V is the velocity:

$$V = \begin{cases} V_{chip} & \text{rake face} \\ V_{cut} & \text{flank face} \end{cases} \quad (6)$$

The normal pressure distribution on the rake and flank face is described in equations (10) and (11) respectively[7]:

$$P(x) = P_0 \left(1 - \frac{x}{l_{c2}} \right)^\zeta \quad (7)$$

$$P(x) = ax^2 + bx + c \quad (8)$$

where

$$\begin{aligned} a &= \frac{P_0}{2l_{c3}l_3 - l_{c3}^2} \\ b &= -2al_1 \\ c &= P_0 \end{aligned} \quad (9)$$

l_1 and l_3 values are shown in Figure 2.

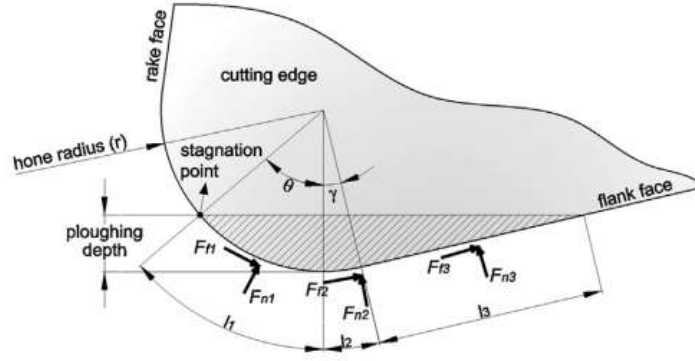


Figure 2: Cutting edge considering the cutting edge radius in the third deformation [7].

In this model it is assumed that 10-15% of the heat generated by friction passes into the tool from rake or flank faces [16].

4 Heat Conduction Equation

Thermal properties of the cutting tool are assumed as homogeneous and independent from temperature. Moreover, heat radiation is neglected. Therefore, three-dimensional governing equation can be described as:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{\rho c_p}{k} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (10)$$

where T , ρ , c_p and k are the temperature, density, heat capacity and thermal conductivity of the cutting tool respectively. Considering adiabatic boundary conditions and the heat flux equations from the previous section, equation (10) can be solved analytically using Green's function [16]. The Green's function θ_G , which predicts the tool temperature at the location (x, y, z) at time t , due to an instantaneous heat source at $x = x_p$, $y = y_p$ and $z = 0$ and releasing its energy at time $t = \tau$.

$$\begin{aligned} \theta_G(x, y, z, x_p, y_p, 0, D) &= \frac{2}{(\sqrt{\pi}D)^3} \exp\left[\frac{-z^2}{D^2}\right] \\ &\cdot \left[\exp\left(\frac{-(x+x_p)^2}{D^2}\right) + \exp\left(\frac{-(x-x_p)^2}{D^2}\right) \right] \\ &\cdot \left[\exp\left(\frac{-(y+y_p)^2}{D^2}\right) + \exp\left(\frac{-(y-y_p)^2}{D^2}\right) \right] \end{aligned} \quad (11)$$

$$\text{where } D = 2\sqrt{\alpha(t-\tau)} \quad (12)$$

α is the thermal diffusivity, which is equal to $\frac{k}{\rho c_p}$.

The solution for the temperature field $T(x, y, z, t)$ is:

$$T(x, y, z, t) = \frac{\alpha}{k} \int_0^t \int_0^{L_x} \int_0^{L_y} \theta_G(x, y, z, t, x_p, y_p, 0, D) \cdot Q(x_p, y_p, \tau) dx_p dy_p d\tau \quad (13)$$

where L_x and L_y are the dimensions of heat source area, which can be seen in Figure 3. In this figure the L_y dimension on flank face is presented as $L_{y'}$.

The Green's function θ_{GR} for an instantaneous heat source over the $0 \leq x \leq L_x$, $0 \leq y \leq L_y$ can be derived as:

$$\begin{aligned}\theta_{GR}(x, y, z, x_p, y_p, 0, D) &= \int_0^{L_x} \int_0^{L_y} \theta_G(x, y, z, x_p, y_p, 0, D) dx_p dy_p d\tau \\ &= \frac{1}{2\sqrt{\pi D}} \exp\left[\frac{-z^2}{D^2}\right] \theta_{GU}(x, L_x, D) \theta_{GU}(y, L_y, D)\end{aligned}\quad (14)$$

$$\theta_{GU}(u, L_u, D) = \operatorname{erf}\left(\frac{L+u}{D}\right) + \operatorname{erf}\left(\frac{L-u}{D}\right) \quad (15)$$

Finally, the temperature at time t becomes:

$$T(x, y, z, t) = \frac{\alpha}{k} \int_0^t \theta_{GR}(x, y, z, L_x, L_y, D) q(\tau) d\tau \quad (16)$$

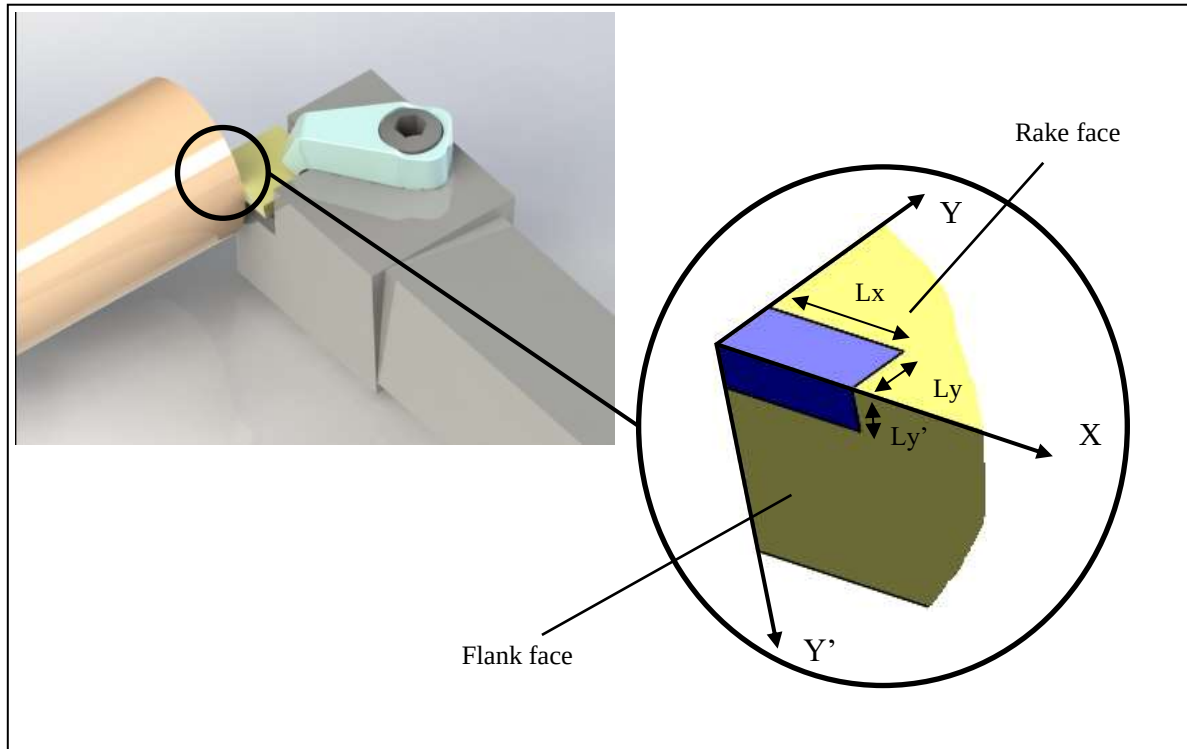


Figure 3: Geometrical representation of tool temperature model.

5 Results and Discussion

In order to verify the model, orthogonal cutting experiments were conducted on a turning center using AISI 1050 steel work material and WC uncoated inserts. During the tests, carbide inserts having 1° rake (α) and 3° clearance (γ) angles were used. To measure the temperature on rake and flank faces the K type thermocouple with 0.8 mm junction diameter was located at $x=2$ mm, $y=2$ mm and $z=0.5$ mm. This is shown for flank face in Figure 4. The test parameters are presented in Table 1. The cutting and tool parameters are varied in order to see the effect of cutting parameters and tool geometry on maximum tool temperature on rake and flank face.

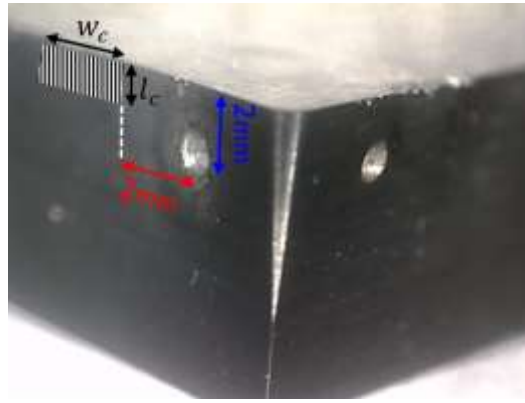


Figure 4: Position of thermocouples with respect to cutting region on flank face.

Cutting speed (m/min)	Feed (mm/rev)	Cutting edge rad. (μm)	Depth of cut (mm)
100	0.05	25	2
150	0.07	55	
200			

Table 1: Cutting conditions for model verification.

The comparisons between simulations and experimental results for the tool temperature on the rake and flank faces can be found in Table 2 where a reasonable agreement is observed. Comparing the model predictions with experimental results the heat partitioning ratio is determined to be between 10-15% which is similar to the values in the literature [16].

Cutting Speed (m/min)	Feed rate (mm/rev)	Cutting edge radius (μm)	Rake face Temperature ($^{\circ}\text{C}$)		Flank face Temperature ($^{\circ}\text{C}$)	
			Experimental	Model	Experimental	Model
100	0.05	25	130	140	255	230
150	0.05	25	220	230	295	300
200	0.05	25	300	315	410	402
100	0.07	25	200	220	290	245
150	0.07	25	270	280	325	320
200	0.07	25	310	350	440	405
100	0.05	55	180	175	350	300
150	0.05	55	310	260	380	440
200	0.05	55	360	315	480	480
100	0.07	55	260	290	370	340
150	0.07	55	330	348	400	410
200	0.07	55	368	455	460	490

Table 2: Comparison between experimental results and model predictions for different conditions.

As it is obvious from the Table 2, increased cutting speed increases the temperature as expected. Increasing the cutting speed from 100 *m/min* to 200 *m/min* results in increase of 50-70% and 60-80% on the

maximum rake face and the flank face temperatures, respectively. This is due to higher heat generation at higher cutting speeds and since the contact length does not vary significantly.

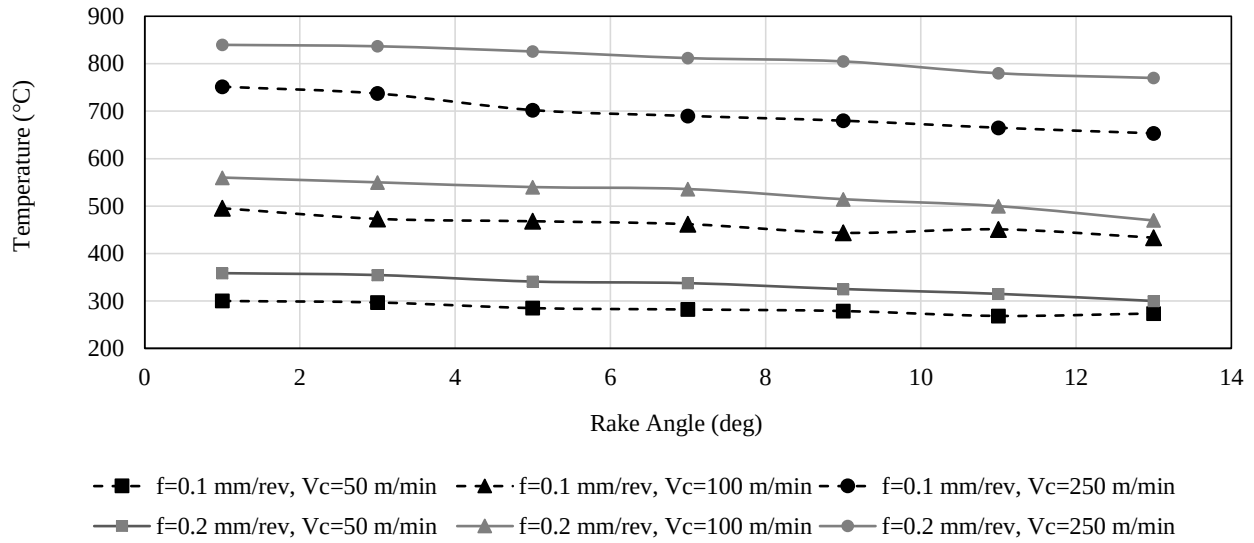


Figure 5: Rake face temperature for different cutting speeds, rake angles and feeds.

After verifying the model, it can be used to predict the rake face temperatures for different cutting conditions. Figure 5 show variation of the tool temperature with the rake angle and the cutting speed for different feed rates. As it can be observed from this figure, by increasing the rake angle the maximum temperature on rake face decreases. This is due to the decrease of the normal and friction forces on the rake face with the increase of rake angle. Moreover, increase of cutting speed will result in higher temperatures on tool rake face, as expected.

Cutting Speed (m/min)	Cutting edge rad. (r) (μ m)	Clearance angle (deg)
100	25	3
200	45	5
	65	7
		9
		11

Table 3: Parameters used for modeling temperature on flank face.

The modeling of the third deformation zone is affected by the cutting edge radius and clearance angle which can affect the sticking and sliding contact lengths on the flank face of the tool. Using the verified model presented, the effects of these parameters on the flank face temperatures were investigated. The parameters that were considered in model are listed in Table 3. Some constant parameters are, $f = 0.1 \text{ mm/rev}$, $w_c = 2 \text{ mm}$ and rake angle = 1° for the workpiece material AISI 1050. The modeling results for maximum cutting temperature on flank face are presented in Figure 6.

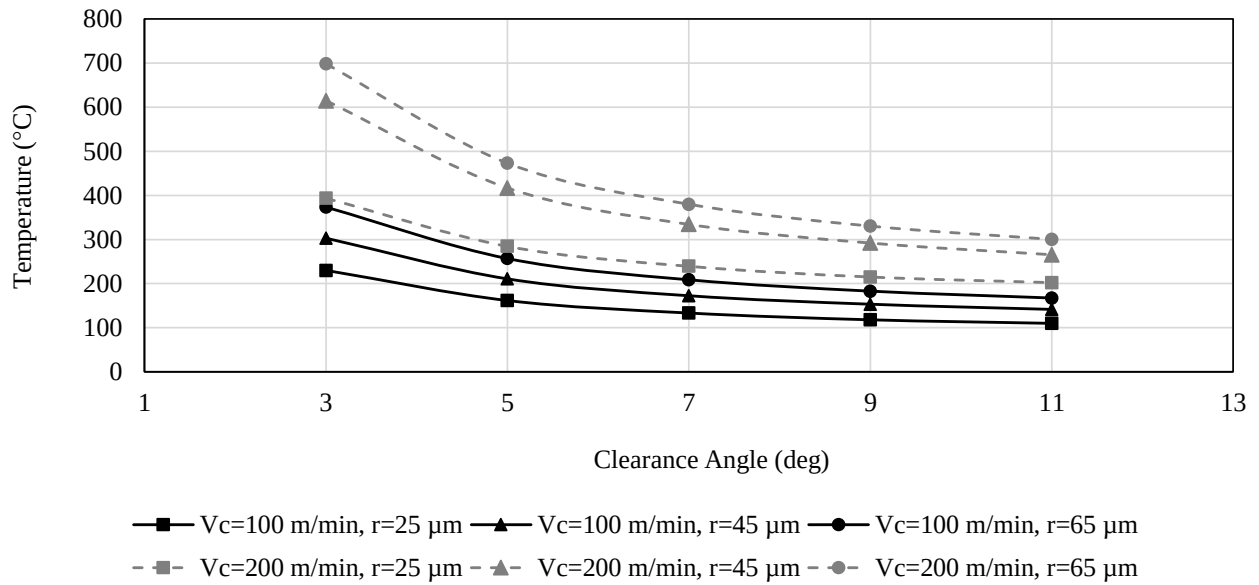


Figure 6. Flank face temperature for different cutting edge radii, cutting speeds and clearance angles.

As it can be seen in Figure 6 the cutting temperature decreases by increasing the clearance angle as expected due to shorter flank contact. Moreover, larger cutting edge radii will result in higher flank temperature due to the increased flank contact. Figure 7 shows the contact length as a function of cutting edge radius and clearance angle. According to this diagram, increasing cutting edge radius and decreasing clearance angle, the contact length on the flank face increases in an exponential manner, as expected due to the effects of both parameters.

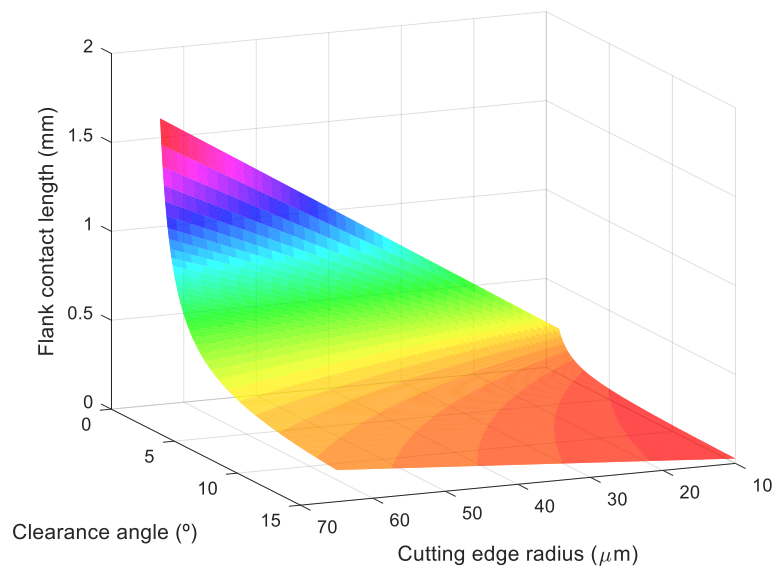


Figure 7: Flank contact length as a function of clearance angle and cutting edge radius.

6 Conclusion

In the present study, an analytical model is introduced for prediction of the maximum temperatures on the rake and flank faces of the cutting tool using the dual zone model for heat flux calculations where Johnson-Cook constitutive model was used for defining the material behavior. Experiments were performed to verify the model predictions and a good agreement was observed between the model predictions and the test results. Furthermore, the effects of the tool edge geometry and cutting conditions on the temperatures are studied. The results can be summarized as follows:

- Feed rate changes the temperatures on rake face slightly due to the small changes in the average heat flux by increasing feed rate. Feed rate affects the heat generation and contact length simultaneously resulting in almost constant average heat flux..
- Increasing rake angle reduces the temperature on the rake face due to decreased normal stress and friction force.
- Cutting with higher speeds increases the maximum temperature on both rake and flank faces significantly, as expected. The proposed model verified this fact and it shows that by increasing the cutting speed from 100 to 200 m/min, the temperature increases 80-100%. This high temperature will affect the tool wear and thus cutting speeds should be selected accordingly.
- As it is observed, changing cutting edge radius from 65 to 25 μm reduced the maximum tool flank temperature about 30%. Increasing the cutting edge radius increases the flank contact length and thus the maximum flank temperature.
- Using larger clearance angles will result in lower temperatures. The reason is the decrease of contact length on flank face with increase of clearance angle.
- Control of cutting edge radius, due to their production process, is difficult. Consequently, choosing proper clearance angle is a reasonable method to reduce maximum temperature on flank face.

7 References

- [1] Sato, M., Tamura, N. & Tanaka, H.,2011. "Temperature variation in the cutting tool in end milling", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol 133, P 021005.
- [2] Norouzifard, V. & Hamed, M.,2014. "A three-dimensional heat conduction inverse procedure to investigate tool-chip thermal interaction in machining process", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol 74, P 1637-1648.
- [3] Abukhshim, N., Mativenga, P. & Sheikh, M.,2006. "Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol 46, P 782-800.
- [4] Budak, E. & Ozlu, E.,2008. "Development of a thermomechanical cutting process model for machining process simulations", *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Vol 57, P 97-100.
- [5] Çakır, E., Özlü, E., Bakkal, M. & Budak, E.,2012. "Modeling of temperature distribution in orthogonal cutting with dual-zone contact at rake face", Vol.
- [6] Saglam, H., Unsacar, F. & Yaldiz, S.,2006. "Investigation of the effect of rake angle and approaching angle on main cutting force and tool tip temperature", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol 46, P 132-141.
- [7] Budak, E., Ozlu, E., Bakioglu, H. & Barzegar, Z.,2016. "Thermo-mechanical modeling of the third deformation zone in machining for prediction of cutting forces", *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Vol 65, P 121-124.
- [8] Chao, B., Li, H. & Trigger, K., "An experimental investigation of temperature distribution at tool-flank surface". 1960: ASME, P.
- [9] Huang, Y. & Liang, S.,2003. "Modelling of the cutting temperature distribution under the tool flank wear effect", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, Vol 217, P 1195-1208.
- [10] Wang, J., Liu, C. & Wang, K.,1999. "The effect of tool flank wear on the heat transfer, thermal damage and cutting mechanics in finish hard turning", *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Vol 48, P 53-58.
- [11] Dinc, C., Lazoglu, I. & Serpenguzel, A.,2008. "Analysis of thermal fields in orthogonal machining with infrared imaging", *Journal of materials processing technology*, Vol 198, P 147-154.
- [12] Trigger, K. & Chao, B., "An analytical evaluation of metal-cutting temperatures". 1950: ASME, P.
- [13] Loewen, E.,1954. "On the analysis of cutting-tool temperatures", *Trans. ASME*, Vol 76, P 217.
- [14] Radulescu, R. & Kapoor, S.,1994. "An analytical model for prediction of tool temperature fields during continuous and interrupted cutting", *Journal of engineering for industry*, Vol 116, P 135-143.
- [15] Moufki, A., Molinari, A. & Dudzinski, D.,1998. "Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol 46, P 2103-2138.
- [16] Stephenson, D. A. & Ali, A.,1992. "Tool temperatures in interrupted metal cutting", *Journal of Engineering for Industry*, Vol 114, P 127.
- [17] Ozlu, E., Budak, E. & Molinari, A.,2009. "Analytical and experimental investigation of rake contact and friction behavior in metal cutting", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol 49, P 865-875.

EFFECT OF CUTTING STRATEGY ON MACHINING OF THIN WALLED POLYMER

Burak Taha Keklik^a , Ali Taner Kuzu^b , Ümit Gencay Başçı^c , Umut Karagüzel^d , Mete Kayıhan^e , and Mustafa Bakkal^f

a, Istanbul Technical University Mechanical Engineering Faculty Material and Manufacturing Department, Istanbul/TURKEY, keklikb@itu.edu.tr

b, Arçelik A.Ş., Istanbul/TURKEY, alitaner.kuzu@arcelik.com

c, Arçelik A.Ş., Istanbul/TURKEY, umit.basci@arcelik.com

d, Isık University Mechanical Engineering Faculty Manufacturing Department, Istanbul/TURKEY, umut.karaguzel@isikun.edu.tr

e, Istanbul Technical University Mechanical Engineering Faculty Material and Manufacturing Department, Istanbul/TURKEY, kayihanm@itu.edu.tr

f, Istanbul Technical University Mechanical Engineering Faculty Manufacturing Department, Istanbul/TURKEY, bakkalmu@itu.edu.tr

Abstract

This paper presents the effect of tool path on machining of thin walled thermoplastic polymer, ABS. The effects of cutting speed, feed rate and tool path are studied to evaluate surface quality on thin walled parts. Four different cutting pattern (“zig”, “zig-zag”, “follow periphery” and “trochoidal”) with uncoated WC tool were investigated in the cutting tests. The quality of grooves was examined by their surface roughness, dimensional accuracy and burr structure. Experiments show that the down-milling and “follow periphery” creates dimensionally more accurate grooves. Average 4 µm surface roughness and discontinuous chip formation is obtained in up-milling process. According to the study, the better surface quality and dimensional accuracy can be achieved by down milling in “zig-zag” pattern in terms of surface roughness.

Keywords: Polymer machining, tool path, thin wall

1 Introduction

Machining of polymers starts to play important role in industry in order to meet the demand of manufacturing of prototype parts. 3D printing is a popular rapid prototyping way to produce complex prototype parts. However, 3D printing process is more expensive than machining and also the material used in 3D printers is mostly not exactly same as the original material. By the help of the data taken from Arçelik AŞ, comparison between CNC and additive manufacturing is shown in Table 1. According to table, the products that machined at CNC show isotropic properties while additive manufacturing products show anisotropic properties. Most of the additive manufacturing techniques use materials like real but not the real ones. CNC machining is the most economical way of production when it is compared to additive manufacturing. After treatments can be easily applied for the CNC parts but they can be applied some of the additive manufacturing techniques. On the other hand, manufacturing of complex parts is easier with additive manufacturing. Most of the prototypes in house appliance have complex geometrical features and thin walls like detergent drawer. Because of the low elastic modulus and melting point, it is very difficult to maintain dimensional accuracy of machined parts. Machining parameters like cutting speed, feed, depth of cut, tool geometry and tool path are the main factors that affect the surface finish and dimensional accuracy. However, there are little information and investigation of polymer machining in literature. Alauddin et al investigated the general review of plastic machining [1].

	SLS	SLA	OBJET	FDM	CNC
Anisotropy	Isotropic	Isotropic	Isotropic	Isotropic	Anisotropic
Layer thickness / Surface roughness	100 μm	150 μm	33 μm	254 μm	-
Material	PA12	ABS like	PC like	ABS like	ABS and PC
After treatment capacity	Threading	-	-	Threading	Threading
Material Cost	25 X	60 X	90 X	60 X	1 X
Investment Cost	8 X	5 X	6 X	8 X	1 X
Dye capacity	Low	Medium	Good	Low	Good
Coating capacity	Low	Low	Low	Good	Good
Density	Medium	Low	Low	Medium	Good
Sealing	Low	Good	Good	Low	Good

Table 1: Comparison between CNC and additive manufacturing

Tool geometry and cutting parameters are important factors on the machining of polymers. The effect of tool geometry is investigated by Izamshah [2]. The effect of cutting parameters in turning operation of polyethylene (PE) is investigated by Lazarević and the feed come out as the most important parameter [3]. Salles and Gonçalves studied the same topic on the ultra high molecular weight polyethylene and got the same results as Lazarević [4]. Arifin et al investigated the effects of CNC milling parameters on surface roughness on POM material [5]. Increase in cutting speed does not affect the surface roughness for polycarbonate (PC) material [6]. According to researches done by Ervine high cutting speed and feed results in blocking of chips go away [7]. Cooling strategies on polymers are so important and investigated by Aldwell), surface roughness results at the cryogenic conditions are better than the traditional ones [8]. Adiabatic shear bands will not occur under the glass transition temperature (T_g) theoretically [9]. Shih et al. researched improvement of surface roughness with the cryogenic cooling strategy [10].

Tool path is an another important factor on the surface roughness, according to Shamsuddin best tool path to obtain good surface roughness is parallel spiral and the worst tool path is true spiral [11]. According to Jabbaripour transversal inward tool path creates the best surface roughness and longitudinal outward creates the worst surface roughness on thin walled aluminum parts [12]. Corner machining in pocket milling is investigated by Choy and Chan, single loop strategy or double loop strategy should be applied to corners because it reduces the cutting forces according to their research [13]. Furthermore, radial path from floor to top of the surface gives the best surface quality on the form surfaces [14].

In this paper, effect of tool path and cutting parameters are studied. Experimental setup for workpiece, machine and tool paths are introduced. Then experimental results for surface roughness, wall thickness and burr formation are presented.

2 Experimental Setup and Design

In this study, acrylonitrile butadiene styrene (ABS) polymer was used as a workpiece material. The ABS has in the range of 25-65 MPa tensile strength, 1208-1939 MPa elastic modulus [15]. ABS test plate, 200 mm in length, 200 mm in width and 30 mm in thickness, were used for milling tests as shown in Figure 1, Grooving was applied to get 22x22x20 mmxmmxmm square blocks on the specimen. Pocket milling was performed to 20x20 mmxmm area in order to obtain square blocks which has 1 mm wall thickness. There are 49 square blocks on the ABS plate and the clearance between each block is made as 4 mm.

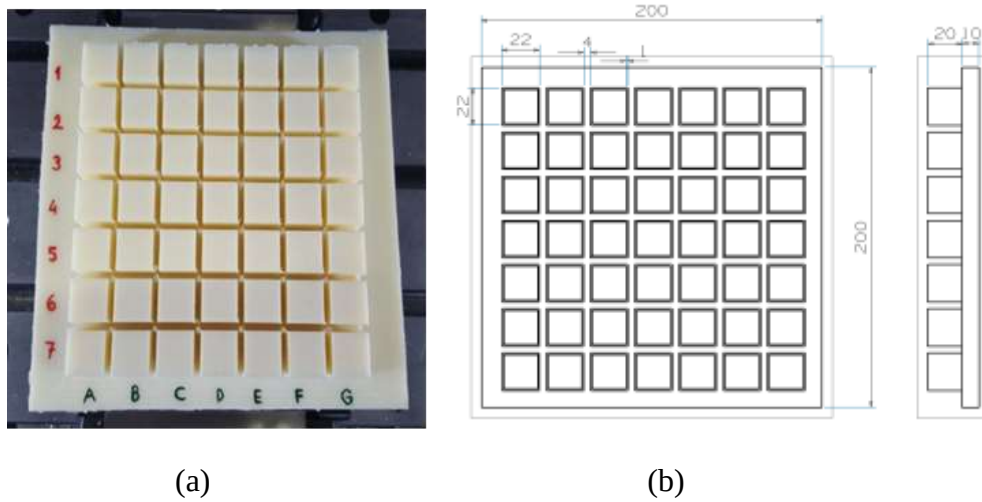


Figure 1: (a) Optical image of the test specimen, (b) Test specimen dimensions.

A 4 mm diameter, two flutes uncoated tungsten carbide end mill, as shown in Figure 2, is used in the milling tests (SECO – 99040-F). Maximum cutting depth is 8 mm and full length of end mill is 50 mm.



Figure 2: End milling cutter.

Cutting tests were conducted on 3 axes Mikron VCE 1000Pro CNC vertical machining center that has 16000 *rpm* spindle speed. Air was used to cool workpiece and take the chip away from cutting zone.

Surface roughness and dimensional accuracy in thin walled ABS polymer machining were examined in this paper. Cutting speed, feed and tool path were chosen as parameter that effect the surface roughness and dimensional accuracy. The level of chosen parameters is summarized in Table 2. All tests were repeated three times and total 48 tests were run. Four tool paths, “Zig”, “Zig-Zag”, “Follow Periphery” and “Trochoidal”, were chosen which are shown in Figure 3. Cutting speeds of these experiments are set as 100 m/min and 200 m/min. Feed per revolutions per tooth are chosen as the suggested value from tool manufacturer’s table 0.05 mm/rev/tooth and 0.3 mm/rev/tooth. Radial and axial depth of cut are kept constant as 2 mm. Each square boxes were investigated in terms of wall thickness, surface roughness and burr formation.

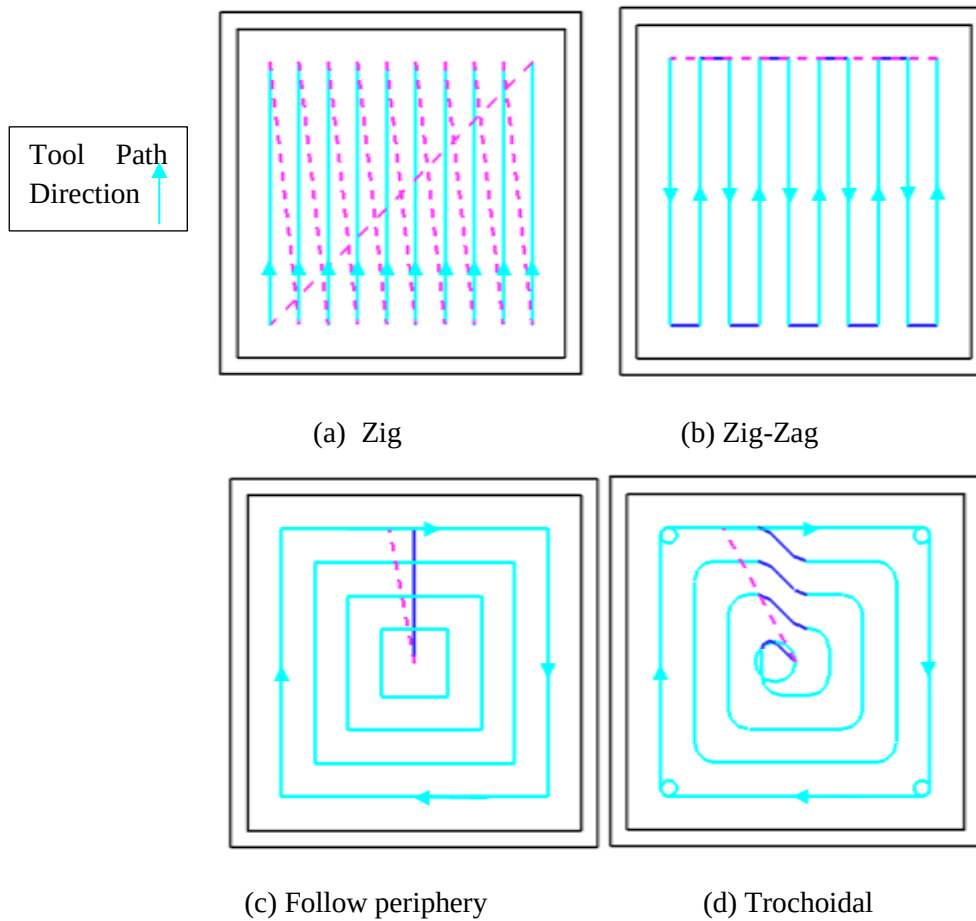


Figure 3: Four different tool paths in this experiment.

Cutting Strategies	Zig, Zig-Zag, Follow Periphery, Trochoidal
V_c (m/min)	100, 200
f (mm/rev)	0.1, 0.6
a_p (mm), a_e (mm)	2

Table 2: Cutting parameters.

The machined surface morphology was examined by using optical profilometer that is shown in Figure 4a (Bruker ContourGT). Surface roughness of parts and 3D scan of the surface images were obtained for 8x8 mm square. In order to control dimensional accuracy of wall thickness, GOM Atos 3D scanner was used which is shown in Figure 4b. Dimensional accuracy of wall thickness was investigated with respect to DIN ISO 2768-1 Standard (given in Table 3).



(a)



(b)

Figure 4. (a) Bruker ContourGT optical profilometer, (b) GOM Atos 3D Scanning Technology

					Tolerance Limits (mm)			
Tolerance Range	0,5-3	3-6	6-30	30-120	120-400	400-1000	1000-2000	2000-4000
Tolerance	± 0,1	± 0,1	± 0,2	± 0,3	± 0,5	± 0,8	± 1,2	± 2

Table 3: Tolerance Limits according to the DIN ISO 2768-1 Standard.

3 Results

3.1 Surface Roughness

In order to measure surface roughness by optical profilometer, all walls were cut 1 mm above the bottom surface of machined wall. Surface roughness was measured in 8 mm² area on wall surface. Measured average surface roughness values are summarized in Figure 5. First part of the X axes shows the cutting speed (m/min) and the second part shows feed value (mm/rev) in Figure 5.

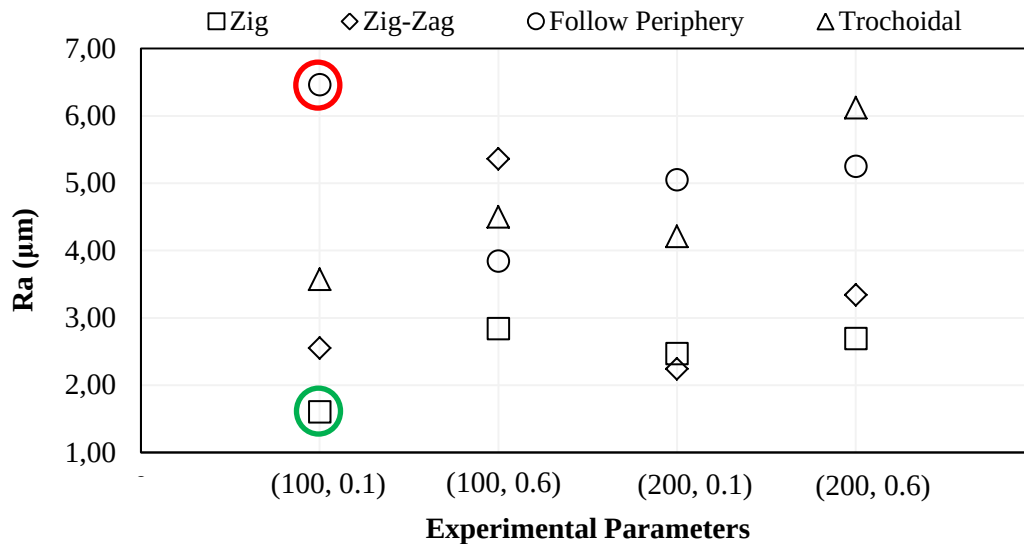


Figure 5: Comparison of surface roughness of different tool paths.

According to their surface roughness value, best tool path that created best surface roughness was “zig” cutting strategy. On the other hand, “follow periphery” tool path created the worst surface roughness result. While best surface was achieved with 100 m/min cutting speed and 0.1 mm/rev feed cutting parameters, worst surface was obtained with the same cutting parameters. This shows that tool path has an important effect on surface roughness.

Best surface roughness value which is 1.6 μm is obtained in “zig” tool path with 100 m/min cutting speed and 0.1 mm/rev feed. The worst surface roughness value (2.84 μm) in “zig” tool path is obtained with 100 m/min cutting speed and 0.6 mm/rev. The value of surface roughness was increased by 77% due to 6 times increase in feed values. In “zig” tool path, increase in cutting speed with low feed value causes rise in surface roughness. Also increase in feed value causes higher surface roughness results. Furthermore, high feed with same cutting speed creates higher surface roughness. This effect can be seen on the Figure 5.

In “zig-zag” tool path while best surface roughness (2.24 μm) is achieved by 200 m/min cutting speed and 0.1 mm/rev feed, the worst result of surface roughness (5.63 μm) is obtained with 100 m/min cutting speed and 0.6 mm/rev feed. In “zig-zag” tool path, best result was achieved at high cutting speed and low feed. Increase in cutting speed causes lower surface roughness, however increase in feed value results with higher surface roughness. To achieve better surface finish with “zig-zag” cutting strategy, cutting speed should be high.

By using “follow periphery” cutting strategy, the best surface roughness value (3.84 μm) is achieved with 100 m/min cutting speed and 0.6 mm/rev feed. Whereas the worst surface roughness result (6.46 μm) is obtained with 100 m/min cutting speed and 0.1 mm/rev feed in “follow periphery” tool path. But this result is outlier and will be neglected. Best surface roughness result was achieved at low cutting speed and high feed in “follow periphery” tool path. Increase in feed should cause increase in surface roughness at low cutting speed but it does not effect on high cutting speed.

In “trochoidal” tool path, the best result of surface roughness (3.57 μm) is achieved with 100 m/min cutting speed and 0.1 mm/rev feed; on the other hand, the worst result of surface roughness (6.12 μm) is obtained with 200 m/min cutting speed and 0.6 mm/rev feed. In “trochoidal” cutting strategy, best surface was obtained with low cutting speed and feed values. Increase in cutting speed causes increase in surface roughness at both high and low feeds. Also increase in feed creates higher surface roughness value with both high and low cutting speeds.

Machining time of tool paths with the same rapid feed rate are given in Table 4. Although “zig” tool path has the lowest Ra value, “zig-zag” should be chosen as the tool path for surface roughness criteria. Because “zig” machining time was almost twice as the “zig-zag” machining time. The reason why “zig” machining time is bigger than the others is non-cutting moves. Importance of machining time in production is very high, so “zig-zag” cutting tool is more convenient for production.

	Zig	Zig-Zag	Follow Periphery	Trochoidal
Machining Time (min)	28:08	18:03	18:43	18:22

Table 4: Machining time of different tool path.

Whereas the best result of surface roughness ($1.6 \mu\text{m}$) is obtained while cutting 100 m/min cutting speed and 0.1 mm/rev feed and “zig” cutting pattern, the worst surface roughness ($6.46 \mu\text{m}$) was measured at same cutting parameters pair and “follow periphery” cutting pattern. When the comparison of average surface roughness is done, “zig” tool path stands out as having lowest surface roughness; on the other hand, “follow periphery” has the highest average surface roughness.

The surface roughness micrographs were taken which are given in the Figure 6. Partially homogenous tool path (75 %) was formed in “zig” tool path because of the different surface roughness value at the crossing of each pass. More homogeneous tool path which is around 85 % of all area was formed in “zig-zag” except at the walls just like the “zig” cutting strategy. Follow periphery was the least homogenous tool path which is 50 % because it formed different surface roughness results at the corners. “Trochoidal” cutting strategy did not provide homogenous tool path due to its trochoidal movements.

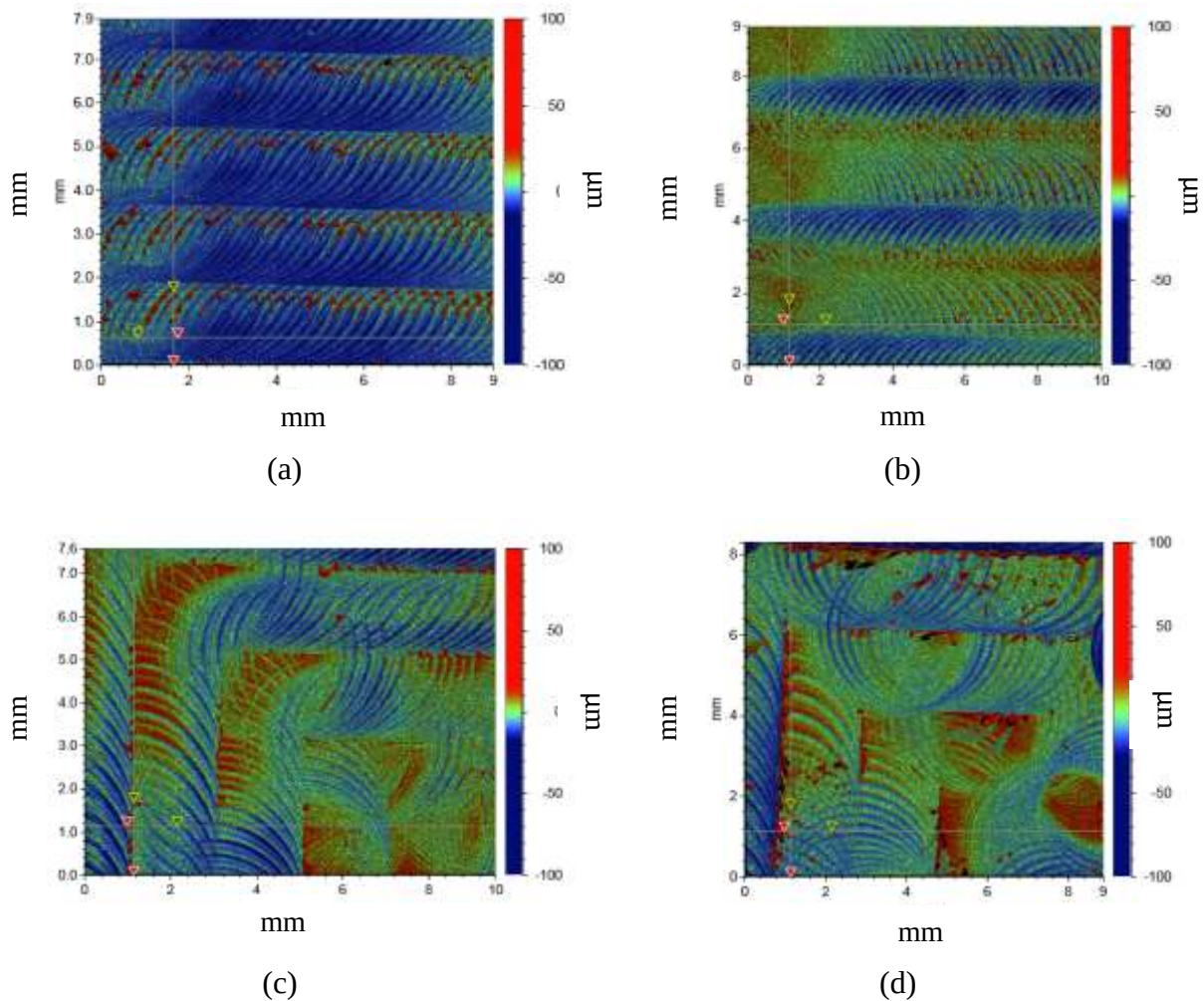


Figure 6: (a) Zig tool path, (b) Zig-Zag tool path, (c) Follow periphery tool path, (d) Trochoidal tool path.

3.2 Dimensional Accuracy

Dimensional accuracy was investigated by measuring wall thickness using 3D scanner. Each 22x22x30 mm machined boxes were removed from the workpiece in order to let the 3D scanner can measure all four walls. Measurements of wall thickness of each test are shown in Figure 7. In “zig” and “zig-zag” cutting, two walls were investigated because of the uncut regions on the entry and the exit surfaces. On the other hand, all four wall thickness were investigated for “follow periphery” and “trochoidal” tool path because they cut all of the walls smoothly.

Green zones in Figure 7 shows the wall thickness between acceptable ISO tolerance values which is ± 0.1 mm. Red zones indicate the wall thickness over acceptable tolerance values (> 0.1 mm), while blue zones show the wall thickness under acceptable tolerance values (< 0.1 mm).

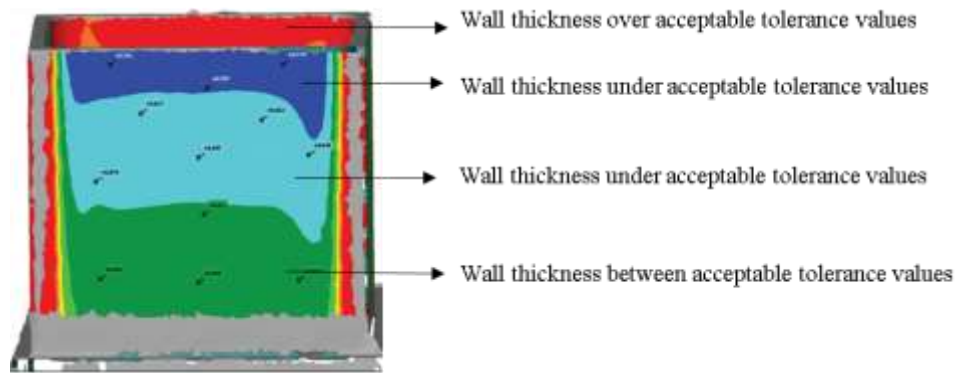


Figure 7: Designation of wall thickness image colors

It can be seen that in Figure 8a, tight tolerances were achieved under 100 m/min cutting speed and 0.6 mm/rev feed in “zig” tool path. On the other hand, the worst results of wall thickness were obtained under 100 m/min cutting speed and 0.1 mm/rev feed. In “zig” tool path, best wall thickness values were achieved with low cutting speed high feed, while worst wall thickness values were obtained with low cutting speed and low feed. Increase in feed results with better dimensional accuracy, while increase in cutting speed result in less dimensional accuracy.

In “zig-zag” tool path (Figure 8b), At 200 m/min cutting speed and 0.1 mm/rev feed, less wall thickness deviation around 1 mm expected wall thickness; while the worst results were obtained under cutting parameters like 100 m/min cutting speed and 0.6 mm/rev feed. The best wall thickness results were achieved with high cutting speed low feed in “zig-zag” tool path. The worst wall thickness results were obtained with low cutting speed high feed value. Increasing the cutting speed in “zig-zag” tool path causes more uniform wall thickness, while increasing the feed results with decrease in dimensional accuracy.

In “follow periphery” cutting strategy (Figure 8c), surprisingly the best wall thickness results were obtained at highest level of feed (0,6 mm/rev) and 100 m/min cutting speed, however the worst results of wall thickness were obtained with 200 m/min cutting speed and 0.1 mm/rev feed cutting parameters. In “follow periphery”, low cutting speed and high feed resulted in the best wall thickness values. But high cutting speed and low feed resulted in the worst wall thickness values. While effect of feed was very minor at the low cutting speed, it created more dimensionally accurate walls at the high cutting speed with “follow periphery”. Increase in the cutting speed causes irregular wall thickness.

In Figure 8d, it can be seen that with “trochoidal” tool path, the steadiest wall thickness was achieved with cutting parameters like 100 m/min cutting speed and 0.1 mm/rev feed like “zig” cutting pattern; on the other hand, the worst result of wall thickness was obtained with 200 m/min cutting speed and 0.6 mm/rev feed. Cutting parameters like low cutting speed and low feed helped to achieve best wall thickness results in “trochoidal” tool path. On the other hand, high cutting speed and feed caused the worst wall thickness results. Increase in cutting speed causes decrease in dimensional accuracy. Also increase in feed results with worst wall thickness results.

When the dimensional accuracy is compared, best wall thickness values was achieved with “follow periphery” tool path, also the worst wall thickness value was obtained with “follow periphery” tool path. This shows that selection of cutting parameters are important in terms of dimensional accuracy.

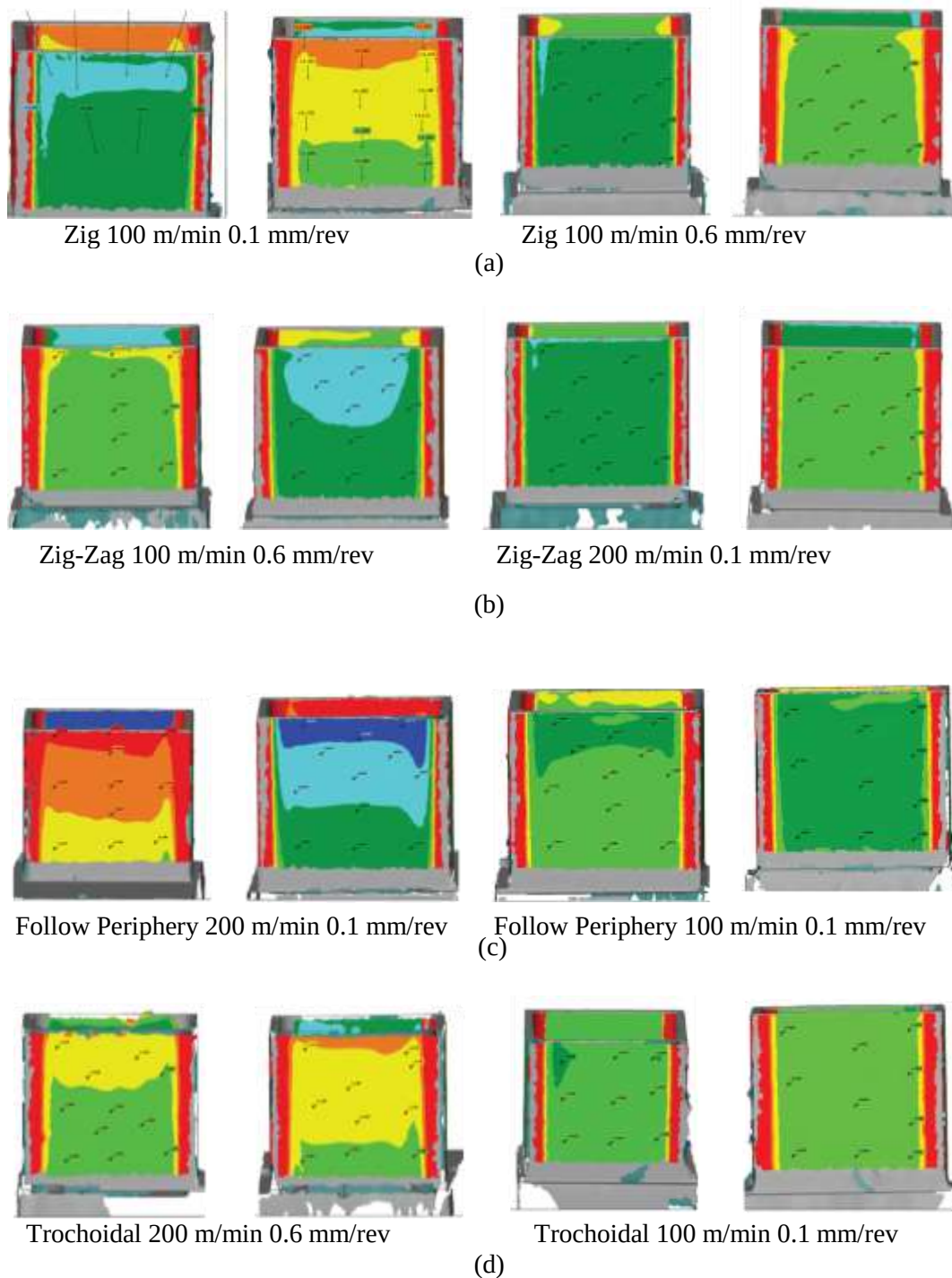


Figure 8: (a) wall thickness results of zig tool path, (b) wall thickness results of zig-zag tool path, (c) wall thickness results of follow periphery tool path and (d) wall thickness results of trochoidal tool path.

3.3 Burr Formation

Burr formation in all tool path is investigated visually. According to Figure 9, “zig” and “zig-zag” tool path left uncut areas at the walls. In “zig-zag” tool path, both up and down milling is occurred. Burr is formed through up milling direction. Because in up milling, tool pushes chip away from the workpiece. Because of the elastic properties of ABS chips do not cut off. However, in down milling, tool pushes chip to the workpiece that cause easily break the chips off (Figure 9b). Best result of burr formation is achieved by

“follow periphery” tool path. Besides, there are no uncut areas in Figure 9c in contrast to “zig” and “zig-zag” tool path. “Trochoidal” (Figure 9d) tool path creates good burr formation on the walls; however, there are ruined regions on the bottom surface of the specimen because of the stuck chip on the tool surface.

Although “zig” and “zig-zag” tool paths created less surface roughness values, they left uncut areas on the walls. Furthermore, “zig-zag” tool path applies both up and down milling which result in burr structures on the up milling sides. “Follow periphery” is the best tool path for burr formation because it leaves no burrs on the surface. “Trochoidal” tool path is good for the wall machining, but it leaves burrs on the surface of the specimens.



(a) Zig tool path



(b) Zig-Zag tool path



(c) Follow Periphery tool path



(d) Trochoidal tool path

Figure 9: Burr formation of tool paths

4 Conclusions

Pocket milling of ABS materials with 4 different tool path such as “zig”, “zig-zag”, “follow periphery” and “trochoidal” are investigated in this paper. In terms of surface roughness, “zig” tool path creates the best surface roughness results, but “zig” tool path has the most machining time, it is so high with respect to other cutting strategies. On the other hand, “follow periphery” is the best tool path for achieving the best wall thickness results. Also “follow periphery” leaves no burr on the cutting surfaces. To achieve the best outcome, first “zig-zag” tool path can be applied to get best surface roughness, then “follow periphery” tool path can be applied to clean-up for the uncut areas of walls. Future works will focus on the tool path parameters above and to find optimum cutting parameters with those tool path. Furthermore, temperature and force analysis will be completed in the future works.

5 Acknowledgments

We are thankful for the support received from the Arçelik A.Ş.

6 References

- [1] Alauddin, M. B. A. D. C. U., Choudhury, I. A., El Baradie, M. A., & Hashmi, M. S. J. (1995). Plastics and their machining: a review. *Journal of Materials Processing Technology*, 54(1-4), 40-46.
- [2] Izamshah, R., Husna, N., Hadzley, M., Amran, M., Shahir, M., & Amri, M. (2014). Effects of cutter geometrical features on machining polyetheretherketones (PEEK) engineering plastic. *Journal of Mechanical Engineering and Sciences*, 6, 863-72.
- [3] Lazarević, D., Madić, M., Janković, P., & Lazarević, A. (2012) Cutting parameters optimization for surface roughness in turning operation of polyethylene (PE) using Taguchi method. *Tribology in Industry*, 34(2), 68-73.
- [4] Salles, J. L. C. & Gonçalves M. T. T. (2003) Effects of machining parameters on surface quality of the ultra high molecular weight polyethylene (UHMWPE). *Matéria*, 8(1), 1-10.
- [5] Arifin, N., Yusoff, H., Sudin, I., Kadir, A. Z. A., Ali, R., Yacob, S., Arshad, A. & Ismail, S. A. (2006). STUDY THE EFFECT OF CNC MILLING PARAMETER ON SURFACE ROUGHNESS OF POM MATERIAL. *ARNP Journal of Engineering and Applied Sciences*, 11(10). 6611-6614.
- [6] Gubbels, G. P. H. (2006). Diamond turning of glassy polymers Eindhoven: Technische Universiteit Eindhoven DOI: 10.6100/IR613637.
- [7] Ervine, P., O'Donnell, G. E., & Walsh, B. (2015) Fundamental Investigations Into Burr Formation and Damage Mechanisms in the Micro-Milling of a Biomedical Grade Polymer, *Machining Science and Technology*, 19(1), 112-133, DOI:10.1080/10910344.2014.991028.
- [8] Aldwell, B., O'Mahony, J., & O'Donnell, G. E. (2015). The effect of workpiece cooling on the machining of biomedical grade polymers. *Procedia CIRP*, 33, 305-310.
- [9] Dhokia, V. G., Newman, S. T., Crabtree, P., & Ansell, M. P. (2011). Adiabatic shear band formation as a result of cryogenic CNC machining of elastomers. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 225(9), 1482-1492.
- [10] Shih, A. J., Lewis, M. A., & Strenkowski, J. S. (2004). End milling of elastomers—fixture design and tool effectiveness for material removal. *Ann Arbor*, 1001, 48109.
- [11] Shamsuddin, K. A., Ab-Kadir, A. R., & Osman, M. H. (2013). A Comparison of Milling Cutting Path Strategies for Thin-Walled Aluminum Alloys Fabrication. *The International Journal Of Engineering And Science*, 2(3), 1-8.
- [12] Jabbaripour, B., Sadeghi, M. H., & Faridvand, S. (2010). A study of the effects of cutter path strategies and cutting speed variations in milling of thin-walled parts. In *The 7th Jordanian International Mechanical Engineering Conference*.
- [13] Choy, H. S., & Chan, K. W. (2003). A corner-looping based tool path for pocket milling. *Computer-Aided Design*, 35(2), 155-166.
- [14] de Souza, A. F., Machado, A., Beckert, S. F., & Diniz, A. E. (2014). Evaluating the roughness according to the tool path strategy when milling free form surfaces for mold application. *Procedia CIRP*, 14, 188-193.
- [15] Wypych, G. (2016). *Handbook of polymers*. Elsevier.

DEVELOPMENT OF TURN-MILLING MACHINE TOOL PROGRAM PARAMETERS BASED ON BASIC CUTTING GEOMETRY

Kaveh Rahimzadeh Berenji^a, Umut Karagüzel^b, Emre Özlü^c, Erhan Budak^d

a, Manufacturing Research Laboratory/ Sabancı University/ İstanbul, Turkey, krahimzadeh@sabanciuniv.edu

b, Faculty of Engineering/ Işık University/ İstanbul, Turkey, umut.karaguzel@isikun.edu.tr

c, Maxima Manufacturing R&D Ltd., GOSB TechnoPark, Kocaeli, Turkey, emre@maxima.com.tr

d, Manufacturing Research Laboratory/ Sabancı University/ İstanbul, Turkey, ebudak@sabanciuniv.edu

Abstract

The turn-milling operation is a multitasking machining process that takes advantages of turning and milling operations simultaneously. However, using these two machining operations at the same time results in more complex and different cutting parameters compared to conventional turning process. In this study, the turn-milling kinematics have been modeled analytically. Using the model proposed in this study, the required parameters for a machine tool such as feed rate, workpiece, and tool rotational speed can be derived in terms of basic cutting parameters which are cutting speed, feed per tooth, radial depth of cut, and axial depth of cut.

Keywords: Turn-milling, cutting parameters, CNC.

1 Introduction

Multitasking machining has become the focus of attention for manufacturing industry recently. The turn-milling operation is one of the important multitasking machining operations which has new and complex parameters compared to conventional machining operations. The turn-milling operation allows simultaneous milling and turning operations in one machine tool with higher productivity, better surface finish and improved tool life [1]. Due to the intermittent cutting nature of the turn-milling process, it introduces complex chip geometry and surface topography.

There are preliminary works that have been carried out several experimental studies on evaluation of basics of this process. Schulz [2] has studied the surface quality and has identified the cutting parameters for orthogonal and co-axial turn-milling processes experimentally. A more focused study on the surface finish of turn-milling operation was carried out by Choudhury et al. [3, 4] who performed series of turn-milling experiments and compared these results with conventional milling and turning results. They concluded that the surface roughness can be enhanced by 10 times by using the turn-milling operation. Another experimental surface roughness study was conducted by Kopač et al. [5], who studied the effect of eccentricity on surface finish and reported that increasing the eccentricity enhances the surface quality of the machined part. Savas et al. [6] investigated the effect of cutting parameters on the surface finish for the tangential turn-milling process and found out that the surface quality of the part after tangential turn-milling is comparable to that of grinding. Uysal et al. [7] studied the effect of eccentricity on surface roughness, surface errors, tool life, and MRR using an analytical approach. They deduced that increasing eccentricity up to an optimal value can enhance tool wear, cutting forces as well as surface roughness. In addition to these experimental studies, Karaguzel et al. [1, 8] proposed a mathematical model for chip geometry, cutting forces, surface errors and eccentricity effect. Karagüzel modeled the uncut chip geometry for orthogonal, co-axial and tangential configuration. They utilized the semi-analytical approach to predict cutting forces using orthogonal cutting coefficients. In another work by Karaguzel et al.[9], a study was carried out on

workpiece/tool spindle speed ratio and its effect on cutting speed. The cutting speed behavior and the workpiece surface errors were investigated mathematically. In a new study, Comak et al. [10] introduce a novel approach for cutter workpiece engagement and chip geometry as a function of linear feed drive motions, tool, and workpiece spindle rotations.

This paper proposes a precise model for kinematics of the turn-milling process with taking the effect of workpiece linear speed into consideration. Due to simultaneous rotation of milling tool and workpiece, the resultant cutting speed behavior becomes more complex. Therefore, in order to reach the desired cutting speed value, workpiece and tool rotational speed must be calculated precisely regarding to the workpiece and tool diameters. In this study, the machine tool program parameters (workpiece and tool rotational speed, axial depth of cut and feed) are evaluated using the process kinematics and geometrical model based on basic cutting parameters (cutting speed, tool, and workpiece diameters, feed per tooth). The results are presented and discussed in Section 3.

2 Turn-milling Geometry and Definition of Parameters

In this study, a new physical approach is presented for the orthogonal turn-milling operation. As can be seen in Figure 1, the workpiece basic coordination is defined as xyz and the tool's coordination is defined as $x'y'z'$. The basic cutting parameters are the given parameters than have been obtained regarding to the tool and workpiece pair specifications from catalogs. The basic cutting parameters are axial depth of cut a_p , cutting speed V_c , radial depth of cut a_e , feed per tooth f_t and number of teeth N , and geometric parameters; workpiece radius R_w , and tool radius R_t . The definition of these parameters is illustrated in Figure 1.

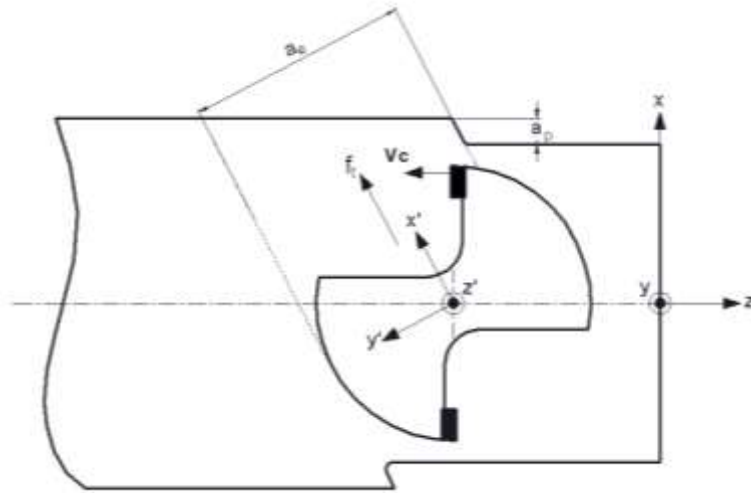


Figure1: Representation of basic cutting parameters in orthogonal turn-milling operation.

On the other hand, there are turn-milling machine tool programming parameters which are required to be entered into the turn-milling machine tool NC program that is defined in Figure 2. CNC machine tool program parameters are feed rate F , workpiece rotational speed n_w , and tool rotational speed n_t . As shown in Figure 2, a_w represents the value of feed rate in one workpiece revolution which can be called as nominal radial depth of cut. This parameter is defined to simplify the geometric model and formulations. The relationship between radial depths of cut a_e and a_w can be formulated as below:

$$a_w = a_e \cos(\theta_x) \quad (1)$$

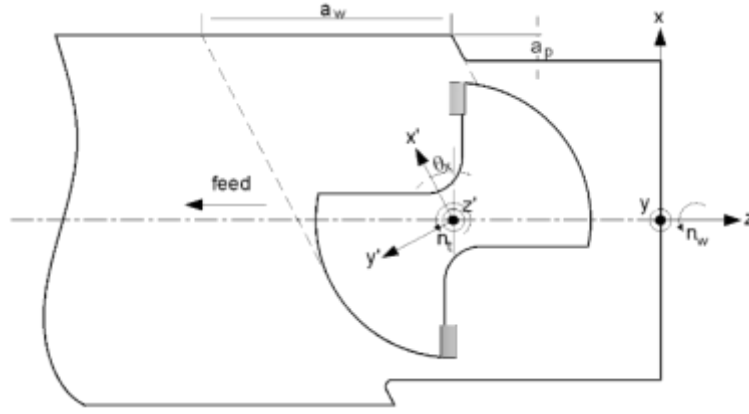


Figure 2: Representation of turn-milling machine tool program parameters.

Where θ_x is the angle between the x axis of the machine tool and the x' axis along the feed direction of the tool. θ_x angle is formulated as below:

$$\theta_x = \text{atan}\left(\frac{a_w}{2\pi R_w}\right) \quad (2)$$

As it is evident, θ_x is a function of workpiece radius R_w and feed rate depends on the nominal radial depth of cut. The start and exit formulations are presented for the up-milling and down-milling operations in the below table.

	Start Angle	Exit Angle
Up-milling	$\phi_{st} = 0$	$\phi_{ex} = \cos^{-1}\left(1 - \frac{a_p}{R_t}\right)$
Down-milling	$\phi_{st} = \pi - \cos^{-1}\left(1 - \frac{a_p}{R_t}\right)$	$\phi_{ex} = \pi$

Table 1: Immersion angle range for up milling and down milling conditions.

The rotation of tool is defined by ϕ_i which is a single segment within the immersion angle, between ϕ_{st} and ϕ_{ex} . According to Figure 3, ϕ_i is the angle between tool's rotational position and $-y'$ axis and if any tooth's position is within the start and exit angle it means that the corresponding tooth is cutting the material.

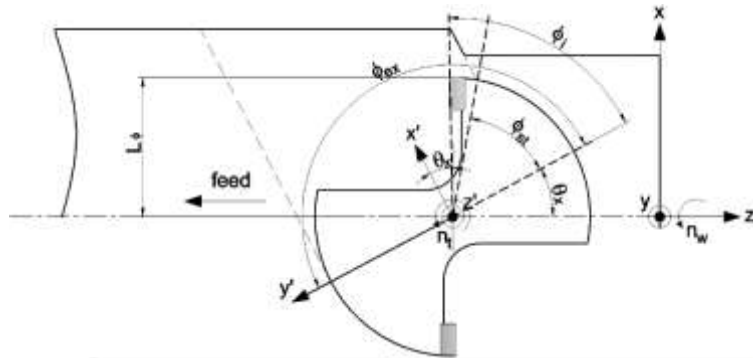


Figure 3: Schematic representation of start and exit angles during orthogonal turn-milling operation

The other important variable that is introduced in this approach is L_ϕ , which is the orthogonal distance of each tooth at ϕ_i at the x direction of the machine tool from the tool's center. The schematic representation of L_ϕ is shown in Figure 3 and the formulation is given as below:

$$L_\phi = R_t \sin(\theta_x + \phi_i) \quad (3)$$

Regarding the above-mentioned approach, the basic cutting parameters and the machine tool parameters are described using the new approach and are explained in following sections.

2.1 Cutting Speed

According to the above-mentioned geometrical model, the cutting speed is defined based on process kinematics and its relation with basic cutting parameters. It is evident that the cutting speed vector is always normal to the cutting face of the tool. In turn-milling operation, rotation of workpiece along its axis causes another cutting speed that must be considered in calculations. As shown in Figure 4, this velocity vector caused by workpiece rotational speed is tangent to the workpiece.

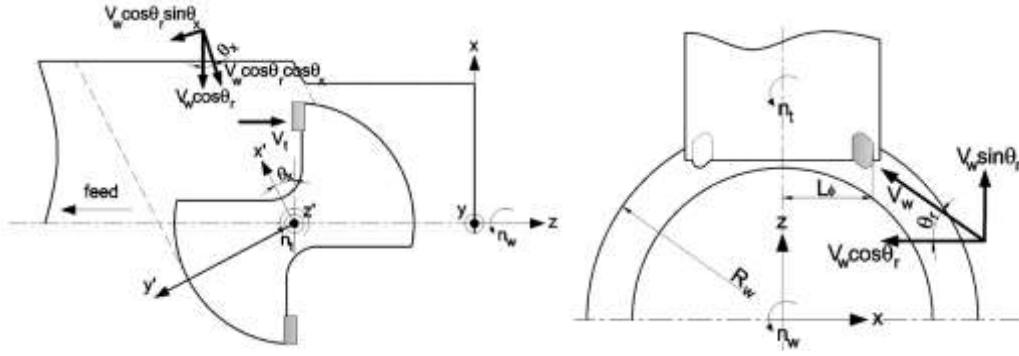


Figure 4: Cutting velocity vectors caused by rotation of tool and workpiece in turn-milling operation.

Regarding Figure 4, V_t refers to the linear speed of milling tool which is caused by rotational speed and it is calculated as:

$$V_t = 2\pi R_t n_t \quad (4)$$

Similarly, the resultant cutting speed V_w caused by rotation of the workpiece is calculated by;

$$V_w = 2\pi R_w n_w \quad (5)$$

however, the effect of workpiece linear speed on tool's edges is different. As can be seen in Figure 4, the V_w vector can be divided into its components. The angle between V_w and the x axis is called θ_r and can be formulated as:

$$\theta_r = \tan^{-1} \left(\frac{L_\phi}{R_w - a_p} \right) = \tan^{-1} \left(\frac{R_t \sin(\theta_x + \phi_i)}{R_w - a_p} \right) \quad (6)$$

According to the geometry of operation, the component of V_w in z direction affects the cutter's bottom portion which influences the chip thickness and the component in $-x$ direction is affecting the side cutting edge portion of the tool. This component, can also be divided into two component with respect to θ_x . As can be seen in Figure 4, one these components which is in $-x'$ direction is affecting f_t , and the other one in y' direction is affecting V_c . The effect of each component will be described in following sections.

Since the tool rotates, and the cutting velocity vector is tangent to cutting edge, its direction is varying by ϕ_i . Therefore, the effect of workpiece cutting speed on tool at each angular increment will be different. The resultant cutting speed caused by tool and workpiece rotation can be obtained as follows.

$$V_c = V_t + V_w \cos(\theta_r) \sin(\theta_x) \sin(\phi_i) \quad (7)$$

2.2 Feed per tooth

Feed per tooth can also be described in terms of new approach introduced in this study. The cutter makes a full revolution along its own axis in $1/n_t$ minutes, therefore, the workpiece makes n_w/n_t rotation and be rotated in $\pi \cdot n_w/n_t$ radians. In other words, the workpiece is displacing by L_r in $1/n_t$ minutes.

$$L_r = 2\pi R_w \frac{n_w}{n_t} \quad (8)$$

Since the tool's cutting direction according to workpiece axis is inclined by θ_x angle, the workpiece feed value at one rotation of tool for each tooth can be calculated using the following formula.

$$f_t = 2\pi R_w \frac{n_w}{n_t} \cos(\theta_x) \frac{1}{N} \quad (9)$$

Equation (9) can be written in terms of basic cutting parameters as;

$$f_t = 2\pi R_w \frac{n_w}{n_t} \cos\left(\text{atan}\left(\frac{a_g}{2\pi R_w}\right)\right) \frac{1}{N} \quad (10)$$

2.3 Feed rate

As shown in Figure 2, feed F is defined as displacement of tool in $-z$ direction of the machine tool in a unit mm/min. In other words, the tool moves a_w mm in $-z$ direction as the workpiece makes a full revolution. Therefore, the tool's feed rate can be calculated as:

$$F = a_w n_w \quad (11)$$

Using the equations (1) and (2), the feed rate relation can be written in terms of basic cutting parameters as follows:

$$F = a_g n_w \cos\left(\text{atan}\left(\frac{a_g}{2\pi R_w}\right)\right) \quad (12)$$

3. Evaluation of Machine Tool Program Parameters

In order to perform a turn-milling operation, workpiece rotational speed n_w , tool's rotational speed n_t , Feed F , and axial depth of cut a_p must be found. Note that, since the eccentricity is not taken into account in this study the depth of cut stays constant and it is similar to the value defined as it is given by user.

Regarding the equations obtained in Section 2, the three machine tool program parameters n_w , n_t , F and on geometrical parameter a_w are unknown. According to the equation (1) and (2), an iterative solution is required to find a_w for a given a_g . However, in order to find the above-mentioned three unknown parameters, it is required to solve the four equation; (1), (7), (10), and (12).

As can be seen from equation (7), the cutting velocity is varying depending on the angular position of the cutter. According to equation (6), it is also evident that θ_r is also function of ϕ_i which varies with tool's angular position. As a result, the cutting speed is varying with respect to angular position of tool or so-called immersion angle. For a full immersion case the cutting speed profile with respect to tool's immersion angle is presented in Figure 5. Note that the varying nature of cutting speed along the immersion range is due to variation of workpiece cutting speed which depends on the term $\cos(\theta_r)\sin(\theta_x)\sin(\phi_i)$ of equation (7). The variation of aforementioned term is presented in Figure 6. As can be seen from Figures 6 and 7, the variation amount is very small i.e this term can be simplified for this example case.

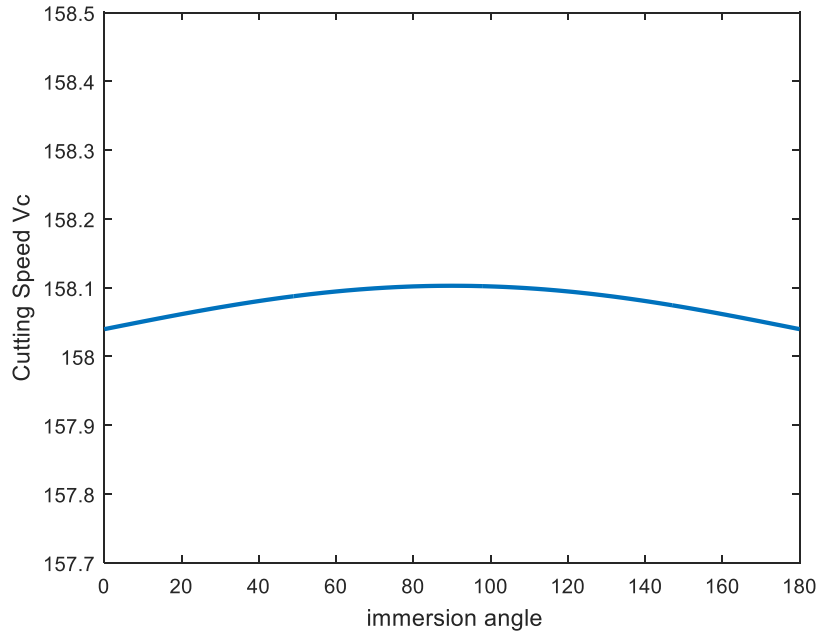


Figure 5: Cutting speed variation for a full immersion cutting condition,
 $R_t=8$ mm, $R_w= 50$ mm, $n_t= 3144$ rpm, $n_w=4$ rpm

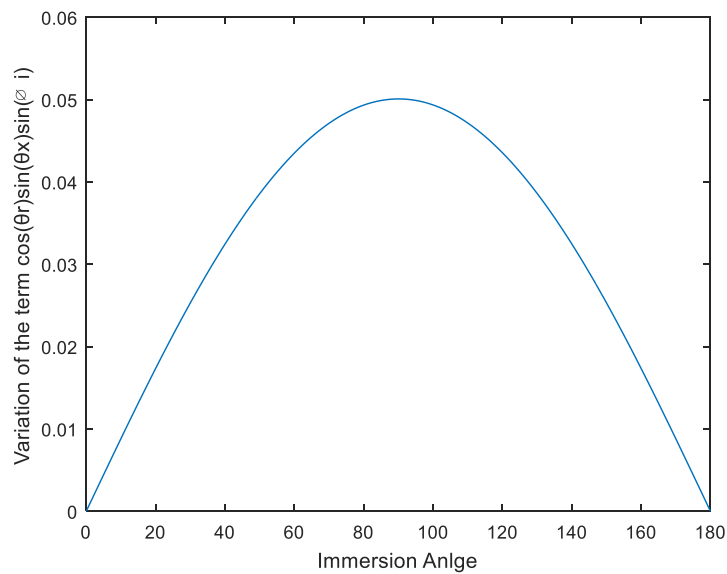


Figure 6: Variation of the term $\cos(\theta_r)\sin(\theta_x)\sin(\phi_i)$

In solution procedure of the above-mentioned four equations, two different approaches can be considered. The first approach solves the general equations that are presented at the previous sections where the second approach considers the simplified equations.

- **Approach I:**

In this approach, the equations (1), (7), (10), and (12) are solved iteratively with respect to varying ϕ_i and hence, varying V_c . In other words, the above-mentioned four equations are solved for each increment of ϕ_i . Therefore, n_w , n_t , F , and a_w will have a different value for each increment of ϕ_i . However, regarding the Figure 6, the variation is in a negligible range and in order to obtain a single value for each parameter the mean value of each is considered. The given parameters and results are listed in Table 2:

Given (known) basic cutting parameters					
V_c (m/min)	R_w (mm)	R_t (mm/min)	f_t (mm/rev.tooth)	a_e (mm)	a_p (mm)
158	50	8	0.1	16	3
Calculated machine tool program parameters using Approach 1					
n_w (rpm)	n_t (rpm)		F (mm/min)	a_p (mm)	
4	3144.1 $\cong$ 3144		64.035 $\cong$ 64	3	

Table 2: Evaluated and given parameters using approach 1.

By using equation (7) and the machine tool program parameters which are listed in Table 2, the theoretical cutting speed can be calculated as $V_c' = 158.08 \text{ m/min}$. The theoretical cutting speed is calculated in order to verify whether the evaluated machine tool parameters gives the desired cutting speed. By comparing the desired cutting speed V_c and V_c' , the resulted error is obtained as 0.05%.

- **Approach II:**

In this approach, the cutting speed is considered constant within the immersion angle. In other words, the varying factor ϕ_i is neglected due to its negligible effect on the cutting speed (according to Figure 5 and 6). Therefore, the equation of cutting speed considered as below:

$$V_{c2} = V_t + V_w \sin(\theta_x) \quad (13)$$

The machine tool program parameters are evaluated solving the four equations (1), (10), (12) and (13) using iteration. In this approach, there is no need to solve the equation set for each increment of ϕ_i , and there is a single solution for each parameter.

Using Approach 2, the machine tool program parameters are listed in Table 3.

Given (known) basic cutting parameters					
V_c (m/min)	R_w (mm)	R_t (mm/min)	f_t (mm/rev.tooth)	a_e (mm)	a_p (mm)
158	50	8	0.1	16	3
Calculated machine tool program parameters using Approach 2					
n_w (rpm)	n_t (rpm)	F (mm/min)	a_p (mm)		
4	3142	64.0091 $\cong$ 64	3		

Table 3: Evaluated and given parameters using approach 2.

Using the evaluated rotational speeds and equation (13), the new cutting speed is: $V'_{c2} = 157.87 \text{ m/min}$. Comparison of V_c and V'_{c2} gives an error of 0.13% which is negligible.

By comparing the results in Table 2 and 3, and V'_c and V'_{c2} , it is deduced that Approach I is more accurate than Approach II, however, due to the mathematical solution complexity the Approach II is more time consuming. It is to be noted that, the feed rate F values are given in decimal format in order to clarify the precision of the approaches and in application while it is to be entered to the machine tool program, it should be given as round number. This is also true for n_w and n_t and the results obtained from the solution must be rounded and the error must be calculated accordingly.

It is evident that, using either of the approaches will not influence the parameter selection significantly, however, it would be more acceptable to use the Approach I in further theoretical studies because of the thorough modelling. On the other hand, in some cases Approach II can be used to have a simplified solution.

4. Conclusion

The combination of turning and milling operations in a single machine tool makes the turn-milling operation complex in terms of kinematics and process parameters. One of the most important struggles is the identification of tool and workpiece spindle speed and feed rate value while the cutting speed and feed per tooth values are known. It is notable that, the feed rate and spindle speeds are affected by cutting speed and feed per tooth in a different manner. This is caused by simultaneous rotation of workpiece and tool which makes the kinematics of operation much more complex.

This paper presents a model for selection of machine tool program parameters; tool and workpiece spindle speeds and feed rate based on basic cutting geometry using basic cutting parameters for turn-milling operations. For this purpose, using the geometrical relations, the governing equations are evaluated and the equations are solved iteratively for the unknown machine tool program parameters. Since the cutting speed has a varying manner within the immersion angle, the solution is proposed in two different approaches. It is concluded that both approaches give acceptable results with negligible errors.

References

- [1] Karagüzel, U., Uysal, E., Budak, E., Bakkal, M. (2015). Analytical modeling of turn-milling process geometry, kinematics and mechanics. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*;91. p: 24-33.
- [2] Schulz, H., Spur, G. (1990). High speed turn-milling—a new precision manufacturing technology for the machining of rotationally symmetrical workpieces. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*;39,1. p: 107-9.
- [3] Choudhury, S., Bajpai, J. (2005). Investigation in orthogonal turn-milling towards better surface finish. *Journal of Materials Processing Technology*;170,3. p: 487-93.
- [4] Choudhury, S., Mangrulkar, K. (2000). Investigation of orthogonal turn-milling for the machining of rotationally symmetrical work pieces. *Journal of Materials Processing Technology*;99,1. p: 120-8.
- [5] Kopač, J., Pogačnik, M. (1997). Theory and practice of achieving quality surface in turn milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*;37,5. p: 709-15.
- [6] Savas, V., Ozay, C. (2008). The optimization of the surface roughness in the process of tangential turn-milling using genetic algorithm. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*;37,3-4. p: 335-40.
- [7] Uysal, E., Karaguzel, U., Budak, E., Bakkal, M. (2014). Investigating eccentricity effects in turn-milling operations. *Procedia CIRP*;14. p: 176-81.
- [8] Karaguzel, U., Uysal, E., Budak, E., Bakkal, M. (2016). Effects of tool axis offset in turn-milling process. *Journal of Materials Processing Technology*;231. p: 239-47.
- [9] Karaguzel, U., Bakkal, M., Budak, E. (2012). Process modeling of turn-milling using analytical approach. *Procedia CIRP*;4. p: 131-9.
- [10] Comak, A., Altintas, Y. (2017). Mechanics of turn-milling operations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*.

4th SESSION

ZİRKONYUM ESASLI KALIN CAMSI METALİN TAŞLANMASINDA KESME SICAKLIKLARI VE ENERJİ PAYLAŞIMI

Azmi Timur^a, İlker Karipçin^b, Umut Karagüzel^c, Ali Taner Kuzu^d ve Mustafa Bakkal^e

a, İstanbul Teknik Üniversitesi, Makina Fakültesi, İstanbul/Türkiye, timura@itu.edu.tr

b, Karipçinler Makina Ltd. Şti, Manisa/Türkiye, ikaripcin84@yahoo.com

c, Işık Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü, İstanbul/Türkiye, umut.karaguzel@isikun.edu.tr

d, Arçelik A.Ş., Ar-Ge Merkezi İstanbul/Türkiye, atkuzu@yahoo.com

e, İstanbul Teknik Üniversitesi, Makina Fakültesi, İstanbul/Türkiye, bakkalmu@itu.edu.tr

Özet

Bu çalışmada talaşlı imalat işlemleri arasında özgül enerjinin en yüksek olduğu ve ısıyla ilgili problemlerin en çok yaşandığı “taşılama” işleminin farklı taş ve işleme parametrelerinin zirkonyum esaslı Kalın Camı Metal’in [KCM] amorf yapısına metalürjik etkileri, meydana gelen taşılama sıcaklıkları, enerjinin ne kadarının KCM’ye geçtiği araştırılmıştır. Seçilen alaşım Vitreloy 105 ticari ismine sahip ve $Zr_{52.5}Ti_5Cu_{17.9}Ni_{14.6}Al_{10}$ bileşimindeki Zr-esaslı KCM’dir. 6.35 mm çapa sahip dairesel kesitli Zr-esaslı KCM çubukların yüzey ve yüzey altı sıcaklıkları gömme termokupl yöntemi ile ölçülmüş ve ardından içyapı X-ışını difraksiyonu ile analiz edilmiştir. Bunların yanında iş parçasına ısı şeklinde geçen enerjinin taşılama sırasında harcanan toplam enerjiye oranı olarak ifade edilen enerji paylaşımı hesaplanmıştır. Bu hesaplarda kullanılmak üzere kuvvet ölçümü de yapılmıştır. İlerleme hızı ve paso kalınlığı sabit tutularak farklı kesme hızında taşılama testleri yapılmıştır. Sabit kesme hızı ve paso kalınlığında ve farklı ilerleme hızında yapılan testlerde sıcaklıkların değişimi farklı bir eğilim göstermiştir. Daha sonra kesme hızı ve ilerleme hızı sabit tutulup paso kalınlığı artırılmıştır. Bütün bu deneylerde CBN aşındırıcılı taş kullanılırken, aşındırıcı malzemesinin sıcaklıklara olan etkisini görebilmek için son olarak CBN yerine Al_2O_3 aşındırıcılı taş kullanılarak bir test daha yapılmıştır. Bütün taşlanan numunelerde X-ışını difraksiyonu analizi yapılarak kristalleşme olup olmadığı belirlenmiş ve sonuçlar ölçülen sıcaklıklarla ilişkilendirilmiştir. Son olarak bütün testler için enerji paylaşımı değerleri hesaplanmıştır ve bu değerlerin kesme parametreleri ve aşındırıcı malzemesiyle değişimi incelenmiştir.

Anahtar kelimeler: Taşılama, Kalın Camı Metal, Kesme Parametreleri

CUTTING TEMPERATURES AND ENERGY PARTITION IN GRINDING OF ZR-BASED BULK METALLIC GLASS

Abstract

In the study, metallurgical effects of different wheel materials and cutting parameters in the grinding process of the amorphous-state Zr-based BMG which has high specific energy and problems related with heat, on grinding temperatures and the energy partition were investigated. Selected alloy is Zr-based BMG which has a composition of $Zr_{52.5}Ti_5Cu_{17.9}Ni_{14.6}Al_{10}$. Surface and subsurface temperatures of the Zr-based BMG which has a circular cross section and a diameter of 6.35 mm were measured by using embedded thermocouple method. Besides, energy partition was calculated by using moving heat source model and temperature matching method. For using in the calculations forces were measured using piezoelectric dynamometer. In the tests it is seen that the temperatures in the workpiece show different trends when changing one of the parameters of the cutting speed, feedrate and dept of cut while keeping the other two parameter constant. The tests were performed with CBN grinding wheel and one additional test was performed by using Al_2O_3 grinding wheel in order to see the effect of abrasive type. It was also determined whether crystallization occurred in all of the ground samples by performing X-ray diffraction and the results were related with the measured temperatures. Finally, energy partition values for all of the tests were estimated and the change of energy partition with the cutting parameters and the abrasive type was examined.

Keywords: Grinding, Bulk Metallic Glass, Cutting Parameters

1 Giriş

Camsı metaller kristal yapılı geleneksel metallerin aksine amorf bir içyapıya sahiptirler ve bu yapı sıvı haldeki cam yapıcı alaşımı çok hızlı soğutma yoluyla elde edilmektedir. Bu yapı yarı karardır ve ısı aktivasyon ile daha kararlı olduğu kristal yapıyı oluşturma eğilimindedir. Kristalleşme hızlı soğuma ile engellenirse, atomlar rastgele bir düzen oluşturmaktadırlar ve oluşan son yapı camsı metal adını almaktadır. Camsı metaller, eğer kalınlıkları 1 mm'den daha büyük olursa kalın camsı metal (KCM) olarak adlandırılmaktadırlar. Camsı metaller atomik ölçekte düzensiz bir yapıya sahip metal malzemelerdir ve tane sınırları yoktur. Araba motorlarından golf sopalarına kadar geniş yelpazede kullanılabilen KCM türevleri, sahip oldukları mekanik, manyetik ve elektriksel özellikler sayesinde askeri, uzay-havacılık, medikal, otomotiv, tüketici ürünleri ve daha birçok alandaki uygulamalarda da büyük potansiyele sahiptirler.

Çeşitli yöntemlerle şekillendirilen metalleri nihai boyut ve geometrilerine getirmek için talaşlı imalat yöntemleri kullanılmaktadır. Geleneksel metallerin talaşlı işlenebilirliklerinin belirlenmesi üzerine çok fazla sayıda çalışma yapılmışsa da literatürde bugüne kadar kalın camsı metallerin talaşlı işlenebilirlikleri üzerine yapılmış sınırlı sayıda çalışma mevcuttur. Yapılan bir çalışmada Zr-esaslı kalın camsı metal 0,38 m/s, 0,76 m/s ve 1,52 m/s kesme hızlarında tormalanmıştır [1]. 0,76 ve 1,52 m/s kesme hızlarında talaşlı işleme sırasında sıcaklıklar 2700° K civarı ölçülmüştür. Yapılan SEM analizleri ve X-ışını difraksiyonu analizleri sonucunda bu hızlarda kesme sonucunda elde edilip incelenen talaşların dışında bir ZrO₂ katmanının, iç kısmında ise kristalleşmenin olduğu gözlemlenmiştir. Bunun ise kesme hızının eşik bir değerin üstüne çıkması sonucunda talaş sıcaklıklarının yüksek olmasına, bunun da oksitlenmeye yol açtığı ve bu ekzotermik oksitlenme reaksiyonunun ise 2700°K civarı sıcaklıklara ve beraberinde ışık yayılmasına ve talaşın iç kısmında kristalleşmeye yol açmasına sebep olduğu sonucuna varılmıştır. İşlenen iş parçası yüzeyinde düşük ısı iletkenlik sebebiyle sıcaklıkların çok yükselmediği ve sonuçta herhangi bir oksitlenme ya da kristalleşmenin olmadığı görülmüştür.

Bir diğer çalışmada Zr-esaslı kalın camsı metalde delik delme sırasında oluşan ışık yayılması, talaş morfolojisi, çapak oluşumu ve işlenen yüzeyin durumu, kesme parametrelerini, takım malzemesini ve takım çapını değiştirerek incelenmiş ve çıkan sonuçlar paslanmaz çelikten yapılan iş parçasından elde edilen sonuçlarla karşılaştırılmıştır [2]. Kesme hızını arttırmanın ve ilerleme hızını düşürmenin oluşan ısıyı arttırdığı ve bu sayede ışık yayılmasını da arttırdığı görülmüştür. WC matkabın HSS matkaba göre 4 kat fazla ısı iletkenliğe sahip olmasından dolayı ısının büyük kısmı talaş yerine takıma geçmiş ve bu da ışık yayılmasını azaltmıştır. Delik delme işlemi sonucunda elde edilen talaşlar incelendiğinde diğer metallerde görülen talaş tipleri dışında kalın camsı metale özgü uzun bükülmüş şerit talaş olduğu görülmüştür.

Taşıma işlemi diğer talaşlı imalat yöntemleriyle karşılaştırıldığında oldukça yüksek enerji girdisine sebep olmaktadır. Taşıma sırasında harcanan bu yüksek enerji miktarı yüksek sıcaklıklara yol açmaktadır [3]. Bu sebepten ötürü taşıma işleminin ısı analizi oldukça yüksek bir önem taşımaktadır ve bu amaçla çok sayıda çalışma gerçekleştirilmiştir. Ancak başta çelik olmak üzere birçok geleneksel metalde yapılan bu çalışmaları yeni bir malzeme ailesi olan kalın camsı metallerde yeterli oranda gerçekleştirilmemiştir.

Bu çalışmada Zr-esaslı kalın camsı metalin (Zr_{52,5}Ti₅Cu_{17,9}Ni_{14,6}Al₁₀) taşlanabilirliği ısı açıdan incelenmiştir. Bu amaçla KCM iş parçaları farklı parametrelerle taşlanmış ve bu sırada termokopul yardımıyla sıcaklıklar ölçülmüştür. Daha sonra bu ölçümler ve hareketli ısı kaynağı modeli kullanılarak iş parçasına geçen ısı miktarı belirlenmiştir. Ayrıca taşıma işleminin ısı açıdan incelenmesinde önemli bir yer tutan ve taşıma sırasında harcanan enerjinin iş parçasına ısı şeklinde geçen miktarı olarak ifade edilen enerji paylaşımı değerleri yapılan her test için ayrı ayrı hesaplanmıştır. Bunları yaparken kuvvet ölçümlerinden de faydalanılmıştır. Taşlanan KCM numunelerinin içyapıları X-ışını difraksiyonu ile incelenmiş ve içyapıda değişiklik olup olmadığı belirlenmiştir. Ayrıca bu sonuçlar sıcaklık ölçümleriyle birlikte karşılaştırılarak Zr-esaslı KCM'nin kristalleşmesi hakkında bazı çıkarımlar yapılmıştır.

2 Deneysel Çalışma

2.1 Malzeme

Kalın camısı metal malzemenin taşlanması sırasında oluşan sıcakların ölçülmesi ve malzemenin mikroyapısına etkilerinin araştırılması amacıyla yapılan bu çalışmada 6.35 mm çapında ve ark eritme yöntemiyle yüksek saflıkta üretilen $Zr_{52.5}Ti_5Cu_{17.9}Ni_{14.6}Al_{10}$ (yüzdelere ağırlıkça verilmiştir) bileşimine sahip Zr-esaslı kalın camısı metal malzeme kullanılmıştır. Dairesel kesitli Zr-esaslı KCM çubuklar, işleme sırasında tutucu ve sıcaklık ölçme sistemine uygun olarak değişik boylarda su soğutmalı elmas disk ile kesilmiştir

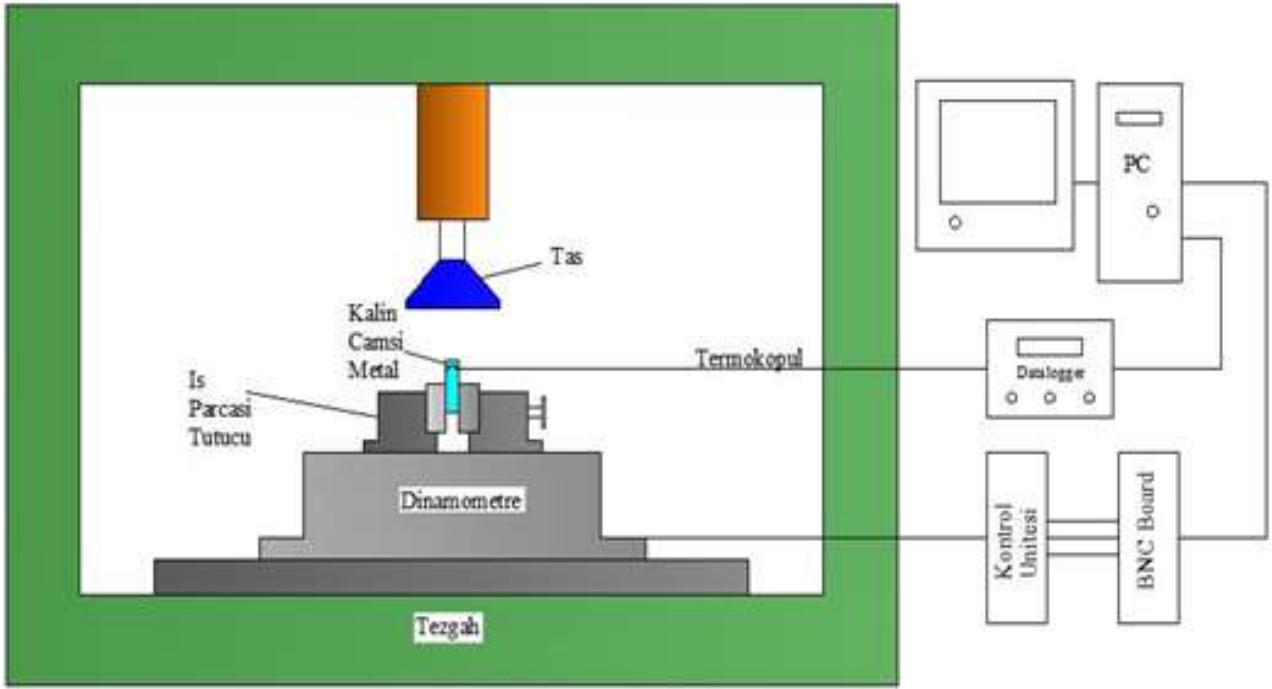
2.2 Satış Taşlama İşlemi Test Düzenegi

Bütün satış taşlama testleri CNC kontrollü dik işleme merkeziyle gerçekleştirilmiştir. Mevcut taşlama tezgahına uygun olarak satış taşlama deneylerinde çanak taşlar kullanılmıştır. Testlerde, CBN ve Al_2O_3 aşındırıcı taşlar kullanılmıştır. Bu taşlara ait boyutlar ve diğer özellikleri Tablo 1’de verilmiştir. Taşlama işleminde önemli bir faktör olan düzeltme ve bilenme işlemleri de yine araştırmalar ve öncü deneylerden edinilen tecrübe ışığında gerçekleştirilmiştir. Bunlardan CBN taşlar önce tek ağızlı elmas düzeltme takımı ile düzeltilmiş, daha sonra Al_2O_3 çubuk ile bilenmiştir. Al_2O_3 aşındırıcı taşlar ise tek ağızlı takım ile bilenmiştir. Test düzeneginin şematik resmi Şekil 1’de gösterilmiştir.

CBN Taşın Özellikleri		Al_2O_3 Taşın Özellikleri	
Dış Çap (mm)	100	Dış Çap (mm)	80
İç Çap (mm)	88	İç Çap (mm)	60
Tane Boyutu	B91	Tane Boyutu	100
Konsantrasyon	100	Yapı Numarası	5
Bağ Malzemesi	Reçine	Bağ Malzemesi	Vitrifiye

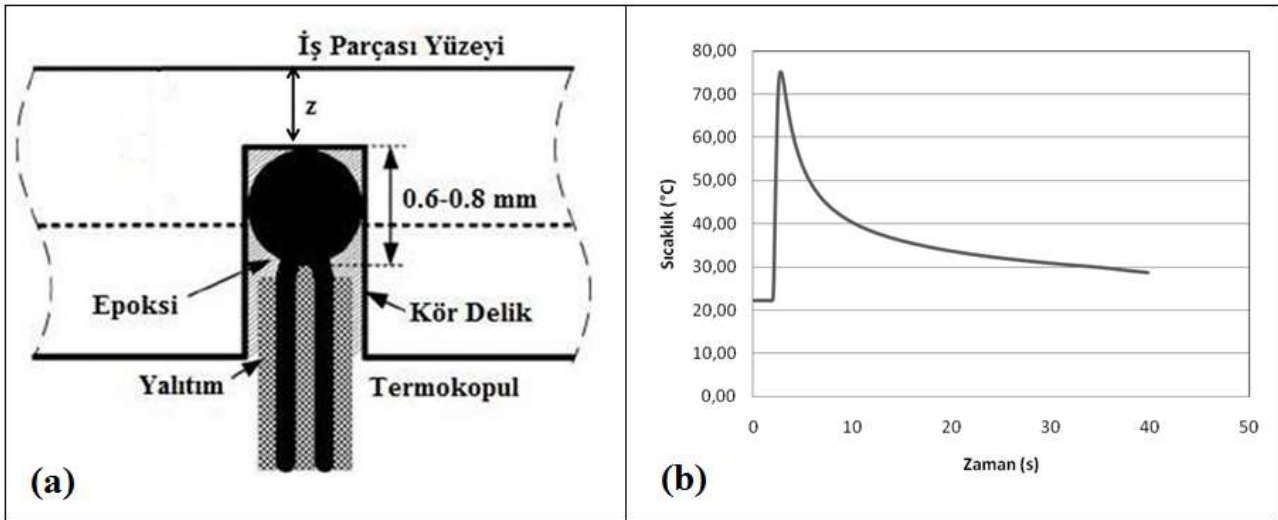
Tablo 1: Taşlama testlerinde kullanılan CBN ve Al_2O_3 taşların özellikleri

Kesme sırasında harcanan enerjinin belirlenmesinde kullanılmak üzere normal (F_n) ve teğetsel (F_t) kuvvetler ölçülmüştür. Bu ölçümler piezoelektrik kuvvet dinamometresi ile gerçekleştirilmiş ve bilgisayar ortamında incelenmiştir.



Şekil 1: Deney düzeneğinin şematik resmi.

Yüzey ve yüzey altı taşlama sıcaklıklarının ölçülmesinde gömülü termokopul yöntemi kullanılmıştır. Sıcaklık ölçümünde K-tipi bir termokopul kullanılmıştır. Termokopuldan alınan veriler datalogger'a iletilmiş ve bilgisayara aktarılmıştır. Bu yöntemde sıcaklığı ölçülecek malzemenin alt yüzeyinden yüzeye belirli bir mesafeye kadar (1.5-2mm) kör delik açılmaktadır. Daha sonra termokopul bu deliğe deliğin alt yüzeyi ile temas edecek şekilde yerleştirilmektedir (Şekil 2a). Taşlama sırasında termokopulun sabit kalması için deliğe sıvı haldeki epoksi enjekte edilmekte ve katılaşması için bir süre beklenmektedir. Epoksi katılaşır sertleştikten sonra taşlama işlemine başlanmakta ve bu sırada termokopul yardımıyla ölçülen sıcaklıklar kaydedilmektedir.



Şekil 2: (a) Gömülü termokopul yöntemi şematik resmi, (b) Şekil 4.8 : Bir taşlama pasosu sırasında sıcaklığın zamanla değişimi.

Her hangi bir pasodaki sıcaklıkların zamanla değişimi Şekil 2b'de görüldüğü şekildedir. Taş iş parçasına temas etmeye başladıktan sonra sıcaklıklar artmaya başlamakta ve bir maksimum değere ulaştıktan sonra giderek düşmektedir. Her bir paso sonunda iş parçasının tamamen soğuması için bir süre beklendikten sonra

bir sonraki paso kesilmektedir. Her pasoda yüzeye biraz daha yaklaşıldığı için ölçülen maksimum sıcaklık değerleri artmaktadır. Termokopul deliği taşlama sonucunda yüzeye çıkmaktadır ve devam eden taşlama işlemi sırasında iş parçası yüzeyi ile birlikte yüzey malzemesinin plastik deformasyon ile sıvandığı termokopul da taşlanmaktadır. Bu sırada artan paso sayısı ile birlikte ölçülen maksimum sıcaklık yaklaşık sabit bir değere ulaşmaktadır. Bu sıcaklık değeri yüzey sıcaklığı olarak alınmaktadır. Taşlamaya devam edildikçe termokopulun küçülmesine bağlı olarak sıcaklıklar giderek düşmektedir. Bunun devamında termokopulun tamamen kesilip uçları arasındaki bağlantının kopması sonrasında herhangi bir sıcaklık verisi alınamamaktadır. Bu noktada taşlama işlemi bitirilmektedir.

Bu çalışmada sıcaklık etkisinin incelenmesinin nedeni iş parçasının sahip olduğu 4 W/mK'lik düşük ısı iletkenlik katsayısıdır. Malzemenin cam geçiş sıcaklığı (T_g) 399°C ve kristalleşme sıcaklığı (T_x) 445°C'dir. KCM'yi diğer malzeme gruplarından ayıran fiziksel, kimyasal ve mekanik özelliklerini taşlama sonrası da koruyabilmesi ancak işlem sırasında amorf içyapının bozulmasına sebep olacak bu sıcaklıkların altında kalınması ile sağlanabilir.

2.3 Deney Tasarımı

Zr-esaslı kalın camsı metal için amorf mikroyapının korunduğu ve istenilen yüzey kalitesini veren kuru taşlama parametrelerinin belirlenmeye çalışıldığı bu çalışmada kesme hızı, ilerleme hızı, paso kalınlığı ve taş malzemesi gibi bazı önemli taşlama parametrelerin etkileri incelenmiştir.

Yapılan literatür araştırması sonucunda CBN'nin ısı iletkenlik katsayısının Al_2O_3 'ye göre yaklaşık 15 kat daha büyük olduğu, bunun ise oluşan ısının Al_2O_3 'e göre daha yüksek miktarının CBN taşla geçmesine yol açtığı ve böylece iş parçasının sıcaklığının daha az artmasına sebep olduğu görülmüştür. Bu yüzden taş malzemesi etkisi hariç diğer parametrelerin belirleneceği testlerde CBN taş kullanılmasına karar verilmiştir. En son taş malzemesinin etkisini görmek için Al_2O_3 taş kullanılarak bir deney daha yapılmıştır.

İlk olarak yapılan öncü deneylere literatürde KCM'nin taşlanması ile alakalı her hangi bir veri olmadığı için çelikler için kullanılmakta olan parametreler ile başlanılmıştır. Ancak başta kesme hızı olmak üzere kullanılan bu parametrelerin KCM'nin taşlanmasında uygun olmadığı yapılan sıcaklık ölçümleri ve X-ışını difraksiyonu incelemeleriyle görülmüştür. Ayrıca bu parametreler kullanılarak yapılan taşlama işleminde ışıık gözlemlenmiştir. Bu ise daha önce yapılmış olan tornalama işlemindeki gibi oluşan yüksek sıcaklıklar sonucunda meydana gelen ekzotermik oksitlenme reaksiyonun bir sonucudur [1]. KCM'nin içyapısının amorf tan kristale dönüşmesine yol açan yüksek sıcaklıklara özellikle kesme hızının sebep olduğu belirlenmiş ve bundan sonraki deneylere düşük kesme hızlarıyla devam edilmiştir. Kesme hızının etkisinin görülmesi ve camsı metalin kristalleşme sıcaklığı civarında sıcaklıklara yol açan kritik kesme hızının belirlenebilmesi için ilk olarak kesme hızı değiştirilmiştir. Daha sonra ilerleme hızı, paso derinliği ve kullanılan taşlama taşının malzemesi değiştirilmiştir. Bütün yapılan testler Tablo 2'de verilmiştir.

Deney Numarası	Ana mil hızı (dev/dak)	Kesme Hızı (m/s)	İlerleme Hızı (mm/dak)	Paso Kalınlığı (mm)	Aşındırıcı Malzemesi	Soğutucu
1	1000	5,24	2000	0,01	CBN	Kuru
2	2000	10,47	2000	0,01	CBN	Kuru
3	2500	13,09	2000	0,01	CBN	Kuru
4	2000	10,47	1000	0,01	CBN	Kuru
5	2000	10,47	4000	0,01	CBN	Kuru
6	1000	5,24	2000	0,015	CBN	Kuru
7	1250	5,24	2000	0,01	Al ₂ O ₃	Kuru

Tablo 2: Yapılan taşlama testleri.

Geleneksel aşındırıcıların aşınma ile körleşmesi ve aşınma düzlüklerinin alanının artması ile kuvvetlerin de artması, ayrıca taneler arası boşluklara kopan işparçalarının dolması ve bunun sonucunda taşın tıkanması da taşlama işlemini etkilemektedir. Bu etkileri elimine etmek için deneylerde kullanılan Al₂O₃ aşındırıcılı taş her 10 pasodan sonra bilenmiştir. Ancak geleneksel aşındırıcılara göre çok daha sert olan CBN aşındırıcılar çok daha yavaş aşınmaktadır. Düzeltme sonrasındaki yüksek kuvvetlerin olduğu geçiş bölgesi geçilip de kararlı rejime ulaşıldıktan sonra kuvvetler sabit kalmaktadır. Taşın formu da bir kez düzeltildikten sonra kolay kolay bozulmamaktadır. Bu sebeple deneylere başlamadan önce bir kere düzeltilen ve bilen CBN taş geçiş bölgesinin geçilmesi için önce sert bir çelik üzerinde kullanılmış ve kuvvetler sabitletince deneylere başlanmıştır. Daha sonra da düzenli olarak her 40 pasodan sonra bilenmiştir.

2.4 Sıcaklık Ölçüm Sonuçları ve Değerlendirilmesi

CBN taş ile 1000 dev/dak devirde, 2000 mm/dak ilerleme hızında ve 0.01mm paso derinliğinde kuru olarak gerçekleştirilen ilk deneyde ölçülen yüzey sıcaklığı yaklaşık 270°C'dir. Bu sıcaklık değeri deneylerde kullandığımız Zr-esaslı camlı metal numunenin 445°C olan kristalleşme sıcaklığının altındadır.

2000 dev/dak'a çıkartılan ikinci deneyde taş cinsi, ilerleme hızı ve paso kalınlığı değiştirilmemiştir. Bu taşlama işlemi sırasında yüzey sıcaklığı yaklaşık olarak 390°C olarak ölçülmüş olup yine kristalleşme sıcaklığı geçilmemiştir. İlerleme hızı ve paso kalınlığı değiştirilmeden 2500 dev/dak'a çıkılan işlemde yüzey sıcaklığı yaklaşık olarak 600°C olarak ölçülmüş olup bu defa kristalleşme sıcaklığı üzerine geçilmiştir.

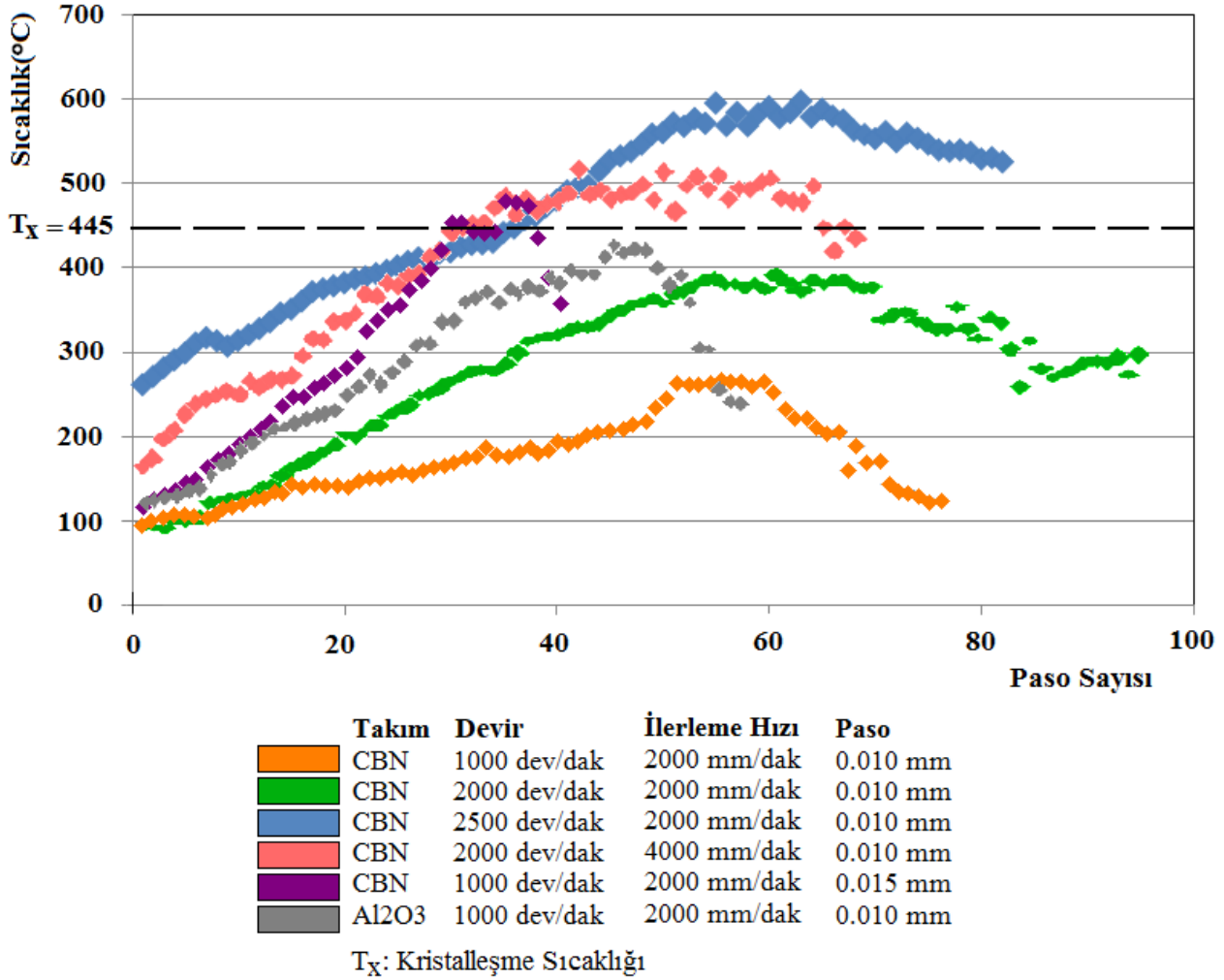
Bu ana kadar yapılan deneylerde ilerleme hızı ve paso derinliği değiştirilmeden kesme hızı artırılmıştır ve 1000 ve 2000 dev/dak'lık ana mil hızlarında sıcaklıkların kristalleşme sıcaklığının altında kaldığı ama 2500 dev/dak'lık ana mil hızında sıcaklığın kristalleşme sıcaklığının üzerine çıktığı belirlenmiştir.

2000 dev/dak devirde, 4000 mm/dak ilerleme hızında ve 0.01mm paso derinliğinde kuru olarak gerçekleştirilen deneyde yüzey sıcaklığı yaklaşık olarak 500°C olarak ölçülmüş olup kristalleşme sıcaklığı üzerine geçilmiştir.

Bundan sonra kesme hızı ve ilerleme hızı sabit tutularak paso kalınlığı değiştirilmiş ve bu sayede paso kalınlığının sıcaklık üzerindeki etkisi belirlenmeye çalışılmıştır. 1000dev/dak ana mil devir ve 2000mm/dak

ilerleme hızında paso kalınlığı 15 μ m'ye çıkarılmıştır. Yüzey sıcaklığı yaklaşık olarak 460°C olarak ölçülmüş olup kristalleşme sıcaklığı üzerine geçilmiştir.

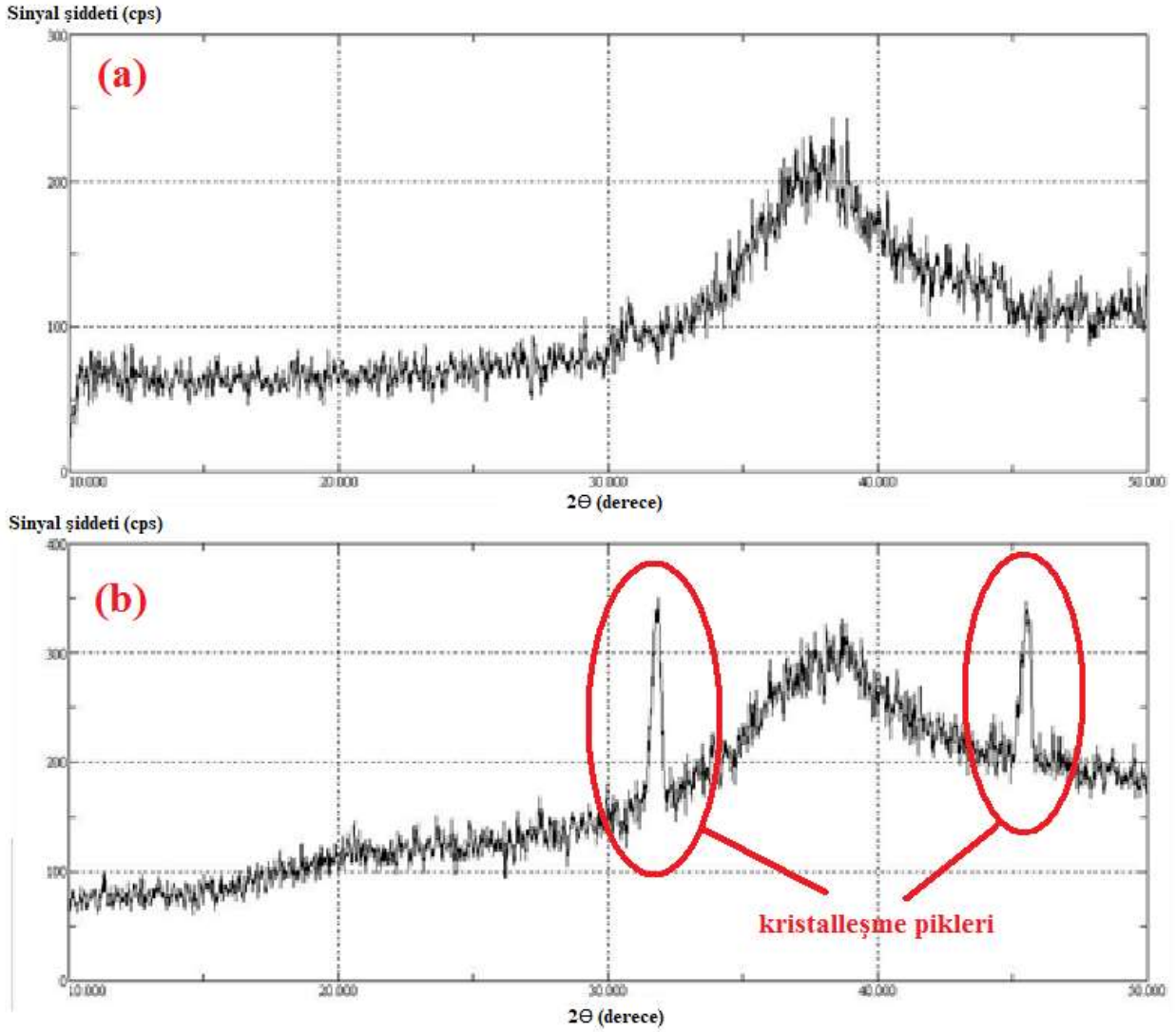
Aşındırıcı malzemesinin etkisini belirlemek için Al₂O₃ aşındırıcı taş ile 1000dev/dak devirde, 2000mm/dak ilerleme hızı ve 0.01mm paso kalınlığı ile taşlama yapıldığında ölçülen maksimum sıcaklık yaklaşık 415°C olmuştur. Bu ölçülen sıcaklık kristalleşme sıcaklığının altındadır.



Şekil 3: Deneylerde sıcaklıkların paso sayısına göre değişimi.

2.5 X-Işını Difraksiyonu Analizleri

Sıcaklık ölçümünün yanı sıra doğrulama amacıyla, taşlanan numunelerde kristalleşme olup olmadığı yapılan X-ışını difraksiyonu analizleriyle de incelenmiştir. Şekil 4'de görüldüğü gibi difraksiyon grafiğinde piklerin olması malzemede kristalleşmenin olduğunu göstermektedir. 1000 ve 2000dev/dak'lık devirde herhangi bir kristalleşme pikine rastlanmamıştır. 2500dev/dak'lık devirde ise yaklaşık 32° ve 45°'lerde iki adet kristal piki görülmüştür. Arka planda amorf faza ait geniş pik hala varlığını sürdürmektedir.



Şekil 4: Farklı ana mil hızlarında taşlanan numunelerin X-ışını difraksiyonu sonuçları
(a) 2000dev/dak (b) 2500dev/dak.

İki farklı ilerleme hızında taşlanan numunelerin X-ışını difraksiyonları incelendiğinde, 2000dev/dak'lık devirde ve 1000mm/dak'lık ilerleme hızında yapılan taşlama sonucunda yaklaşık 32° ve 45° 'de iki adet kristalleşme piki görüldüğü ancak ana milin hızı değiştirilmeden ilerleme hızı 4000mm/dak'ya çıkarıldığında her hangi bir kristalleşme piki görülmeyişi ve amorf faza ait geniş pik değişmeden kaldığı kaydedilmiştir.

1000dev/dak devir, 2000mm/dak ilerleme hızı ve 0.015mm paso kalınlığıyla taşlandığında burada da aynı derecelerde iki adet kristalleşme piki gözlenmektedir.

Al_2O_3 aşındırıcılı taş ile taşlanmış numunede her hangi bir kristalleşme izine rastlanmamıştır.

2.6 Enerji Paylaşımı Sonuçları ve Değerlendirilmesi

Taşlama işlemi sırasında iş parçasına geçen ısı miktarının belirlenmesi işlemin anlaşılabilmesi açısından oldukça önemlidir. İş parçasındaki sıcaklık artışı, iş parçasına geçen bu ısıyla doğrudan alakalıdır. İş parçasına ısı şeklinde geçen enerji miktarının taşlama sırasında harcanan toplam enerjiye oranına “enerji paylaşımı” (energy partition) adı verilmektedir. Enerji paylaşımının belirlenebilmesi için iş parçasındaki taşlama sıcaklığı dağılımı klasik “hareketli ısı kaynağı teorisi” ile hesaplanmaktadır. Daha sonra bu

hesaplanan sonuçlar ölçülen sıcaklık değerleriyle birleştirilerek taşlama sırasında harcanan enerjinin iş parçasına ısı şeklinde geçen miktarı bulunmaktadır.

Taşlama işleminde kullanılan hareketli ısı kaynağı modelinde, taşlamada harcanan enerjinin tamamının taş ile iş parçası arasındaki temas bölgesinde ısıya dönüştürüldüğü kabul edilmektedir. İş parçasındaki sıcaklık dağılımı hesaplanırken sanki kararlı hareketli ısı kaynağı modeli kullanılmaktadır [4].

Deney No	Ölçülen Maksimum Sıcaklık (°C)	Taşlama Sırasında Harcanan Güç (W)	Özgül Enerji (J/mm ³)	Taşlama Bölgesindeki Isı Akısı (W/m ²)	Enerji Paylaşımı (ε)	İş Parçasına Geçen Isı Akısı (W/m ²)
1	270	167,55	79,16	6981	0,16	1116,96
2	390	180,12	85,10	7505	0,2	1501
3	600	187,19	88,43	7799	0,33	2573,67
4	500	251,33	59,37	10470	0,32	3350,4
5	400'den çok	-	-	-	-	-
6*	460	198,97	62,67	8290	0,26	2155,4
7**	415	209,44	98,95	6613	0,27	1785,51

*Bu testte paso kalınlığı 0,01 yerine 0,015'dir.

**Bu testte CBN yerine Al₂O₃ aşındırıcılı taş kullanılmıştır.

Tablo 3: Yapılan taşlama testleri.

3 Sonuç ve Öneriler

KCM'nin CBN aşındırıcılı taş ile taşlanması sırasında ilk olarak 3 farklı kesme hızında sıcaklık ölçümü yapılmıştır. Çalışmanın bu kısmında ilerleme hızı 2000mm/dak olarak seçilmiş ve sabit tutulmuştur. Ölçümler kesme hızının artmasıyla sıcaklıkların arttığını göstermiştir. 1000dev/dak ve 2000dev/dak'lık devirde yapılan taşlama işleminde ölçülen sıcaklıklar kristalleşme sıcaklığının altında iken 2500dev/dak'lık ana mil hızıyla yapılan taşlama işleminde sıcaklıklar kristalleşme sıcaklığının üzerine çıkmıştır. Yapılan X-ışını difraksiyonu analizleri de bu durumu kanıtlamıştır. Düşük kesme hızlarında her hangi bir kristalleşme piki görülmezken, yüksek kesme hızında iki adet kristalleşme piki görülmüştür.

Bu deney sonuçları göz önünde bulundurularak kristalleşmenin olmadığı en yüksek devir olan 2000dev/dak sabit tutularak ilerleme hızı değiştirilmiştir. 2000dev/dak devir ve 2000mm/dak ilerleme hızıyla yapılan taşlama deneyine ilave olarak 1000mm/dak ve 4000mm/dak'lık ilerleme hızlarında deneyler gerçekleştirilmiştir. Ölçülen sıcaklıklar 2000mm/dak'lık ilerleme hızında en düşük değeri (270°C) alırken, ilerleme hızının artırılmasıyla ve azaltılmasıyla sıcaklıklar artmış ve kristalleşme sıcaklığının üzerine çıkmıştır. İlerleme hızının 2000'den 4000'e çıkarken sıcaklıkların artması daha agresifleşen işleme koşullarına bağlanmıştır. İlerleme hızının 2000'den 1000'e düşerken artması ise taşın iş parçası üzerinde daha uzun süre kalması ve bu yüzden iş parçasına daha fazla ısı girdisi olması ile açıklanmıştır.

Yapılan X-ışını difraksiyonu analizleri düşük ilerleme hızında kristalleşmenin olduğunu göstermiştir. Ancak sıcaklıklar kristalleşme sıcaklığının üzerine çıkmasına rağmen yüksek ilerleme hızında amorf yapı değişmeden kalmıştır. Bu ise kristalleşmenin gerçekleşmesi için sadece sıcaklıkların yeterli seviyeye gelmesinin yeterli olmadığını, aynı zamanda dönüşüm için sürenin de yeterli olması gerektiğini göstermiştir. Çünkü bu yüksek ilerleme hızında taş iş parçası üzerinde çok kısa bir süre kalmakta ve bu kısa sürede amorf yapıdan kristal yapıya dönüşüm mümkün olmamaktadır. Paso kalınlığı değiştirilerek yapılan deneylerde daha agresif hale gelen taşlama koşullarına bağlı olarak taşlama sıcaklıklarının arttığı görülmüştür. Kristalleşme sıcaklığının üzerine çıkan sıcaklıklar nedeniyle X-ışını difraksiyonu grafiklerinde kristal piklerine rastlanmıştır.

İlk 5 testte CBN aşındırıcılı taş kullanılmıştır. Aşındırıcının CBN olarak seçilmesinde CBN'nin Al_2O_3 'e göre 15 kat daha büyük olan ısı iletkenlik katsayısı etkili olmuştur. Bu sayede CBN kullanılarak yapılan taşlama işleminde Al_2O_3 'e göre daha fazla ısı taşa geçecek ve böylece iş parçasının sıcaklığı daha az yükseleceği düşünülmüştür. Nitekim yapılan deneylerle bu durum kanıtlanmıştır. Al_2O_3 kullanılarak yapılan taşlama işleminde iş parçası sıcaklıkları CBN kullanılarak yapıldığına göre daha yüksek çıkmıştır. Ancak kullanılan düşük parametrelere bağlı olarak sıcaklıklar kristalleşme sıcaklığının altında kalmış ve malzemenin amorf yapısı değişmemiştir.

Diğer talaşlı imalat yöntemlerine göre çok daha fazla enerji girdisinin olduğu taşlama işleminin ısı yönlerinin incelenmesinde enerji paylaşımı değerinin belirlenmesi de önem arz etmektedir. Çünkü iş parçasındaki sıcaklık artışı, taşlama sırasında harcanan enerjiyle bu enerjinin iş parçasına ısı şeklinde geçen miktarının yani enerji paylaşımı değerinin çarpımıyla doğru orantılıdır. Enerji paylaşım değerlerinin belirlenmesi ile farklı koşullarda iş parçasına geçen enerjinin nasıl değiştiğinin anlaşılması mümkün olmaktadır. Bu çalışmada bu nedenle enerji paylaşımı değerleri de hesaplanmıştır. Bulunan sonuçlar kesme hızı ve ilerleme hızının artmasıyla enerji paylaşımının arttığını göstermiştir. Ayrıca kalın camlı metal için bulunan enerji paylaşımı değerleri çeliklerle kıyaslandığında oldukça düşüktür. Bu ise kalın camlı metalin düşük iletkenlik katsayısına sahip olmasındadır. Bu nedenle taşlama bölgesindeki ısının büyük kısmı yüksek ısı iletkenliğe sahip aşındırıcılara geçerken, daha az kısmı iş parçasına geçmektedir.

Sonuç olarak kalın camlı metallerin taşlama sıvısı kullanılmadan taşlanması sırasında kesme hızını arttırmak iş parçasının daha fazla ısınmasına yol açmaktadır. Çünkü kesme hızını arttırmak hem taşlama sırasında harcanan enerjiyi arttırmakta, hem de bu enerjinin iş parçasına geçen miktarını arttırmaktadır. Bu nedenle kesme hızını çok yüksek tutmamak iş parçasının yapısının bozulmamasını sağlamak açısından faydalıdır. Ancak ilerleme hızının değişimi sıcaklıkları ve içyapıyı farklı etkilemektedir. İlerleme hızını çok düşük seçmek taş ile iş parçasının uzun süre temasta kalmasına ve bu sebepten de iş parçasına daha uzun süre ısı akısının girmesine ve böylece iş parçasında sıcaklıkların yükselmesine sebep olmaktadır. Ayrıca iş parçasının yüksek sıcaklıklara uzun süre maruz kalması iş parçasında kristal fazların oluşumu için yeterli zamanı sağlamakta ve böylece ilerleme hızının düşük olması içyapıyı olumsuz etkilemektedir. Ancak ilerleme hızını çok yükseltmek de sıcaklıkların yükselmesine neden olmaktadır, fakat taşın iş parçasıyla teması çok kısa sürdüğü için bu sırada sıcaklıklar kristalleşme sıcaklığını geçse bile kristal fazların oluşumu bu kısa sürede gerçekleşmemektedir. Bu çalışmada kullanılan ilerleme hızlarından 2000mm/dak'lık ilerleme değerinde sıcaklıkların en düşük seviyede olduğu görülmüştür. Paso kalınlığını arttırmak da kesme hızıyla aynı sebeplerden ötürü sıcaklıkları arttırmakta ve amorf yapıyı olumsuz etkilemektedir. Literatürde de daha önce belirtildiği üzere Al_2O_3 'e göre daha yüksek ısı iletkenlik katsayısına sahip CBN aşındırıcılı taşları kullanmak bu tarz sıcaklığa duyarlı malzemelerin taşlanması daha uygun olduğu da görülmüştür. Yapılan testler içinde 100mm çapa sahip CBN aşındırıcılı taş ile ve 2000dev/dak ana mil hızı, 2000mm/dak ilerleme hızı ve 0,01mm paso kalınlığı en uygun taşlama parametreleri olarak belirlenmiştir. Ancak burada parametrelerin uygun olup olmadığı kalın camlı metalin içyapısı göz önüne alınarak değerlendirilmiştir. Bunun dışında bu değerlendirmeyi yaparken taşlanan yüzeyin pürüzlülüğü ve morfolojisi ile taşlama kuvvetleri de göz önüne alınmalıdır. Ayrıca bu çalışmadaki bütün testlerde kuru çalışılmıştır ve bu

parametreler kuru taşlama için geçerlidir. Taşlama sıvıları kullanılması ile taşlama sıvısının taşlama bölgesindeki ısıyı uzaklaştırması sonucunda içyapı bozulmadan daha yüksek talaş kaldırma hızlarına çıkmak mümkün olabilecektir.

4 Kaynakça

- [1] Bakkal, M., Liu, C.T., Watkins, T.R., Scattergood, R.O. and Shih, A.J., 2004. "Oxidation and crystallization of Zr-based bulk metallic glass due to machining", *Intermetallics*, sayı 12, s. 195–204.
- [2] Bakkal, M., Shih, A.J., McSpadden, S.B. and Scattergood, R.O., 2005. "Thrust force, torque, and tool wear in drilling of bulk metallic glass", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, sayı 45.
- [3] Malkin, S. and Guo, C., 2007. "Thermal Analysis of Grinding", *Annals of CIRP*, sayı 56/2, s. 760-782.
- [4] Shen, J.Y., Zeng W.M., Huang, H., and Xu, X.P., 2002. "Thermal aspects in the face grinding of ceramics", *Journal of Materials Processing Technology*, sayı 129, s. 212.

ŞEKİL HAFIZALI NiTi ALAŞIMIN MİKRO FREZELENMESİNDE KRİTİK TALAŞ KALINLIĞININ BELİRLENMESİ

Kubilay ASLANTAŞ¹, Yusuf KAYNAK²

¹Afyon Kocatepe Üniversitesi Teknoloji Fakültesi Makine Mühendisliği,
ANS Kampüsü, 03200 Afyonkarahisar, Türkiye

²Marmara Üniversitesi Teknoloji Fakültesi Makine Mühendisliği,
Göztepe Kampüsü, Kadıköy, 34722 İstanbul, Türkiye

Özet

Şekil hafızalı alaşımlar (SHA), benzersiz özelliklerinden dolayı biyomedikal alanda yaygın şekilde kullanılmaktadır. Bu alaşımlar arasında, NiTi alaşımları en çok kullanılan malzemelerdir. Bu alaşımları şekillendirmek için kullanılan bir yöntem de talaşlı imalat tekniğidir. NiTi alaşımları mekanik olarak kesilmek zorunda kalıyorsa, kristal kafes yapısı değişebilir ve faz dönüşümü meydana gelebilir. Bu doğal olarak kesme kuvvetlerini ve takım ömrünü etkiler. Bu çalışmada, kritik talaş kalınlığı, NiTi alaşımının mikro kesme koşulları altında frezelenmesiyle deneysel olarak belirlenmiştir. Bunun için, yüksek hassasiyette ve yüksek kesme hızlarında kesme yapabilen bir deney düzeneği kullanılmıştır. Çalışmada, geniş bir aralıkta diş başına düşen ilerleme değeri ve talaş derinliği kullanılmıştır. Çalışmada çıktı parametreleri olarak kesme kuvvetleri, yüzey pürüzlülüğü ve çapak oluşumu göz önüne alındı. Çalışmanın sonunda kritik talaş kalınlığı, daha iyi yüzey kalitesi ve daha az çapak oluşumu açısından belirlenmiştir. Ayrıca kritik talaş kalınlığının, diş başına düşen ilerleme değeri ve kesme derinliği ile nasıl değiştiğini de gösterilmiştir.

Anahtar kelimeler: Mikro frezeleme, NiTi alaşım, Şekil hafızalı alaşım, kritik talaş kalınlığı

DETERMINATION OF CRITICAL CHIP THICKNESS DURING MICRO MILLING OF NITI SHAPE MEMORY ALLOYS

ABSTRACT

Shape memory alloys (SMA) are widely used in the biomedical field due to their unique properties. Among these alloys, NiTi alloys are the most widely used. Machining process is one of the techniques to form these materials. If the NiTi alloys are mechanically forced to be cut, the crystal lattice structure can change and thus phase transformation can occur. This naturally affects cutting forces and tool life. In this study, the critical chip thickness is experimentally determined by milling the NiTi alloy under micro cutting conditions. For this, an experimental setup with high precision and cutting at high cutting speeds was used. A wide range of depth of cut and feed per tooth were used in the study. Cutting forces, surface quality and burr formation were taken into account as output parameters in the study. At the end of the work, critical chip thickness is determined for better surface quality and less burr formation. It also shows how the critical chip thickness changes with the feed per tooth and depth of cut.

Key Words: Micro milling, NiTi alloy, Shape memory alloy, Critical chip thickness

1. Giriş

Şekil hafızalı NiTi alaşımlar son yıllarda endüstride karşılaşılan problemlerin çözümü için önemli bir alternatif oluşturmaktadır. Bu alaşımların sahip oldukları özellikler endüstri için önemli fırsatlar sunmaktadır. Özellikle bu malzemelerin bio uyumluluğu, süper elastik bir yapıya sahip olması ve şekil hafızalı özelliği biyomedikal alanında bu malzemeyi benzersiz kılmaktadır [1-2]. NiTi alaşımlarının en dikkat çeken özelliği şekil hafızalı bir yapıya sahip olmasıdır. Çift yönlü martenzitik bir dönüşümün neden olduğu bu özellik, ısı, gerilme ve manyetik alan etkisi altında aktif hale gelmektedir. Bu sayede endüstride aktivatör olarak önemli bir fonksiyonu yerine getirmektedir [2].

NiTi alaşımından endüstrinin ihtiyacı olan fonksiyonel ekipmanların üretilmesi ve uygulanan üretim prosesinin verimliliği önemli bir konudur. Bunun için kullanılan üretim yöntemlerinin genellikle alışılmamış imalat yöntemleri (Lazerle mikro kesme, elektro erezyon, ultrasonik elektro erezyon, mikro işleme, su jeti ile kesme gibi) olduğu dikkat çekmektedir [3-6]. Talaşlı imalat yöntemlerinin bu malzemenin şekillendirilmesinde kullanımı, malzemenin sahip olduğu mekanik özelliklerden dolayı oldukça kısıtlıdır. Çünkü malzeme yüksek bir sünekliğe sahip ve şekil değiştirme sertleşmesine yatkın bir malzemedir. Bu durum takım ömrü üzerinde ve işlenen yüzeyin kalitesi üzerinde olumsuz bir etkisi vardır [7]. Bunun yanı sıra, şekil hafızalı özelliği malzemenin imalat sırasında değişken bir elastisite modülüne sahip olmasını sağlamaktadır. Bu durumda malzemenin işlenebilirliğini ve işlenen geometrinin ölçüsel hassasiyetini negatif etkilemektedir [6].

NiTi alaşımlar talaşlı işlenebilirliği boyunca maruz kaldıkları mekanik yükler ve kesme sırasında oluşan sıcaklık malzemedeki yüksek şekil değiştirme sertleşmesine neden olmaktadır. Bu durum kullanılan kesici takımlarda, çentik ve yan yüzey aşınması şeklindeki hasarları hızlandırmaktadır [6-7]. Dolayısıyla bu malzemenin talaşlı imalatında takım ömrü öncelikli problemdir. NiTi alaşımının işlenmesi için tornalama ve delik delme işlemlerini uygulamışlardır. Her bir prosesin performansı, takım aşınması, kesme kuvveti ve işleme kalitesi (yüzey altı mikro sertlik ölçümü) açısından değerlendirmişlerdir [1, 2, 6, 7]. Tornalama işleminde malzemenin yüksek sünekliğinden dolayı talaş kırılma eğiliminin zayıf olması ve çapak oluşumu önemli bir problem olduğu görülmüştür. Weinert ve Petzoldt [8]in bir çalışması ise, NiTi alaşımının mikro freze ile işlenmesine yöneliktir. Bu çalışmada da yine takım aşınması kesme kuvveti ve iş parçası kalitesi dikkate alınmıştır. Ayrıca minimum miktar yağlama işleminin performansı da test edilmiştir.

NiTi alaşımlarının talaşlı imalatı sırasında takım ömrünün ve işleme kalitesinin artırılmasına yönelik çeşitli stratejilerin uygulandığı görülmektedir. Kaynak ve diğerlerinin [9] yapmış oldukları bir çalışmada, oda sıcaklığında martenzit olan şekil hafızalı NiTi alaşımı üzerinde, kriyojenik soğutma prosesi yardımıyla tornalama işlemi gerçekleştirmişlerdir. Sonuçlar, kuru ve MQL yardımıyla yapılan talaş kaldırma işlemleriyle karşılaştırılmıştır. Kriyojenik soğutma ile takım aşınma hızının önemli ölçüde azaldığı tespit edilmiştir. Kaynak vd. [6] bir diğer çalışmada, kuru kesme, ön ısıtma işlemi ve kriyojenik soğutmanın NiTi alaşımının işlenmesi boyunca, takım aşınması ve kesme kuvveti üzerindeki etkisini araştırmışlardır. Özellikle kriyojenik soğutmanın takımda görülen çentik aşınmasını önemli ölçüde azalttığını ifade etmişlerdir.

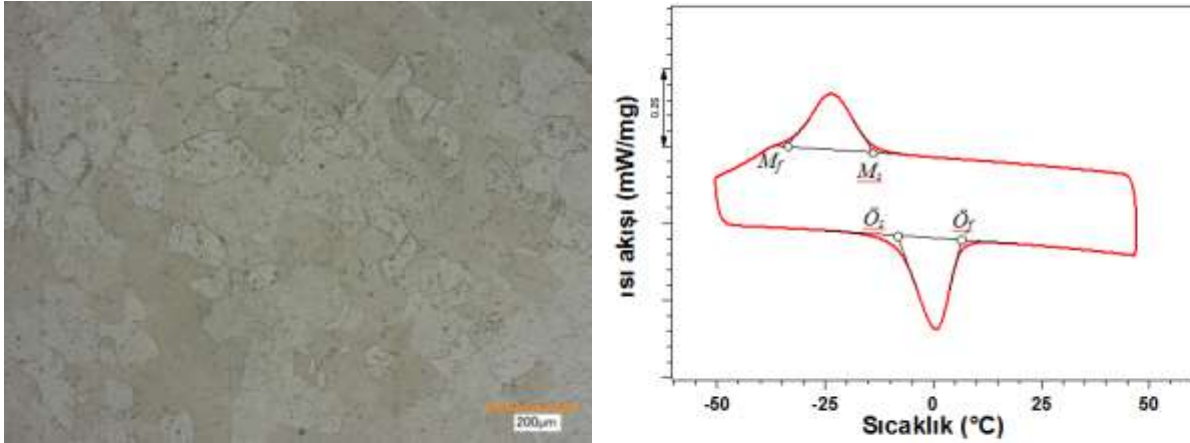
NiTi alaşımında üretilmiş minyatür boyuttaki ürünler özellikle biomedikal alanında oldukça ilgi görmektedir. NiTi alaşımından yapılmış minyatür ekipmanların üretimi için mikro mekanik işleme yöntemleri (mikro frezeleme, mikro delik delme) son dönemlerde alternatif bir üretim yöntemi olarak dikkat çekmektedir [1]. Konvansiyonel talaş kaldırma işlemlerinde karşılaşılan sorunlar mikro mekanik işleme yöntemleri içinde söz konusudur. Özellikle takım ömrünün ve ürün kalitesinin artırılması (hassas geometrik yapı ve minimum çapak oluşumu) araştırmacıların yoğunlaştığı konulardır [1, 10]. Piguard vd. [10] NiTi alaşımının mikro frezelenmesinde malzemedeki faz dönüşümünü ve kesme parametrelerinin çapak oluşumu üzerindeki etkisini araştırmışlardır. İlerleme miktarının artmasının ve kesme genişliğinin azalmasının çapak oluşumunu azalttığını ifade etmişlerdir. Bir diğer çalışmada ise, Weinert ve Petzoldt [8] NiTi alaşımının mikro

frezelenmesinde takım aşınması kesme kuvveti ve işlenen geometrinin kalitesi açısından bir değerlendirmede bulunmuşlardır. Ayrıca mikro frezeleme işlemi boyunca MQL ile yağlama işleminin imalat işleminin performansını artırdığını ifade etmişlerdir. Minyatür boyutta karmaşık iş parçası geometrilerinin işlenmesine yönelik diğer bir çalışma ise Biermann vd. [1] tarafından gerçekleştirilmiştir. Küresel uçlu kesici takımlar kullanılarak 3 ve 5 eksenli bir mikro frezeleme uygulaması gerçekleştirilerek, üretim verimliliği için, takım eğim açısını optimize eden bir algoritma kurmuşlardır. Ayrıca aynı çalışmada, mikro derin delik işleminde, takım aşınması ve delik kalitesi açısından bir değerlendirme yapmışlardır.

Yapılan bu çalışmada ise, geniş bir aralıkta dış başına düşen ilerleme değeri ve talaş derinliği kullanılarak, kesme kuvvetleri, yüzey pürüzlülüğü ve çapak oluşumu değerlendirilmiş ve işlenen parçaların yüzey kalitelerinin iyileşmesi ve daha az çapak oluşumunu sağlamak için kritik talaş kalınlığı ve dış başına düşen ilerleme belirlenmeye çalışılmıştır.

2. Materyal ve Metot

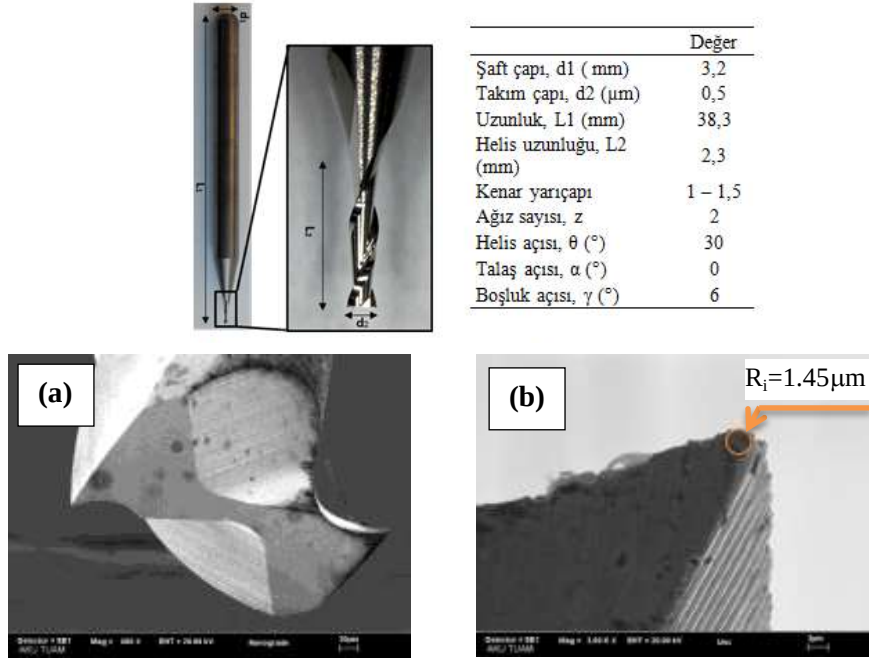
Bu çalışmada, özellikle biyomedikal endüstrisinde yaygın olarak kullanılan oda sıcaklığında östenit faza sahip şekil hafızalı NiTi alaşımı iş parçası malzemesi kullanılmıştır. Şekil hafızalı NiTi alaşım ağırlıklı olarak Ni (% 55,82) ve Ti (balans) alaşımlarının ihtiva eden ikili bir alaşımdır. Malzemenin mikro yapısı Şekil 1'de sunulmuştur. Ortalama tane boyu 100 μm olan bu malzemenin, mikroyapı resminde de oda sıcaklığında tamamen östenit fazdadır. Bu alaşımın en önemli özelliği şekil hafızalı olması ve belli sıcaklık seviyelerinde veya aşırı deformasyon durumlarında faz dönüşümüne uğramasıdır. Kullanılan iş parçası malzemesi, oda sıcaklığında östenitik bir yapıdadır. Daha düşük sıcaklıklarda ise martenzite dönüşmektedir (Şekil 1). Alaşımın faz dönüşüm sıcaklıkları sırasıyla martenzit başlangıç, -14 °C martenzit bitiş -34 °C, östenit başlangıç -8°C ve östenit bitiş ise 6 °C dir [6].



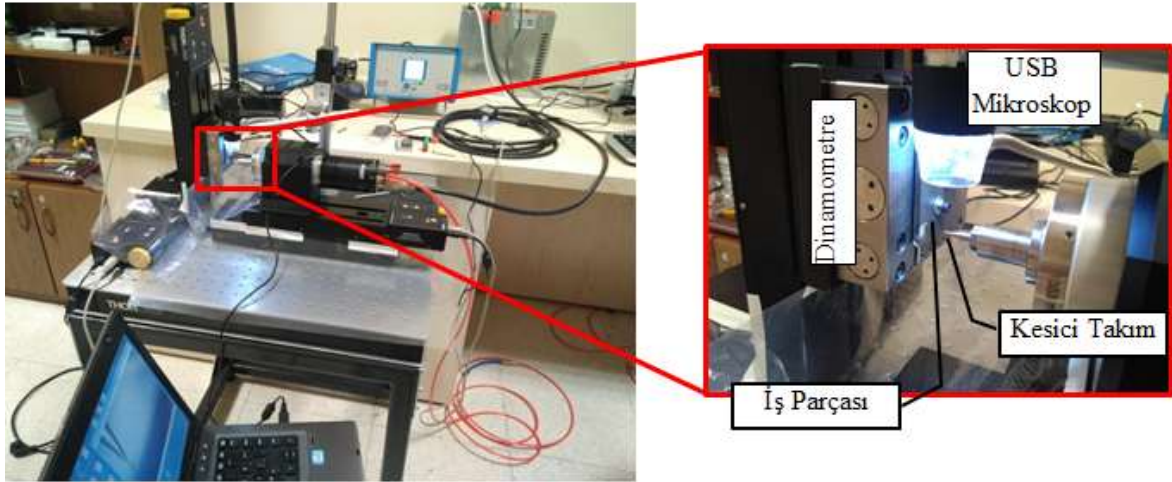
Şekil 1. Oda sıcaklığında östenit faza sahip NiTi alaşımın mikroyapısı, b) NiTi alaşımın Diferansiyel Taramalı Kalorimetre analizi [6].

Bu malzemenin mikro şartlarda işlenebilirliği 0,5 mm çapında ve iki ağızlı mikro karbür freze uçları ile gerçekleştirilmiştir. Kullanılan kesici takımlar Performance Micro Tool firmasından tedarik edilmiştir ve kaplamasızdır. Kesici takıma ait geometrik detaylar Şekil 2 de verilmektedir. Mikro frezeleme işleminde kesici kenar radüsü hem kesme kuvvetlerini hem de yüzey pürüzlülüğünü etkileyen önemli bir unsurdur. Bu nedenle kesme deneyleri öncesinde takımlara ait kenar radüslerini tespit etmek amacıyla Scanning Electron Microscope (SEM) analizi gerçekleştirilmiştir. Şekil 2 de takıma ait SEM resimleri verilmiştir. Mikro takımlara ait kesici kenar radüsünün yaklaşık 1,5 μm olduğu tespit edilmiştir. Kesme deneylerinde kesme hızının etkisini görmek adına yedi farklı kesme hızı ve altı farklı ilerleme ve yedi farklı talaş derinliği dikkate

alınmıştır. Bu sayede kritik talaş derinliğinin hem kesme kuvvetleri hem yüzey pürüzlülüğü açısından tespitine çalışılmıştır. Çalışmada kullanılan deney düzeneğinin bir görünütüsü de Şekil 3 te verilmiştir.

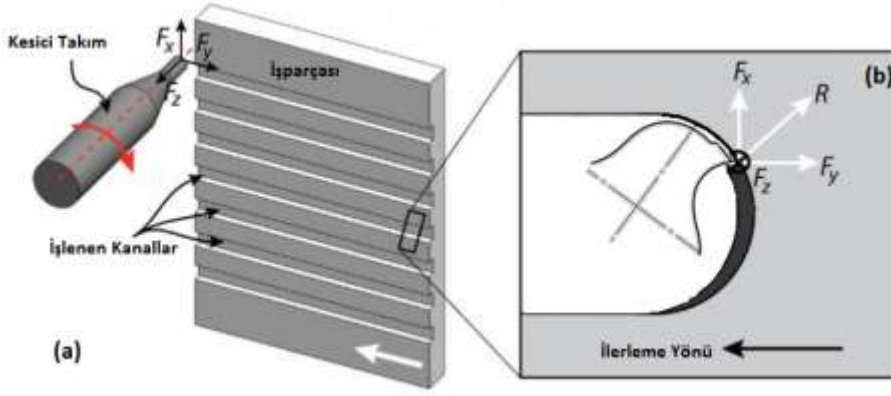


Şekil 2. Kesici takımın geometric detayları ve kenar radüsüne ait SEM görüntüsü



Şekil 3. Deney düzeneğinin genel görünümü.

İş parçası dört farklı noktadan dinamometreye sabitlenmiş olup eşit sıkma momenti için torkmetre kullanılmıştır. Mikro frezeleme esnasında takım üzerinde oluşan kuvvetlerin ölçümünde Kistler 9119AA1 mini dinamometre kullanılmıştır. Kullanılan dinamometre çok hassas olması nedeniyle, kesme deneyleri aynı ortam sıcaklığında yapılmaya özen gösterilmiştir. Şekil 4 de ayrıca kesme esnasında takım ucunda meydana gelen F_x , F_y ve F_z kuvvetler ve deneyde kullanılan koordinat sistemi gösterilmektedir.

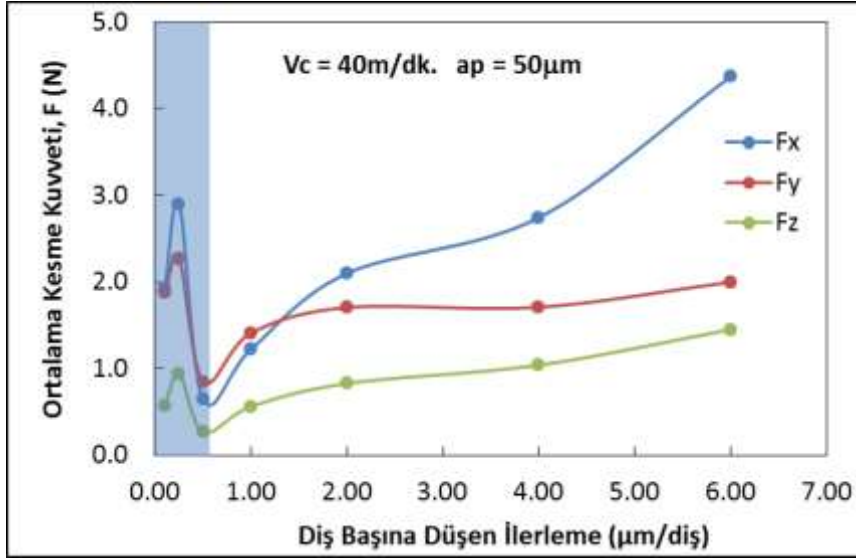


Şekil 4. Kesme kuvvetleri için koordinat sistemi: (a) İşlenen kanallar ile kesici takımın ve iş parçasının 3 boyutlu çizimi ve (b) Kesici takımın kesit düzlemine göre tam kanal işleminin iki boyutlu ifadesi

3. Bulgular ve Tartışma

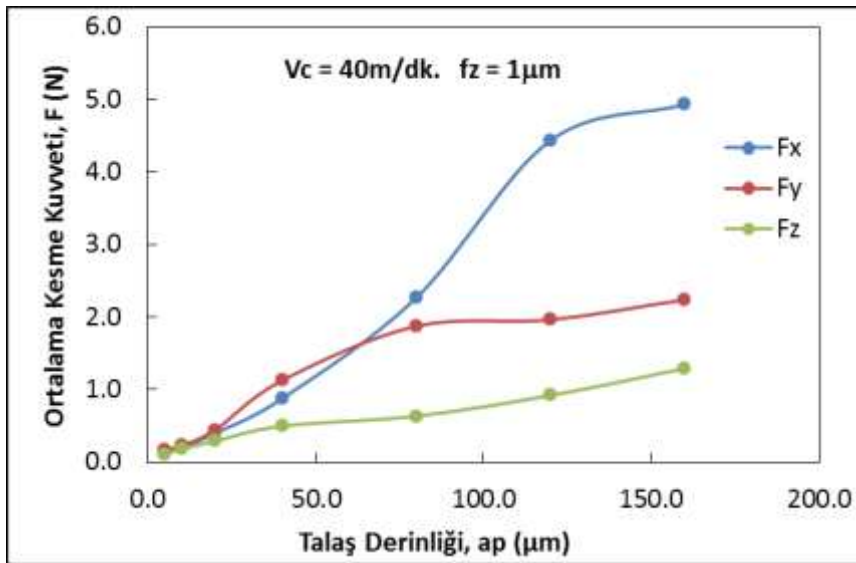
3.1. Kesme Kuvvetinin Değişimi

Şekil 5 te F_x , F_y ve F_z kuvvetlerinin diş başına düşen ilerleme değerine bağlı olarak değişimi verilmiştir. Genellikle konvensiyonel frezeleme işleminde artan ilerleme değeri ile kesme kuvveti de artmaktadır. Boyut etkisinden dolayı mikro frezeleme işleminde bu durum farklılık göstermektedir. Kritik talaş derinliğinden daha küçük olan talaş derinliklerinde kesme kuvvetleri artma eğilimi göstermektedir [11-12]. Şekil 5 te de bunu görmek mümkün. $f_z < 0.5 \mu\text{m}/\text{diş}$ için kesme kuvvetleri artmaktadır. Bu da kesme işleminin daha çok kazınma ağırlıklı olarak gerçekleştiğini göstermektedir. Kesme kuvvetleri açısından bakıldığında $f_z = 0.5 \mu\text{m}/\text{diş}$ ilerleme değeri şekil hafızalı NiTi alaşımı için kritik ilerleme değeridir. Daha büyük ilerleme değerlerinde kesme kuvvetleri artan ilerleme değerine bağlı olarak artmaktadır. Kesme işlemi kayma mekanizmasının bir sonucu olarak gerçekleşmektedir. Yani boyut etkisinin yansımaları bu aralıkta geçerli değildir ve kesme işlemi geleneksel frezelemeyi andırmaktadır. Literatürde yapılan çalışmalarda minimum talaş kalınlığının takım kenar radüsünün %40'ı kadar olması gerektiği önerilmektedir [13]. Fakat bu değer işlenen malzemenin türüne ve takım kaplama malzemesine bağlı olarak değişebilmektedir [12]. Bu çalışmada da takım kenar radüsünün yaklaşık $1,5 \mu\text{m}$ olduğu dikkate alındığında minimum talaş kalınlığının 0,6 olması önerilmektedir. Şekil 5 te elde edilen grafikte, şekil hafızalı NiTi alaşım için bu değer yaklaşık 0,5 olduğunu teyit etmektedir.



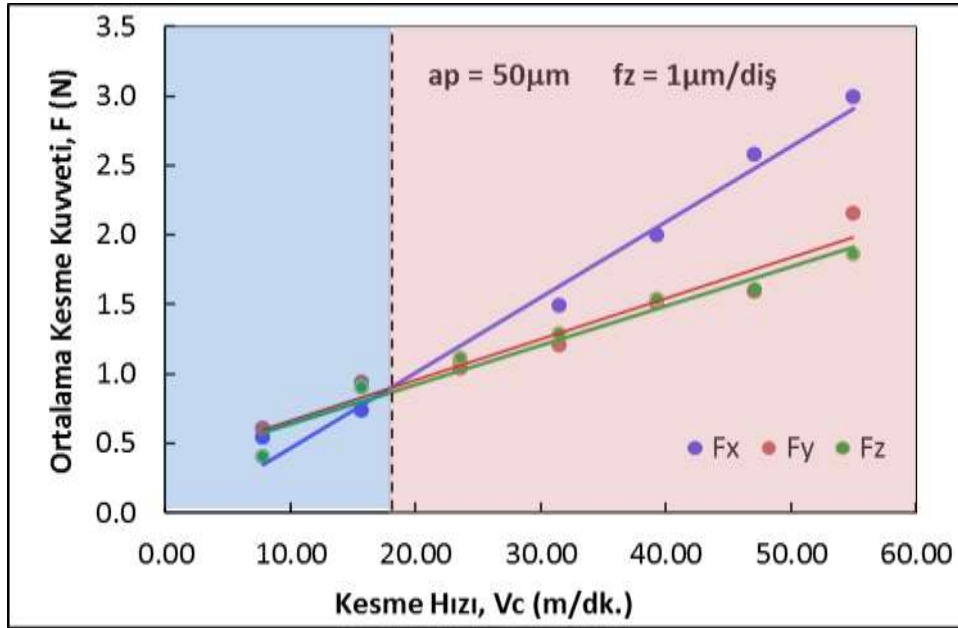
Şekil 5. Kesme kuvvetlerinin diş başına düşen ilerleme değerine bağlı olarak değişimi.

Bilindiği üzere artan talaş derinliği de talaş kesitinin artmasına neden olmaktadır. Geleneksel frezeleme işleminde artan talaş derinliğine bağlı olarak kesme kuvvetlerinin de lineer olarak artması beklenir. Bu çalışmada da kesme kuvvetleri artan talaş derinliği ile artmaktadır. Fz kuvvetinin minimum kuvvet olduğu ve artış eğiliminin de diğer kuvvetlere nazaran daha düşük kaldığı Şekil 6 dan görülmektedir. Kesme esnasında takıma etki eden Fx kuvveti çevresel Fy kuvveti ise ilerleme yönündeki kuvvettir. Bu açıdan bakıldığında 80 μm talaş derinliğinde Fx ile Fy arasında bir ayrışma söz konusudur. İlerleme yönündeki kuvvet talaş derinliği ile çok fazla değişmezken, çevresel kuvvet önemli oranda artmıştır. Bunun da nedeni, talaş derinliğinin diş başına düşen ilerleme değerine çok büyük olmasıdır. Çünkü talaş derinliğinin 50 μm ve altında seçildiği durumda ilerleme yönündeki kuvvetin bir miktar daha büyük olduğu görülmektedir. Tüm bu sonuçlar beraber değerlendirildiğinde, sadece kesme kuvvetleri açısından, talaş derinliğinin 80 μm ve altında alınması bu alaşım için uygun olacaktır şeklinde bir yargıya varmak yanlış olmayacaktır.



Şekil 6. Kesme kuvvetlerinin talaş derinliği ile değişimi.

Geleneksel frezeleme işleminde artan kesme hızı kesme işleminin kolaylaşmasına neden olur. Kesicinin yüksek devirde dönmesi kesme bölgesindeki sıcaklığın artmasına neden olur ki bu da termal yumuşamanın etkisiyle kesme kuvvetlerinin azalmasına katkıda bulunur. Yüksek devirle dönen kesici daha yüksek bir enerji depolayacağı için iş malzemesine daha kolay dalacaktır. Mikro frezeleme işleminde de kesme hızının artması kesme kuvvetlerinin azalmasına katkıda bulunur. Fakat kesici geometrisinin zayıf olması nedeniyle meydana gelen hızlı takım aşınması yukarıda durumu tersine çevirebilir. Tüm bu söylenenler geleneksel mühendislik malzemeleri için geçerli olup, şekil hafızalı alaşımlar için durum farklı olabilmektedir. Çünkü ŞHA lar maruz kaldıkları mekanik ve termal yük nedeniyle faz dönüşümüne uğrayabilen malzemelerdir. Bu çalışmada kullanılan malzeme de oda sıcaklığında östenit bir faza sahip. Üzerine yük uygulandığında bu östenit faz martenzit faza dönüşmektedir. Pekleşme kabiliyeti daha yüksek yapıya sahip olan bu martenzit fazı üzerine etki eden yükün kaldırılmasıyla tekrar eski haline (östenit fazına) dönebilir. Östenit olan faz ise martenzite göre deformasyon süreci daha rahat kontrol edilebilen bir fazdır. Bu çalışmada da artan kesme hızına bağlı olarak kesme kuvvetlerinin değişimi Şekil 7 de verilmiştir. Şekil 7 den de görüldüğü üzere artan kesme hızına bağlı olarak kesme kuvvetleri de lineer artmaktadır. Alışılmışın dışında olan bu davranışın temeli yukarıda bahsi geçen gerilmeye bağlı faz dönüşümüne dayanmaktadır. Kesme esnasında kesici takımın iş parçasına uygulamış olduğu yük kesme bölgesinde yüksek kesme gerilmelerine neden olmaktadır [14]. Bu gerilmeler malzemeyi faz dönüşümüne zorlamaktadır. Artan kesme hızı kesme bölgesindeki sıcaklığın artmasına dolayısı ile martenzit fazından uzaklaşmaya neden olurken, malzemede plastik birim şekil değişimi ve faz dönüşümü birim şekil değişimi eş zamanlı meydana gelmeye çalışmakta buda malzemenin kalıcı deformasyonu için daha fazla mekanik enerjiye ihtiyaç duyulmasını sağlamaktadır.. Bunun sonucunda da doğal olarak kesme kuvvetleri de artmaktadır.



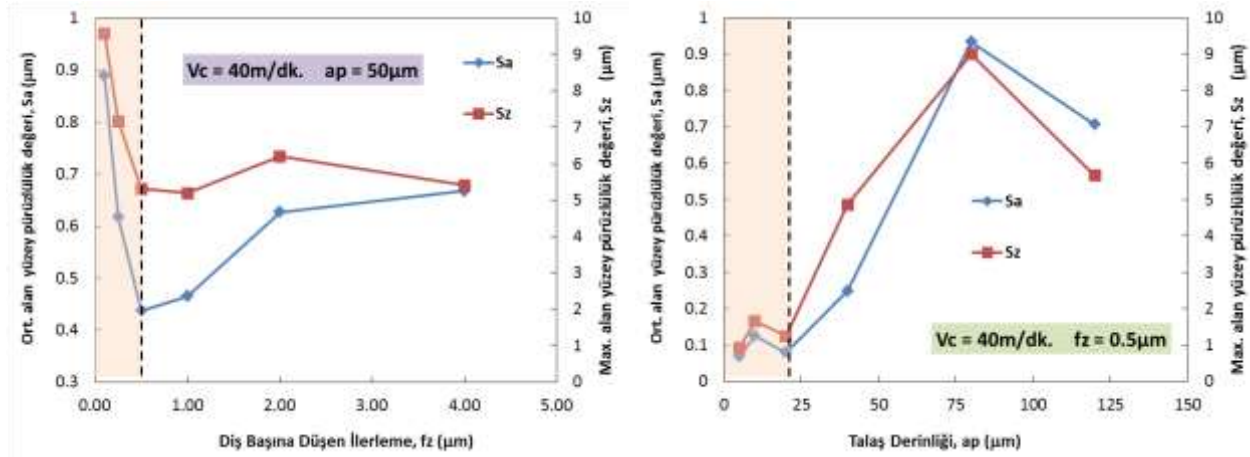
Şekil 7. Kesme hızına bağlı olarak kesme kuvvetlerinin değişimi.

3.2. Yüzey Pürüzlüğünün Değişimi

Bilindiği üzere geleneksel kesme işleminde ilerleme değerinin azalması ile Ra değeri de azalır. Fakat mikro mekanik işlemede boyut etkisinden dolayı bu kural her zaman geçerli değildir. Şekil 8 de diş başına düşen ilerleme değerine bağlı olarak alansal ortalama yüzey pürüzlülüğü (Sa) ve maksimum yüzey pürüzlülük (Sz) değerlerinin değişimi verilmiştir. Bu değerler, işlenen kanal genişliği boyunca elde edilen 0,5x0,5 mm lik bir

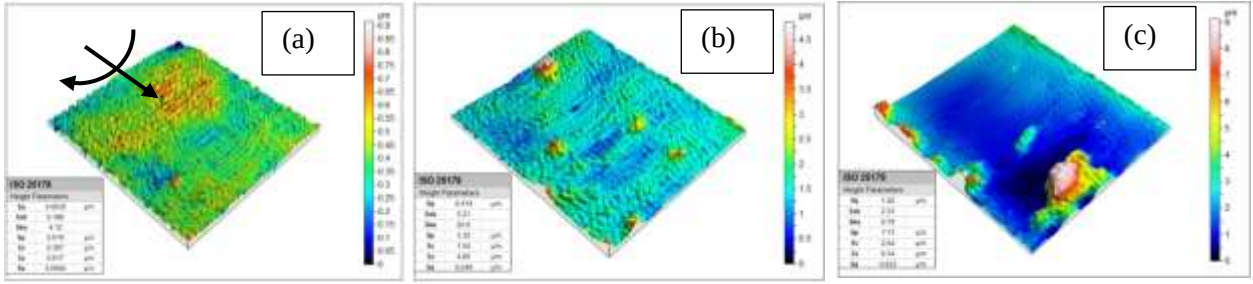
alanın ortalama Sa ve Sz değerlerini ifade etmektedir. Ra ve Rz değerleri bir yüzeyin çizgisel pürüzlülük değerlerinin ifade ederken, Sa ve Sz taranan tüm alanın pürüzlülük değerini ifade etmektedir [15].

Şekil 8’ de görüldüğü üzere geleneksel frezeleme işleminde olduğu gibi artan ilerleme değeri ile artan bir yüzey pürüzlülüğü elde edilmemektedir. $f_z = 0,5 \mu\text{m/diş}$ den daha küçük değerlerde Sa ve Sz değerleri artmaktadır. Bir anlamda işlenen yüzey kalitesi bozulmaktadır. Bu nedenle $f_z = 0,5 \mu\text{m}$ nin kritik ilerleme değeri olduğunu söylemek yanlış olmayacaktır. $f_z > 0,5 \mu\text{m}$ için artan ilerleme değeriyle birlikte Sa ve Sz artmaktadır. Bunun da nedeni $f_z < 0,5 \mu\text{m}$ için kesme işlemi, kayma mekanizmasının bir sonucu olarak değil de daha çok kazınma ağırlıklı olarak bir kesme işleminin meydana gelmesidir. Aslında bu kritik olan ilerleme değerinden daha yüksek olan ilerleme değerlerinde geleneksel frezelemedeki davranış gözlemlenmektedir. Yani artan ilerleme değeri ile yüzey pürüzlülüğü de artmaktadır. Şekil hafızalı NiTi alaşım malzemesinin mikro frezelenmesinde kritik ilerleme değerinin $f_z = 0,5 \mu\text{m}$ olduğunu söylemek mümkün. Şekil 5 ve Şekil 8 de $f_z < 0,5 \mu\text{m}$ için hem kesme kuvveti ve yüzey pürüzlülük değeri artmaktadır. Kullanılan mikro kesici takımların ortalama kenar yarıçapının $1,5 \mu\text{m}$ olduğu dikkate alınacak olursa, NiTi alaşımı için $f_{z(\min)} \cong 0,3R_i$ dir. Bu ifadeyi hem Şekil 5 de verilen kesme kuvveti değerleri hem de Şekil 8 de verilen Sa ve Sz değerleri desteklemektedir. Şekil 8 de ayrıca talaş derinliğine bağlı olarak yüzey pürüzlülüğünün değişimi verilmiştir. Talaş derinliğinin özellikle $20 \mu\text{m}$ nun üzerinde olması hem ortalama yüzey pürüzlülüğünü hem de maksimum yüzey pürüzlülüğünün önemli oranda artmasına neden olmaktadır. Sz değerlerinin artmasına neden teşkil eden unsur ise işlenen yüzeyde meydana gelen talaş sıvanmalarıdır. Özellikle $40 \mu\text{m}$ ve üzerindeki talaş derinliklerinde işlene yüzeyde talaş sıvanmalarına rastlanmıştır (Şekil 9). Kesme bölgesinde meydana gelen yüksek gerilmeler NiTi alaşımının faz dönüşümüne neden olduğu daha önceki bölümde ifade edilmişti. Bu faz dönüşümü östenitten martenzite olduğundan, hem kesilen bölgede he de kesilmeye çalışılan talaşta sertleşmenin meydana gelmesi kaçınılmazdır. Kesilme bölgesinde faz dönüşümüne uğrayan talaş yüzeye sıvanmaya zorlandığında hem işlenen yüzeyi bozmakta hem de yüzeye adeta kaynak olmaktadır. Bu durum artan talaş derinliği ile de artmaktadır.

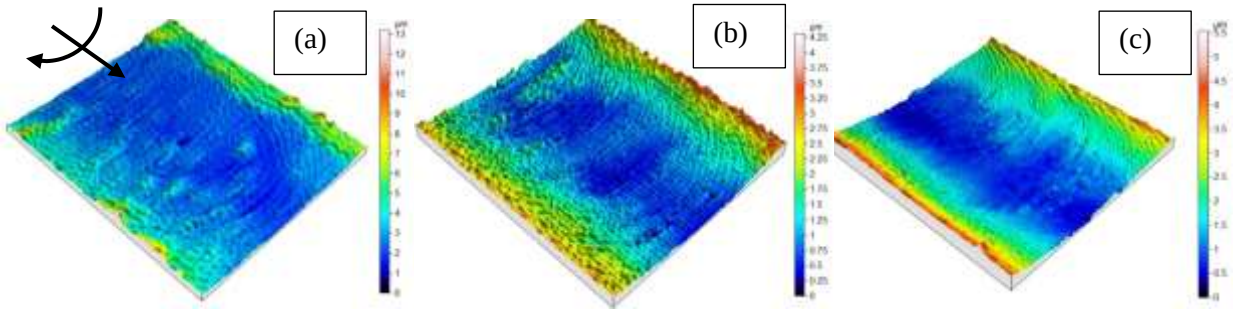


Şekil 8. Diş başına düşen ilerleme değerine bağlı olarak ortalama ve maksimum yüzey pürüzlülüğünün değişimi.

Şekil 10 da ise üç farklı ilerleme değerine bağlı olarak işlenen kanal yüzeylerinden alınan görüntülere yer verilmiştir. İlerleme değerinin $0,1 \mu\text{m}$ olduğu durumda Sa ve Sz değerlerinin daha büyük olduğu şekilden de görülmektedir. Artan ilerleme değeri ile Sa ve Sz azalmıştır. Fakat artan ilerleme değeri ile de kanal kenarları ile kanal ortası arasındaki yükseklik farkının arttığı gözlemlenmiştir.



Şekil 9. Farklı talaş derinliği değerleri için işlenen yüzeylerden alınan 3 boyutlu yüzey görüntüleri a) $a_p=5$ μm , b) $a_p=40\mu\text{m}$, c) $a_p=80$ μm



Şekil 10. Farklı ilerleme değerleri için işlenen yüzeylerden alınan 3 boyutlu yüzey görüntüleri a) $f_z=0,1$ μm , b) $f_z=0,5$ μm , c) $f_z=4$ μm

4. Sonuç

Bu çalışmada biyomedikal sektöründe çokça kullanılan şekil hafızalı NiTi alaşımının mikro şartlarda frezelenmesinde minimum talaş kalınlığı deneysel olarak tespit edilmeye çalışılmıştır. Bu amaçla farklı kesme parametrelerinde mikro frezeleme deneyleri gerçekleştirilmiştir. Minimum talaş kalınlığı hem kesme kuvvetlerinin değişimi hem de yüzey pürüzlülüğünün değişimine bağlı olarak elde edilmiştir. Çalışma sonunda elde edilen ve öne çıkan sonuçları aşağıdaki gibi sıralamak mümkün.

- Şekil hafızalı NiTi alaşım için minimum talaş kalınlığının 0,5 μm olduğu ve takım kenar yarıçapı ile oralandığında kenar yarıçapının yaklaşık % 30 una tekabül etmektedir. Yani sağlıklı bir kesme işlemi ve iyi bir yüzey kalitesi elde etmek adına deformasyon olmamış talaş kalınlığı takım kenar yarıçapının %30 undan küçük olmamalı
- Artan kesme hızıyla birlikte kesme kuvvetleri de artmaktadır. Bunun da nedeni; şekil hafızalı alaşımın faz değişikliğine uğramasıdır ki burada malzeme östenit fazdan martenzit faza dönüşmektedir. Artan kesme hızı ile kesme bölgesindeki şekil değiştirme hızı ve gerilmeler de artmaktadır. Bu da fazın martenzite dönüşme sürecini etkilediğinden kesme kuvvetleri artmaktadır.
- Beklenildiği üzere artan talaş derinliği ile kesme kuvvetleri de artmaktadır. Bu noktadan hareketle minimum kesme kuvveti için talaş derinliğinin ve kesme hızının düşük alınması önerilebilir.
- Yüzey pürüzlülüğü açısından da S_a ve S_z değerlerinin minimum olduğu ilerleme değeri 0,5 μm dir. Şekil hafızalı NiTi alaşımının işlenmesi sırasında daha iyi bir yüzey kalitesi elde etmek adına $f_z=0,5$ μm ve $a_p=25$ μm olarak alınması uygun olacaktır.

5. Teşekkür

Bu çalışma AKU-BAP 16.Kariyer.123 ve 16.Teknoloji.ALTY.01 projelerince desteklenmiştir. Desteklerinden dolayı Afyon Kocatepe Üniversitesi'ne teşekkürler

6. Kaynakça

1. Biermann, D. Kahleyss, F. Krebs, E. Upmeier, T. (2011), "A Study on Micro-Machining Technology for The Machining of NiTi: Five-Axis Micro-Milling and Micro Deep-Hole Drilling", *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 20, No. 4-5, pp 745-751.
2. Kaynak, Y., Karaca, H.E. Noebe, R.D. Jawahir, I. S. (2013a), "Analysis of Tool-Wear and Cutting Force Components in Dry, Preheated, And Cryogenic Machining of NiTi Shape Memory Alloys", *Procedia CIRP*, Vol. 8, pp 498-503.
3. Yung, K.C. Zhu, H. H. Yue, T.M. (2005), "Theoretical and Experimental Study on The Kerf Profile of the Laser Micro-Cutting Niti Shape Memory Alloy Using 355 nm Nd: YAG", *Smart Materials and Structures*, Vol. 14, No. 2, pp 337.
4. Theisen, W. Schuermann, A. (2004), "Electro Discharge Machining of Nickel–Titanium Shape Memory Alloys", *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 378, No.1, pp 200-204.
5. Kong, M. C. Axinte, D. Voice, W. (2011), "Challenges in Using Waterjet Machining of NiTi Shape Memory Alloys: An Analysis of Controlled-Depth Milling", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 211, No. 6, pp 959-971.
6. Kaynak, Y., Karaca, H.E., Jawahir, I.S. (2015), "Cutting Speed Dependent Microstructure and Transformation Behavior of NiTi Alloy in Dry and Cryogenic Machining", *Journal of Materials Engineering Performance*, Vol.42, pp 452-460.
7. Weinert, K. Petzoldt, V. (2004), "Machining of NiTi Based Shape Memory Alloys", *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 378, No. 1, pp 180-184.
8. Weinert, K. Petzoldt, V. (2008), "Machining NiTi Micro-Parts by Micro-Milling", *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 481, pp 672-675
9. Kaynak, Y. Karaca, H.E. Noebe, R.D. Jawahir, I.S. (2013), "Tool-Wear Analysis in Cryogenic Machining of NiTi Shape Memory Alloys, A Comparison of Tool-Wear Performance With Dry and MQL Machining", *Wear*, Vol. 306, No. 1, pp 51-63.
10. Piquard, R. D'Acunto, A. Laheurte, P. Dudzinski, D. (2014), "Micro-End Milling of NiTi Biomedical Alloys, Burr Formation and Phase Transformation", *Precision Engineering*, Vol. 38, No.2, pp 356-364. 17. Uluslararası Makina Tasarım ve İmalat Kongresi 12 Temmuz – 15 Temmuz 2016, Bursa, Türkiye
11. Chae, J. Park, S.S. Freiheit, T. (2006), "Investigation of Micro-Cutting Operations", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46, pp 313-332.
12. Ucu, İ. Aslantaş, K, Bedir, F. (2014), "The Effect of Minimum Quantity Lubrication and Cryogenic Pre-Cooling on Cutting Performance in The Micro Milling of Inconel 718", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 0954405414546144.

13. Filiz, S. Conley, C.M. Wasserman, M.B. Özdoğanlar, O.B. (2007), “An Experimental Investigation of Micro Machinability of Copper 101 Using Tungsten Carbide Micro Endmill” International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 47, pp 1088-1100.
14. Kuppuswamy, R., Akinori, Yui., 2015, “High-speed micromachining characteristics for the NiTi shape memory alloys” [The International Journal of Advanced Manufacturing Technology](#), Cil 76, s.1-11.

AISI 1050 ÇELİĞİNİN DELİNMESİNDE KESME PARAMETRELERİNİN KESME MOMENTİ ÜZERİNDEKİ ETKİSİNİN YAPAY SİNİR AĞLARI YÖNTEMİYLE İNCELENMESİ

Selçuk YAĞMUR^a, Ramazan ÇAKIROĞLU^b, Adem ACIR^c, Ulvi ŞEKER^a

a, Gazi Üniversitesi Teknoloji Fakültesi İmalat Mühendisliği Bölümü, Ankara/TÜRKİYE, syagmur@gazi.edu.tr

b, Gazi Üniversitesi Teknik Bilimler MYO Ankara/TÜRKİYE, rcakiroglu@gazi.edu.tr

Gazi Üniversitesi Teknoloji Fakültesi Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü, Ankara/TÜRKİYE, adema@gazi.edu.tr

a, Gazi Üniversitesi Teknoloji Fakültesi İmalat Mühendisliği Bölümü, Ankara/TÜRKİYE, useker@gazi.edu.tr

Özet

Bu çalışmada, yapay sinir ağları (YSA) yöntemi kullanılarak AISI 1050 çeliğinin kuru kesme şartlarında, işleme parametrelerinin kesme momenti üzerindeki etkisini en aza indirmek için model geliştirilmiştir. Dört farklı kesme hızı (60, 75, 90 ve 108 m/dak), üç farklı ilerleme miktarı (0.15, 0.2 ve 0.25 mm/dev) ve iki farklı kesici takım (kaplamasız ve TiN/TiAl/TiCN kaplamalı) kullanılarak delme deneyleri yapılmıştır. Deneyler sonrasında ilerleme miktarındaki artışın kesme momenti değerlerini arttırdığı görülmüştür. Her bir kesici için YSA ile modellemede 8 adet deney sonucu öğrenme verisi, 4 adet deney sonucu ise test edilmesi (doğrulanması) amacıyla saklı tutulmuştur. YSA modelinde kaplamasız takım için 2-4-4-1 kaplamalı takım için ise 2-4-3-1 ağ yapısı en uygun ağ yapıları olarak belirlenmiştir. Yapılan çalışma sonucunda, YSA ile yapılan tahminlerin, deneyler sonucu elde edilen verilere oldukça yakın olduğu görülmüştür.

Anahtar kelimeler: Delme, YSA, Kesme momenti

INVESTIGATION WITH THE ARTIFICIAL NEURAL NETWORKS OF THE EFFECT OF THE CUTTING PARAMETERS IN DRILLING OF AISI 1050

Abstract

In this study, a model was developed to minimize the effect of machining parameters on the torque of dry cutting conditions of AISI 1050 steel using artificial neural networks (ANN) method. Drilling experiments were carried out using four different cutting speeds (60, 75, 90 and 108 m / min), three feed rate (0.15, 0.2 and 0.25 mm / rev) and two different cutting tools (uncoated and TiN / TiAl / TiCN coated). After the experiment, increasing feed rate caused increase of torque. In the model with ANN, 8 experimental learning data and 4 experimental results are reserved for testing (verification) for each cutting toll. 2-4-4-1 for the uncoated tool and 2-4-3-1 for the coated tool were determined as the most suitable network structures in the ANN model. As a result of the study, it is seen that the estimations made with ANN are very close to the results obtained from the experiments.

Keywords: Drilling, ANN, Torque

1 Giriş

Delik delme işlemi en önemli talaş kaldırma işlemlerinden biridir ve talaş kaldırma işlemlerinin yaklaşık üçte birini içermektedir. Bu işlem genellikle talaş kaldırma işlemlerinde son işlem olarak kullanılır. İmalat endüstrisinde modern talaşlı imalat yöntemleri geliştirilmesine rağmen, geleneksel delik delme yöntemi ekonomikliği ve basit uygulanabilirliği gibi sebeplerden dolayı hala en yaygın kullanılan işleme yöntemidir [1].

Delik delme işlemi bazı yönleri ile tornalama ve frezeleme işlemleri ile karşılaştırılabilir de delik delmede talaş kırma ve talaşın boşaltılması kritik öneme sahiptir. Delik derinliği ne kadar uzunsa işlemi kontrol etmek ve talaş kaldırmak o kadar zor olur. Delme işlemi sırasında meydana gelen talaş oluşumu kesme kuvvetlerini, kesme sıcaklığını ve dolaylı olarak deliğin yüzey kalitesini ve ölçü tamlığını etkilemektedir [2]

Delik delme işleminin imalatta bu kadar önemli yere sahip olması beraberinde araştırmacıların delme işlemleri ile ilgili sıklıkla çalışma yapmasını doğurmuştur.

Siyambaş ve Turgut [3]HSLA DIN EN 10149 çeliğinin delinmesinde kesme parametrelerinin eksenel kuvvet ve moment üzerindeki etkilerini araştırmıştır. Çalışmada kaplamalı ve kaplamasız karbür takımlar kullanılmışlardır. Araştırma sonucunda, ilerleme miktarının artması ile eksenel kuvvetler ve kesme momenti değerlerin sonucuna ulaşmışlardır. Bununla birlikte TiAlN kaplamalı matkapların kaplamasız matkaplara göre eksenel kuvvet ve kesme momenti oluşumunda daha iyi performans sergilediğini tespit etmişlerdir

Kıvak ve Şeker [4]. Ti-6Al-4V alaşımının delinmesinde tungsten karbür takımlara uygulanan kriyojenik işlemin eksenel kuvvet ve kesme momenti üzerindeki etkilerini araştırmıştır. Kesme parametreleri olarak dört farklı kesme hızı (15, 20, 25, 30 m/dak) ve üç farklı ilerleme miktarı (0,04, 0,06 ve 0,08 mm/dev) kullanılarak 15 mm derinliğinde boydan boya delikler delmişlerdir. Çalışma sonrasında kriyojenik işlem ve kriyojenik işlem+temper işlemi uygulanmış takımlarla elde edilen kuvvet ve kesme momenti değerlerinin işlemsiz takımlara göre daha düşük olduğu sonucuna ulaşmışlardır

Wang ve ark., [5] delme esnasında oluşan talaş kalınlığına bağlı dinamik kesilmemiş talaş kalınlığı arasındaki ilişkiyi belirten modeller geliştirmişlerdir. Sabit titreşim parametrelerinin yanı sıra ilerlemenin artması ile moment ve ilerleme kuvvetleri arttığı sonucuna varmışlardır.

Zhang ve ark. [6] delme işlemleri için bir simülasyon çalışması yapmışlar ve simülasyon sonucu elde edilen değerler ile deneyler sonrasında elde edilen değerlerin birbirine oldukça yakın olduğu sonucuna varmışlardır.

Diana ve ark. [7] delme esnasında titreşimin kesme kuvvetleri ve kesme momenti üzerindeki etkilerini araştırmışlardır. Deneyler sonuçları ile geliştirdikleri bir tahmin modelini karşılaştırmışlardır. Karşılaştırma sonrasında deney sonuçları ile tahmin edilen değerlerin birbirine çok yakın olduğu sonucuna ulaşmışlardır.

Bütün bu çalışmaların yanı sıra farklı malzemelerin delinmesinde meydana gelen kesme kuvvetleri ve kesme momentinin araştırıldığı ve çeşitli modelleme yöntemlerin kullanıldığı çalışmalar rastlamakta mümkündür [8-13]

Bu çalışmada AISI 1050 çeliğinin TiN/TiAl/TiCN kaplamalı ve kaplamasız karbür matkaplarla delinmesinde meydana gelen kesme momenti değerleri ölçülmüştür. Elde edilen deney sonuçlarının yapay sinir ağı yöntemiyle yapılan tahminler ile arasındaki ilişki incelenmiştir.

2 Yöntem

Çalışmada endüstride yaygın olarak kullanılan AISI 1050 çeliği kullanılmıştır. Deney numunelerinin dış çapları 25 mm olacak şekilde tornalanmıştır. Delik delinecek yüzeyler, tornalama sonrası kalabilecek memeleri ortadan kaldırarak matkabın delme esnasında merkezden kaçmasını engellemek için taşlanmıştır. Deney numunelerine ait teknik resim Şekil 1’de verilmiştir.



Şekil 1. Deneylerde kullanılan numunelere ait teknik resimler.

Talaş kaldırma deneyleri Gazi Üniversitesi Teknoloji Fakültesi İmalat Mühendisliği Bölümünde bulunan Johnford VMC–550 marka CNC dik işleme merkezinde yapılmıştır. Dik işleme merkezinin teknik özellikleri Tablo 1’de verilmiştir.

Tezgahın Gücü	5 KW
En Yüksek Devir Sayısı	6000 dev/dak
Sırayla x, y, z eksen	600, 500, 600 mm
Ölçü Hassasiyeti	0,001 mm
İşletim Sistemi	Fanuc

Tablo 1. Deneylerde kullanılan tezgahın teknik özellikleri.

Çalışmada 14 mm çapında TiN/TiAlN/TiCN multilayer (çok katmanlı) kaplamalı karbür takımlarla ile kaplamasız karbür takımlar kullanılmıştır. Deneylerde kullanılan takımların mekanik ve termal özellikleri Tablo 2’de verilmiştir.

	K25 grade (Kaplamasız)	P25 grade (Kaplama)
Yoğunluk (gr/cm ³)	14,6	12,6
Basma Dayanımı (MPa)	5000	4600
Young Modülü (GPa)	590	550
Poisson Oranı	0,22	0,22
Termal İletkenlik (W/mK)	70	45
Termal genişleme katsayısı (10 ⁶ /K)	5,6	6,7

Tablo 2. Deneylerde kullanılan matkapların mekanik ve termal özellikleri.

Deneylerde kesme parametreleri olarak dört farklı kesme hızı (60, 75, 90, 108 m/min) ve üç farklı ilerleme miktarı (0,15, 0,20 ve 0,25 mm/rev) seçilmiştir. Delme işlemlerinde birim zamanda kaldırılan malzeme miktarı (talaş debisi) sabit olduğundan kesme derinliği (ap, mm) otomatik olarak sabit seçilmiş olacaktır.

Kesme kuvvetlerinin ve kesme momentinin deneysel olarak belirlenmesi için üç kesme kuvveti bileşenini (F_x , F_y , F_z) ve kesme momentii (M_z) aynı anda ölçme kapasitesine sahip, kuartz kristal esasıyla çalışan KISTLER tipi dinamometre ve Kistler Type 5070 amplifier kullanılmıştır.

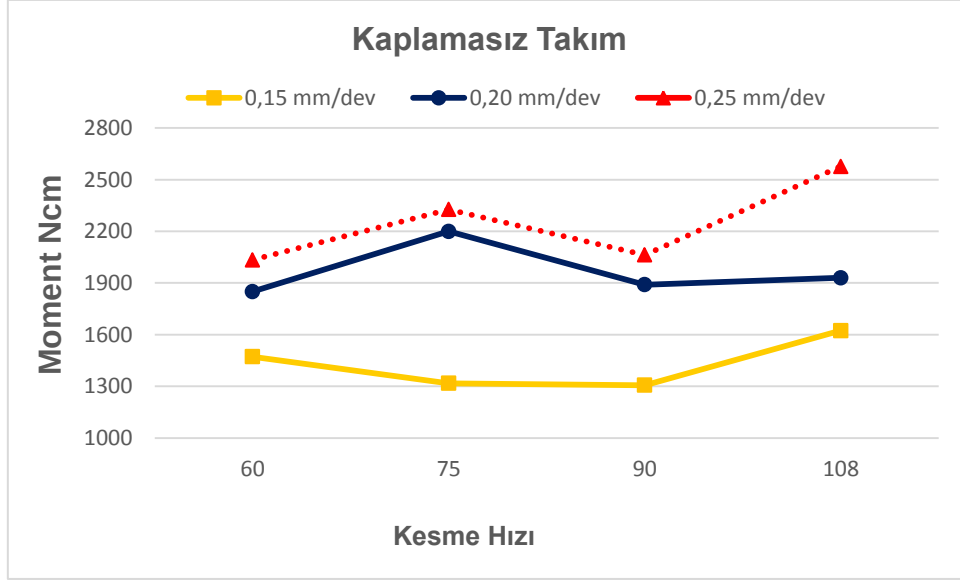
3 Deney Sonuçları ve Tartışma

Deney sonuçları sonrasında elde edilen kesme momentii değerleri Tablo 3'te toplu olarak verilmiştir.

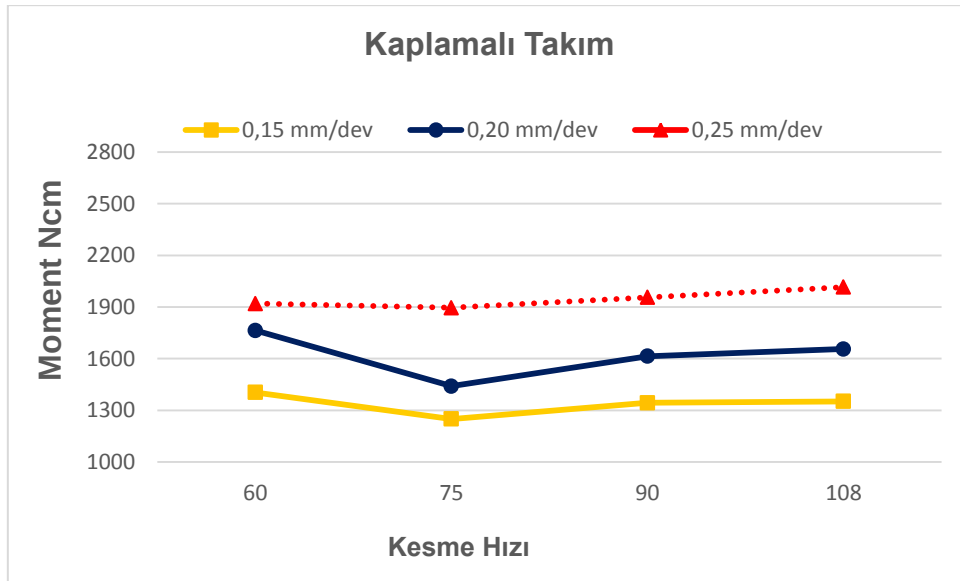
Deney Numarası	Kesme Hızı (m/dak)	İlerleme Miktarı (mm/dev)	Kesme momentii (Ncm)
Kaplamasız 1	60	0,15	1472
Kaplamasız 2		0,2	1850
Kaplamasız 3		0,25	2034
Kaplamasız 4	75	0,15	1317
Kaplamasız 5		0,2	2200
Kaplamasız 6		0,25	2327
Kaplamasız 7	90	0,15	1306
Kaplamasız 8		0,2	1890
Kaplamasız 9		0,25	2063
Kaplamasız 10	108	0,15	1623
Kaplamasız 11		0,2	1930
Kaplamasız 12		0,25	2577
Kaplamalı 1	60	0,15	1404
Kaplamalı 2		0,2	1764
Kaplamalı 3		0,25	1920
Kaplamalı 4	75	0,15	1250
Kaplamalı 5		0,2	1440
Kaplamalı 6		0,25	1896
Kaplamalı 7	90	0,15	1344
Kaplamalı 8		0,2	1614
Kaplamalı 9		0,25	1956
Kaplamalı 10	108	0,15	1352
Kaplamalı 11		0,2	1656
Kaplamalı 12		0,25	2016

Tablo 3. Deney girdilerine bağlı olarak elde edilen kesme momentii değerleri

Delme sırasında kaplamasız takımlarla meydana gelen kesme momenti değerlerinin ilerleme miktarları ve kesme hızlarına göre değişimi Şekil 2’de kaplamalı takımlarla meydana gelen kesme momenti değerlerinin ilerleme miktarları ve kesme hızlarına göre değişimi gösterildiği grafikler Şekil 3’te verilmiştir.



Şekil 2. Kaplamasız takımlarda kesme momenti değerlerinin kesme hızı ve ilerleme miktarına bağlı olarak değişimi.



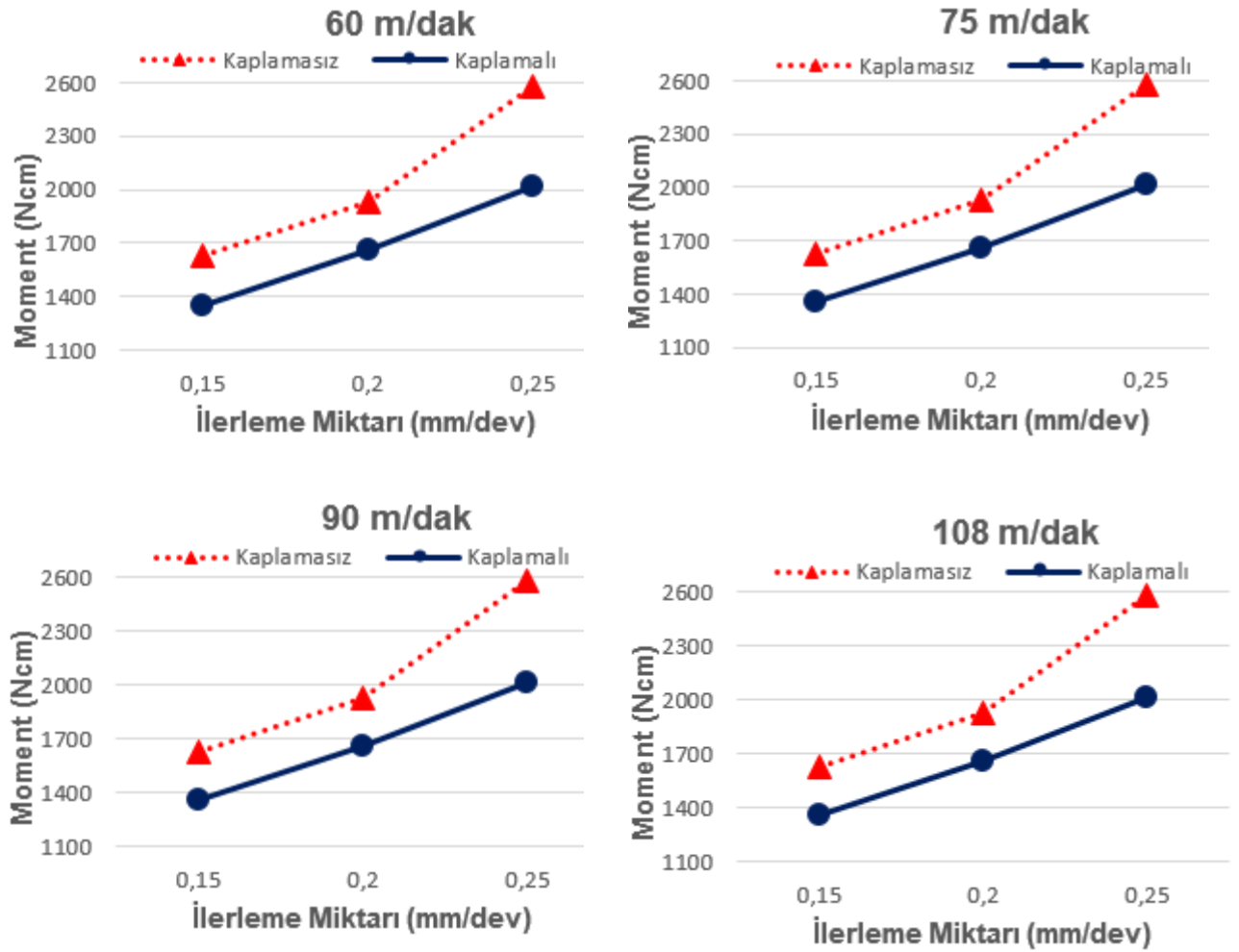
Şekil 3. Kaplamalı takımlarda kesme momenti değerlerinin kesme hızı ve ilerleme miktarına bağlı olarak değişimi.

İlerleme miktarının artması beklendiği gibi kesme momenti değerleri de artmıştır. İlerleme miktarındaki artış talaş kalınlığının artması aynı zamanda talaş alanının da artmasıyla, toplamda daha büyük kesme momenti oluşumu meydana gelmiştir.

İlerleme miktarlarının artması sonucu artan kesme momenti değerlerinin kesme hızlarının artmasıyla aynı şekilde düzenli olarak artmadığı görülebilmektedir. Kaplamasız takımlarla yapılan deneylerde bütün ilerleme

miktarlarında 90 m/dak kesme hızında kesme momentlerinde bir düşme söz konusu olmuştur. Kaplamalı takımlarla yapılan deneylerde yine bütün ilerleme miktarlarında 75 m/dak kesme hızında kesme momenti değerlerinde düşüş gözlenmiştir. Bu durum belirlenen kesme hızlarının kesme momenti açısından uygun hızlar olarak yorumlanabileceğini göstermiştir.

Her bir kesme hızı değeri için ilerleme miktarına bağlı olarak kaplamalı ve kaplamasız takımlarda meydana gelen kesme momenti değerlerinin gösterildiği grafikler Şekil 4'te verilmiştir.



Şekil 4. Her bir kesme hızı için kaplamasız ve kaplamalı takımlarda ilerlemeye bağlı olarak kesme momenti değerlerinin değişimi

Kesici takımlara kaplama yapılmasının kesme momenti değerleri üzerinde de oldukça önemli etkisinin olduğu görülmüştür. Şekil 4'te verilen grafikler incelendiğinde hemen hemen bütün parametrelerde kaplamalı takımlarda oluşan kesme momentinin kaplamasız takımlara oranla daha düşük olduğu görülebilir.

Kaplamalı takımların sürtünme katsayısının kaplamasız takımlardan daha düşük olması sebebiyle kesme esnasında talaş tahliyesi nispeten daha kolay olmuş buda kesme momenti değerlerinin daha düşük meydana gelmesini doğurmuştur.

3.1. Sonuçların Yapay Sinir Ağları ile Modellenmesi

Bu çalışmada ek olarak Yapay Sinir Ağları (YSA) yöntemi kullanılarak deney sonuçları sonrasında elde edilen kesme momenti değerlerinin tahmin edilmesi işlemi gerçekleştirilmiştir. Deney sonuçlarının eğitimi ve uygun ağ yapılarının belirlenmesinde Phytica yazılımı kullanılmıştır. YSA modellerinin eğitiminde ileri beslemeli geriye yayımlı Fermi fonksiyon kullanılmıştır.

Gizli katman hesaplamaları:

$$net_i = \sum x_i w_{ij} \quad (1)$$

$$y_i = f(net_i)$$

Çıkış Katman hesaplamaları:

$$net_k = \sum y_i w_{jk} \quad (2)$$

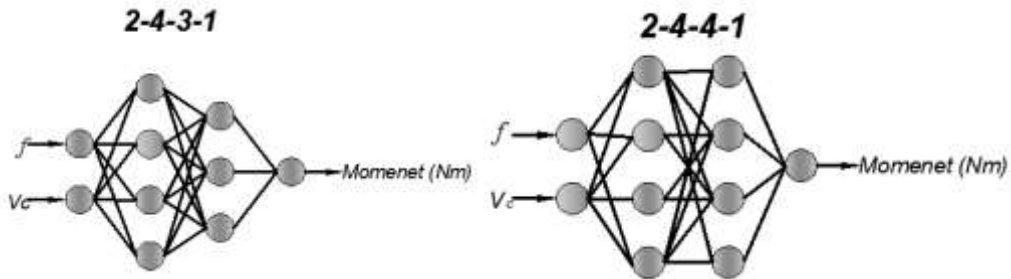
$$o_k = f(net_k)$$

Burada, x_i girdi verisi, y_i 1. ve 2. katmanından elde edilen sonuçlar

Fermi transfer fonksiyonu:

$$F_i = \frac{1}{1 + e^{-4(NET_i - 0.5)}} \quad (3)$$

Her bir takım türünden elde edilen 12 adet deney sonucunun 8 tanesi eğitim, 4 tanesi ise test amaçlı ayrılmıştır. YSA ile deney sonuçları eğitilerek en uygun ağ yapıları kaplamasız takım için 2-4-4-1, kaplamalı takım için 2-4-3-1 olarak belirlenmiştir. Oluşturulan modellerde 2 girdi, 2 gizli katman ve 1 tanede çıkış nöronu bulunmaktadır. Şekil 5’ de kesme momenti değerlerinin tahmininde kullanılan en uygun ağ yapıları verilmiştir. Eğitim sonucunda elde edilen girdi, gizli ve çıkış katmanlarının ağırlık değerleri Tablo 4-5’ de verilmiştir. Kesme momenti değerlerinin tahmini için oluşturulan matematiksel denklemler Eş. 4-5’ de verilmiştir. Şekil 6 ve 7’de kaplamasız ve kaplamalı olarak YSA sonucunda elde edilen değer ile gerçek kesme momenti değerlerinin karşılaştırılması görülmektedir



Şekil 5. Kesme momenti tahmininde kullanılan ağ yapıları

$$Moment_{Kaplama\text{sa}} = (1 + \exp(-4 * (-1.72952 * F_5 + 0.62356 * F_6 + 0.646922 * F_7 + 1.835865 * F_8 - 0.5)))^{-1} \quad (4)$$

$$Moment_{Kaplama\text{li}} = (1 + \exp(-4 * (0.1956322 * F_5 - 2.00404 * F_6 + 0.814884 * F_7 - 0.5)))^{-1} \quad (5)$$

$NET_{j(1-4)} = w_{1j} * f + w_{2j} * Vc$				
j	w_{1j}	w_{2j}		
Giriş ve birinci gizli katman arasındaki ağırlık değerleri				
1	2,121766	-2,07471		
2	-0,08164	0,446804		
3	-0,39884	-0,56459		
4	0,884933	-0,30575		
$NET_{j(5-8)} = w_{1j} * F_1 + w_{2j} * F_2 + w_{3j} * F_3 + w_{4j} * F_4$				
k	w_{1k}	w_{2k}	w_{3k}	w_{4k}
Birinci ve ikinci gizli katman arasındaki ağırlık değerleri				
5	1,307763	0,841779	0,899199	-1,51317
6	-0,70969	0,418025	-0,48422	0,928535
7	0,413331	-0,65907	-1,01818	0,507056
8	-1,49616	1,119676	-0,35975	0,836748

Tablo 4. Kaplamasız takım için oluşturulan modelin ağırlık değerleri

$NET_{j(1-4)} = w_{1j} * f + w_{2j} * V_C$				
j	w_{1j}	w_{2j}		
Giriş ve birinci gizli katman arasındaki ağırlık değerleri				
1	0,278031	-0,99267		
2	1,629226	-1,20115		
3	-0,80306	1,368045		
4	0,114287	-0,93951		
$NET_{j(5-7)} = w_{1j} * F_1 + w_{2j} * F_2 + w_{3j} * F_3 + w_{4j} * F_4$				
k	w_{1k}	w_{2k}	w_{3k}	w_{4k}
Birinci ve ikinci gizli katman arasındaki ağırlık değerleri				
5	-0,72309	1,668034	0,229788	-1,4173
6	1,642334	1,484465	-0,93988	1,686049
7	-0,74845	0,379669	0,643827	0,414189

Tablo 5. Kaplamalı takım için oluşturulan modelin ağırlık değerleri

YSA modelinin tahmin performansı, Eş.4, 5 ve 6' da verilen belirlilik katsayısı (R^2), hata kareleri ortalaması (RMS) ve ortalama mutlak yüzde hata (MAPE) yöntemleri uygulanarak belirlenmiştir. [16-17]. Kesme momenti için hesaplanan performans değerleri Tablo 6'da görülmektedir. Tablo 6'da görüldüğü gibi elde edilen sonuçlar, Kesme momenti için geliştirilen YSA modelinin yakın doğrulukta olduğunu göstermektedir.

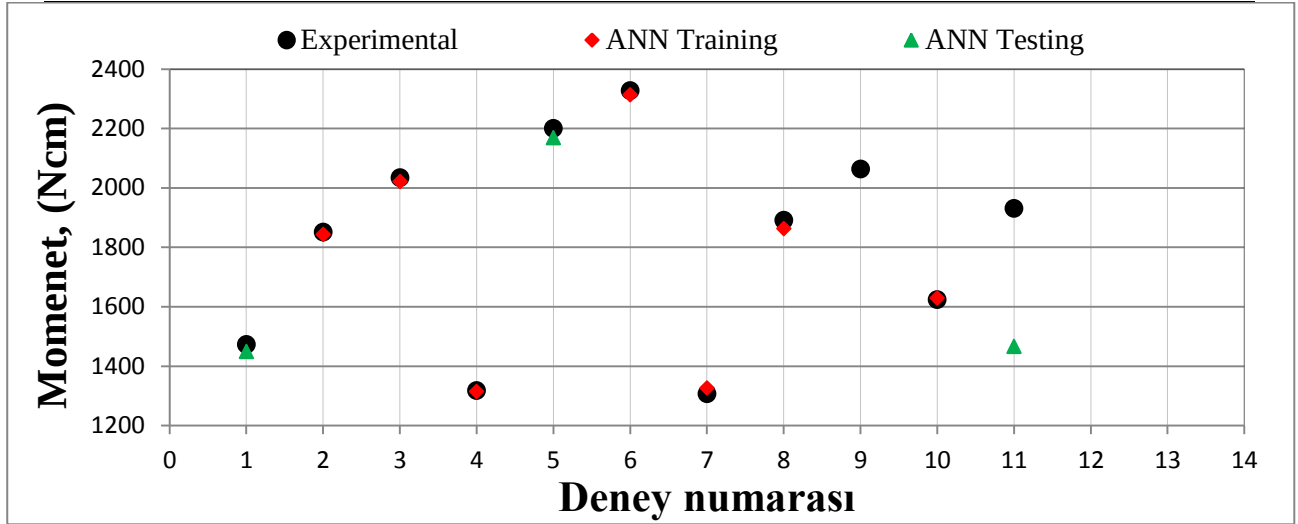
$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum_{m=1}^n (y_{pre,m} - t_{mea,m})^2}{n}} \quad (4)$$

$$MAPE = \frac{1}{n} \sum_j \left[\frac{t_{mea,m} - y_{pre,m}}{t_{mea,m}} \right] \times 100 \quad (5)$$

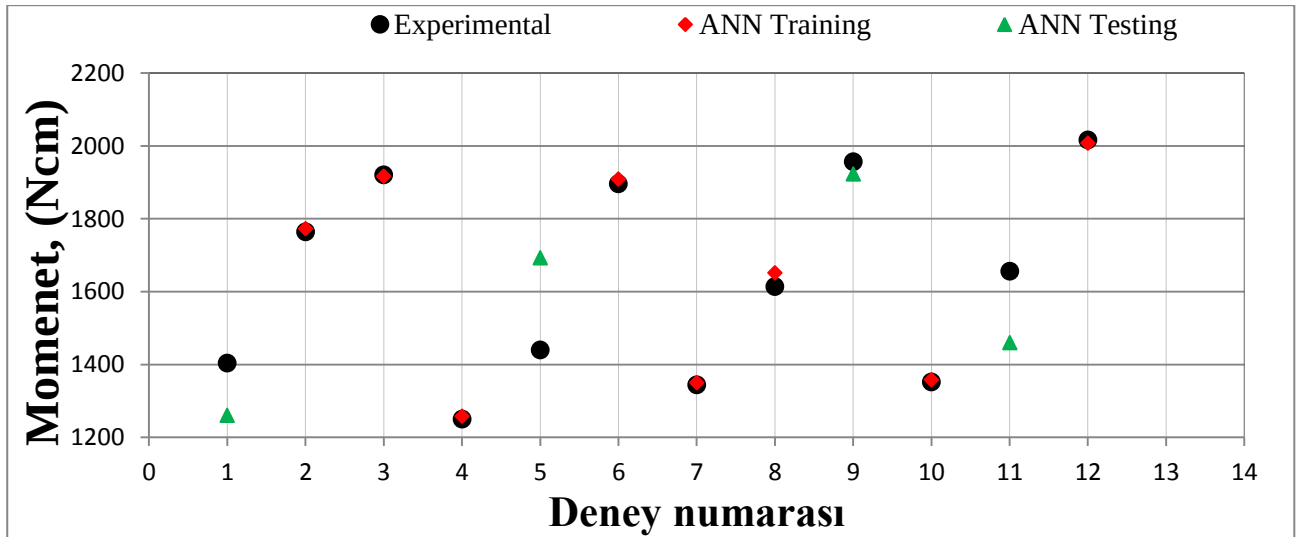
$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{m=1}^n (y_{pre,m} - t_{mea,m})^2}{\sum_{m=1}^n (t_{mea,m})^2} \quad (6)$$

	RMSE	R2	MAPE
2-4-4-1	0.110271 ^a	0.971510 ^a	12.46021 ^a
Kaplamasız takım	0.004982 ^b	0.999938 ^b	0.711894 ^b
2-4-3-1	0.058749 ^a	0.987917 ^a	10.33718 ^a
Kaplamalı takım	0.005062 ^b	0.999918 ^b	0.702649 ^b

Tablo 6. İstatiksel sonuçlar a) test sonuçları, b) eğitim sonuçları kaplamasız ve kaplamalı takımlar için



Şekil 6. Kaplamasız takım için deney sonuçları ile YSA model sonuçlarının karşılaştırılması



Şekil 7. Kaplamalı takım için deney sonuçları ile YSA model sonuçlarının karşılaştırılması

4 Sonuç

Deney sonuçları ve yapay sinir ağları ile ilgili sonuçlar incelendiğinde aşağıdaki bulgulara ulaşılmıştır.

- Kaplamalı takımlar ile yapılan deneylerde elde edilen kesme kuvveti değerleri kaplamasız takımlara göre daha düşük olmuştur. Kaplamalı takımın sürtünme katsayısının düşük olması bu sonucu doğuran bir sebep olmuştur.
- İlerleme miktarının artması ile kesme momentinde düzenli bir şekilde artış gözlemlenirken aynı durum kesme hızları için söz konusu olmamıştır.
- Çalışmada en uygun ağ yapıları kaplamasız takım için 2-4-4-1, kaplamalı takım için 2-4-3-1 olarak bulunmuştur.
- Modellemenin istatistiksel olarak değerlendirilmesinde ise, kaplamasız takımın test sonuçları için mutlak değişim yüzdesi (R^2) 0.999938, kaplamalı takımın test sonuçları 0.999918 olarak gözlenmiştir.
- Deneysel yöntemler ile karşılaştırıldığında, çalışmada YSA ile daha hızlı bir şekilde tahminlerde bulunmak mümkün olmuştur.

Referanslar

1. Tonshoff, H.L., Spintig, W., Konig, W., Neises, A., “Machining of Holes Developments in Drilling Technology”, Annals of the CIRP, 43 : 551-560 (1994).
2. Sandvik Coromant, “Modern Metal Cutting”, Sandvikens Tryckeri, Sweden, 2-61 (1994)
3. Siyambaş, Y., Turgut, Y. (2015). HSLA DIN EN 10149 Çeliğin Delinmesinde Kesme Parametrelerinin Eksenel Kuvvet ve Kesme momentie Etkilerinin Deneysel Araştırılması. Makine Teknolojileri Elektronik Dergisi, 12(2), 41-49.
4. Kivak, T., Şeker, U. Ti-6Al-4V Alaşımının Delinmesinde Tungsten Karbür Takımlara Uygulanan Kriyojenik İşlemin Eksenel Kuvvet Ve Kesme momenti Üzerindeki Etkileri, 17. Uluslararası Makina Tasarım ve İmalat Kongresi, 12-15 Temmuz 2016, Bursa
5. Wang, L. P., Wang, J. S., Ye, P. Q., & Wang, L. J. (2001). A theoretical and experimental investigation of thrust and torque in vibration microdrilling. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 215(11), 1539-1548.
6. Zhang, L. B., Wang, L. J., Liu, X. Y., Zhao, H. W., Wang, X., & Luo, H. Y. (2001). Mechanical model for predicting thrust and torque in vibration drilling fibre-reinforced composite materials. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 41(5), 641-657.
7. Rincon, D. M., Ulsoy, A. G., Kaftanoğlu, B. (1994). Effects of drill vibrations on cutting forces and torque. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 43(1), 59-62.
8. Strenkowski, J. S., Hsieh, C. C., & Shih, A. J. (2004). An analytical finite element technique for predicting thrust force and torque in drilling. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 44(12), 1413-1421
9. Wiriyaosol, S., & Armarego, E. J. (1979). Thrust and torque prediction in drilling from a cutting mechanics approach. In CIRP Annales (Vol. 28, No. 1, pp. 87-91)

10. Çakır, A., “Al 7075 ve Al 6013 Alüminyum Malzemelerin Delme Operasyonları Esnasındaki Kesme Parametrelerinin İncelenmesi”, Yüksek Lisans Tezi, Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara, 67-85 (2009).
11. Mohan,N.S., Ramachandra, A., Kulkarni, S., M., ”Influence of process parameters on cutting force and torque during drilling of glass-fiber polyester reinforced composites”, Composite Structures, 71: 407-413 (2005).
12. Çakiroğlu, Ramazan, et al. "Modelling of Drill Bit Temperature and Cutting Force in Drilling Process Using Artificial Neural Networks, pages: 333-340." Politeknik Dergisi 20.2 (2017)
13. Korkut, I., Acır, A., and Boy, M., "Application of regression and artificial neural network analysis in modelling of tool–chip interface temperature in machining." Expert Systems with Applications 38.9 (2011): 11651-11656.
14. Şahin, İ., "Yapay Sinir Ağları İle Al/Sic Kompozit Malzemenin Yüzey Pürüzlülüğünün Tahmini." Gazi Üniversitesi Mühendislik-Mimarlık Fakültesi Dergisi 29.1 (2014).
15. Yücel, E., and Günay M., "Modelling and optimization of the cutting conditions in hard turning of high-alloy white cast iron (Ni-Hard)." Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science 227.10 (2013): 2280-2290.
16. Acır, Adem. "Application of artificial neural network to exergy performance analysis of coal fired thermal power plant." International Journal of Exergy 12.3 (2013): 362-379.
17. Mohanraj M., Jayaraj S. and Muraleedharan C., Exergy analysis of direct expansion solar-assisted heat pumps using artificial neural Networks, Int. J. Energy Res.; 33:1005–1020, 2009.

AKILLI SİSTEM DENETİMLİ CNC FREZELEME İŞLEMLERİNDE İLERLEME OPTİMİZASYONU

Yusuf Fedai^a, Ali Ünüvar^b

a, Osmaniye Korkut Ata Üniversitesi / Mühendislik Fakültesi /İmalat Mühendisliği Bölümü, yusuffedai@osmaniye.edu.tr

b, Selçuk Üniversitesi/ Mühendislik Fakültesi/ Makina Mühendisliği Bölümü, aunuvar@selcuk.edu.tr

Özet

Bu çalışmada, CNC freze tezgahlarında ilerleme değerinin, akıllı sistemlerle kontrolü sağlanarak verimliliği artırmak ve kesme koşullarını iyileştirmek amaçlanmıştır. Yapılan deneysel çalışmalarda farklı kesme koşullarında takım aşınması ve kesme kuvvetlerindeki değişimlerin sisteme öğretilmesi için gerekli veriler, bu deneylerle elde edilmiştir. Yapılan deneylerden elde edilen kesme kuvvet ve takım aşınması değerleri akıllı sistemlerin eğitilmesinde kullanılmıştır.

Akıllı sistemler olarak, takım aşınması miktarının belirlenmesinde Adaptif Sinirsel Bulanık Çıkarım Sistemi (ANFIS), kesme kuvvetlerinin tahmininde Yapay Sinir Ağları (YSA) ve işleme parametrelerinin optimizasyonunda Parçacık Sürü Optimizasyonu (PSO) yöntemi kullanılmıştır. Bu üç yöntem, bütünleşik olarak çalışacak bir şekilde bir sistem oluşturulmuştur. Bu akıllı sistem, kendisine verilen parametrelerden optimum ilerlemeyi verecek şekilde tasarlanmıştır. Programa verilen rastgele işleme parametrelerden adaptif çıkış elde edilmektedir. Örnek olarak belirlenen boyda bir iş parçasının kesilmesinde, zamana bağlı olarak kesme parametrelerinin(ilerlemenin) değişimini içeren CNC kodları sistem tarafından üretilmektedir. Çalışma esnasında takımın aşınma seviyesi ve kesme kuvvetlerindeki değişim de sistem tarafından hesaplanmaktadır. Bütünleşik sistemin kontrolü ve veri iletişimi için programın bir arayüzü oluşturulmuştur. Elde edilen sonuçlar sayısal ve grafiksel olarak bu arayüzde görülmektedir.

Anahtar kelimeler: Frezeleme, Akıllı Sistemler, Parçacık Sürü Optimizasyonu,

OPTIMIZATION OF FEED-RATE IN CNC MILLING PROCESSES CONTROLLED BY INTELLIGENT SYSTEM

In this study, it is aimed to increase the productivity and improve of the cutting conditions by controlling the Feed-rate in CNC milling machines with intelligent systems. The necessary data were obtained to teach the tool wear and cutting forces changes in different cutting conditions by experimental studies. Adaptive Neural Fuzzy Inference System (ANFIS) is used as an intelligent system. Artificial Neural Networks (ANN) is used in determining the amount of tool wear and Particle Swarm Optimization (PSO) is used in prediction of cutting forces and optimization of processing parameters. These three methods is integrated into a system. This intelligent system is designed to give optimum progression to the parameters given to it. The adaptive output is obtained from the random processing parameters given in the program. CNC codes are generated by the system, including a change in cutting parameters (Feed-rate) depending on the time when a workpiece of the specified length is cut. During the operation, the wear level of the tool and the change in cutting force are also calculated by the system. An interface to the program is created for the control of the integrated system and for data communication. The results obtained are displayed numerically and graphically in this interface.

Keywords: Milling, Intelligent Systems and Particle Swarm Optimization

1 GİRİŞ

Üreticinin, globalleşen dünyada ayakta kalabilmesi ve pazardaki rakipleriyle yarışabilmesi, en uygun kaliteyi maksimum verimlilikle en düşük maliyette ve en kısa sürede elde etmesiyle mümkün olacaktır. Genel anlamda olduğu gibi talaşlı imalat da verimlilik girdinin çıktıya oranı olarak tanımlanır. Bir talaşlı imalat girdileri; uzman bir operatör, gelişmiş bir tezgâh, işlenecek parça malzemesi, takım ve işçilik maliyetleri, çıktılar ise birim zamanında üretilen iş miktarı olarak sayabiliriz. İmalat maliyetlerinin çok küçük bir kısmını takım maliyetleri oluştururken uygun kesme parametrelerinin seçiminde yapılan hataların oluşturduğu hurda ve işçilik maliyetleri ön plana çıkmaktadır. Verimin artırılmasında optimum kesme parametrelerinin belirlenmesi, maksimum üretim hacmine ulaşılmasında en önemli etkidir.

Talaşlı imalat kesme hızı, ilerleme, kesme derinliği ve talaş derinliği gibi kesme parametrelerinin seçiminde operatörün tecrübeleri ile takım imalatçı firmalarının tavsiye ve kataloglarından alınmaktadır. Parametre seçim aralıklarının çok geniş olması sebebiyle seçilen değerlerle yapılan üretimin verimi oldukça düşüktür. Ayrıca takım, tezgâh, malzeme ve işçilik maliyetlerinin yüksekliği sebebiyle güven aralığı maksimum seviye değerleri seçilmektedir[1-4]. Yine işleme şartlarının çok karmaşık, doğrusal olmayan ilişkiler içinde olması, matematiksel teorilerin gelişim sürecini güçleştirmektedir. Ancak akıllı sistemlerin daha kısa sürede bu karmaşık ilişkilere optimum çözümler üretebilmesi, talaşlı imalatta yapılan çalışmalarda yoğun olarak tercih edilmesine sebep olmuştur[5-9]. Bütün malzeme kesme işlemlerinde, prosesin maliyet ve teknik olarak değerlendirilmesinde en belirleyici faktörler, kesme parametreleri, takım-malzeme-tezgâh üçlüsü, kesme şartları ve takımın aşınma durumudur. Yüzey pürüzlülüğü, kesme kuvvetleri, talaş tipi gibi çıktılar bu faktörlerden etkilenirler. Girdi parametrelerindeki değişkenlikler doğrudan çıktı parametrelerini etkilediği için bu parametreler sabit tutularak kontrol altına alınmaya çalışılır. Fakat çalışma esnasında takımdaki aşınma yüzey pürüzlülüğünde değişime ve kesme kuvvetinde bir artışa sebep olur. Ürün kalitesindeki sürekliliğin sağlanması ve işleme maliyetlerinin düşürülmesi için çalışma esnasında takımdaki aşınma durumunun izlenmesi, yüzey pürüzlülüğü ve kuvvetlerdeki değişimlerin sürekli ölçülerek bunlara karşılık gelen kesme parametrelerinin, değişimlere cevap verecek şekilde sürekli ayarlanması gerekir. Araştırmacıların büyük bir bölümü tarafından ifade edilen çalışmaların önündeki en büyük engel gelişmiş takım tezgâhlarındaki parça işleme programlarının, işleme esnasında kesme parametrelerinin dinamik değişimine, program haricinde dışardan bir uygulamayla müdahale ettirmemesidir. Bu sebeple yapılan çalışmada gerçek tezgâh ölçümlerinden aldığımız veriler kullanılarak bir akıllı sistem denetiminde optimum ilerleme değerlerinin işleme sürecinde oluşturulması sağlanmıştır.

Tarng ve ark. frezeleme işlemlerinde verimliliği artırmak için kesme kuvvetinin sabit tutulmasını esas alan bulanık mantığa dayalı sistemi geliştirmişlerdir. Takımın kırılmasını önlemek ve yüksek bir talaş kaldırma hacmi elde etmek için, takımın hava boşluğuna geldiğinde yüksek bir ilerleme ile geçtiğini, değişen kesme derinliklerine göre ayarlanabilir bir ilerleme ile hareket ettiğini yaptıkları deneysel kesme işlemleriyle göstermişlerdir[10]. Chiang ve ark. parmak frezelemede optimal kesme koşullarının online olarak belirlenmesi için iki tip YSA içeren bir mimari önermişlerdir. Geriye yayılım algoritmali bir YSA kesme prosesini tanımlamak için kullanılırken ikinci YSA operasyon kısıtlarına göre talaş kaldırma hacmini maksimize ederek uygun optimal kesme parametrelerini belirlemektedir[1]. Liu ve ark. Frezeleme prosesleri için iki tip adaptif kontrolör önermişlerdir. Bunlardan birisi YSA ve Genetik Algoritma (GA) tabanlı optimizasyonlu zeki adaptif kontrol (IACO) sistemidir. Diğeri ise YSA ve uzman kurallar tabanlı sınırlı zeki adaptif kontrol (IACC) sistemidir. Deneysel sonuçlar zeki adaptif kontrolörün geleneksel CNC frezelemeye göre daha güvenilir, kararlı ve verimli olduğunu göstermiştir[11]. Zuperl ve ark. yılında yaptıkları çalışmada takım aşınmasını ve kırılmasını önleyici adaptif bir sistem geliştirmişlerdir. Yapılan çalışmada kırılmaların önüne geçmek ve yüksek bir talaş hacmi elde etmek için ilerlemeyi adaptif olarak ayarlayan akıllı bir sistem geliştirmişlerdir[12]. Zhao ve ark. yaptıkları çalışmada, sabit kesme kuvveti elde etmek için kesme parametrelerin optimizasyonunu, kesme bazlı sanal işlemeye dayalı olarak incelemişlerdir. Çalışmada frezeleme işleminde kesme parametrelerinin sanal işleme dayalı optimizasyonu için parçacık sürü

optimizasyonu optimum iş mil hızı ve ilerleme bulmak için kullanılmıştır[13]. Zain ve ark. Yapay sinir ağları kullanarak, frezeleme işleminde yüzey pürüzlülüğüne etki eden değişkenlerin etkilerini araştırmışlardır. Yapay sinir ağı yapılarını karşılaştırarak yüzey pürüzlülüğünün tahmin edilmesinde en iyi sonucu 3 - 1 - 1 ağı olarak belirlemişlerdir[5]. Reibenschuh ve ark. yaptıkları çalışmada, kesme sırasında kesme koşullarını optimize etmek için kullanılan farklı optimizasyon yöntemleri, bir karşılaştırma şeklinde vermişlerdir. Çalışmada optimizasyon yönteminin doğru seçimi için bu yöntemlerden kısaca bahsedilerek, bulanık sistemler, sinir ağları, genetik algoritma, tavlama benzetimi, karınca koloni algoritması, parçacık sürü optimizasyonu, lens teknolojisi ve diğer birleşik hibrit teknolojiler konusunda bilgiler verilerek karşılaştırılmıştır. PSO ve GA algoritması, kesme koşulları iyileştirmek kesici uç takım aşınmasını azaltmak bitmiş yüzey değerlerini geliştirmek ve takıma gelen kuvvetleri azaltmak için uygulanmaktadır[14]. Ok ve ark. yaptıkları çalışmada AISI 304 paslanmaz çeliğin CNC de parmak freze ile işlenmesinde iki farklı tip kesici takım kullanarak yaptıkları deneylerde aynı zamanda işleme parametrelerinin yüzey pürüzlülüğü üzerine etkilerini incelemişlerdir. Yaptıkları çalışmada deneysel olarak elde edilmiş veriler ile alternatif bir tahmin yöntemi olan ANFIS yöntemi kullanarak bir tahmin modeli geliştirmişlerdir[15]. Shahriar ve Ahmat Nafis yaptıkları çalışmada, işlenmiş ürünlerin kalitesini belirleyen bir gösterge olan yüzey pürüzlülüğü kesme parametrelerinden oldukça etkilenmektedir. Alüminyum alaşımı kullanarak, frezeleme ile değişik kesme parametreleriyle 84 farklı deney yapmışlardır. Oluşturdukları anfis modeliyle yüzey pürüzlülüğü değeri tahmin etmişlerdir[16]. Asilturk yaptığı çalışmada CNC tornalama sürecinde, titreşime dayalı olarak yüzey pürüzlülüğünü tahmin eden bir adaptif sinirsel bulanık çıkarım sistemi modeli sunmuştur. Modelin giriş parametreleri uç radyüsü, kesme hızı, ilerleme, kesme derinliği ve titreşim genliğidir. Bu parametrelerle çıkış parametresi olan yüzey pürüzlülüğü belirlenir. ANFIS'te türetilen tahmin değerleri ile deneysel veriler karşılaştırılmıştır. Elde edilen tahmini doğruluk değerinin % 97.52 olduğu gözlemlenmiştir[17]. Theja ve ark. yaptıkları çalışmada, günümüzde nümerik ve Yapay Sinir Ağları yöntemleri yaygın modelleme ve üretim teknolojilerinin performansını optimize etmede kullanıldığını belirterek, son frezeleme işlemi için en uygun proses parametrelerinin bulunmasını hedeflemişlerdir. Kaldırılan talaş hacmi (MRR) ve takım aşınma direnci, çıktı olarak alınmıştır. Optimum işleme parametreleri yapay sinir ağının çıkışı olarak kullanılmıştır. Sonuçlara göre YSA tahmini başarıyla gerçekleştirmiştir[18]. Harinath ve ark. çalışmalarında, günümüzde üretim sorunlarının çözülmesinde modelleme ve optimizasyonun yaygın bir şekilde kullanıldığından bahsederek, işleme parametrelerini optimize etmek için sayısal yöntemleri ve yapay sinir ağlarını kullanmışlardır. Deneylerinde ana hedef, optimum işleme parametrelerinin belirlenmesidir. Frezeleme işlemi için, optimum işleme parametreleri YSA'ya öğretilmiş ve alınan çıktılar deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Elde edilen sonuçlara göre, son frezeleme sürecinde modelleme ve optimizasyon YSA yöntemiyle başarıyla gerçekleştirmişlerdir[19]. Yapılan araştırmalarda optimum kesme parametrelerini elde etmek için genetik algoritma - parçacık sürü algoritması optimizasyonu veya her ikisini de kullanan çalışmalar yapılmıştır[8, 20-25].

Bu çalışmada, CNC freze tezgahlarında ilerleme değerinin, parçacık sürü optimizasyonu, yapay sinir ağları ve adaptif bulanık çıkarım sistemi gibi akıllı sistemlerle kontrolü sağlanarak verimliliği artırmak ve kesme koşullarını iyileştirmek amaçlanmıştır. Bu hedef doğrultusunda önce kesme deneyleri yapılmış, deneylerden elde edilen verilerle akıllı sistem eğitilmiştir. Akıllı sistem kesme parametrelerini optimize ederek değişen koşullar için en uygun ilerleme değerini çıktı olarak vermektedir.

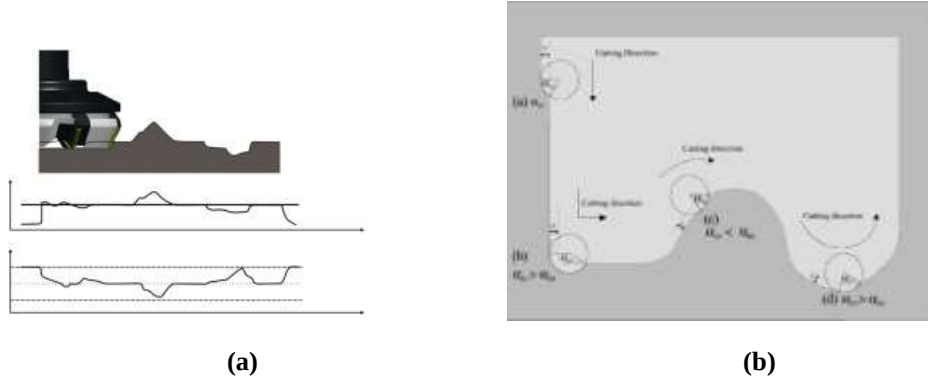
2. MATERYAL ve YÖNTEM

2.1 Problemin tanıtılması

Frezelemede karşılaşılan kesme problemlerinin çözümünde işleme sürecinde kaldırılan talaş hacminin değişimine karşılık, takıma gelen kesme kuvvetlerindeki değişimi karşılayacak optimum kesme parametrelerinin belirlenmesi olarak tanımlanabilir. Kesme derinliği(a_p), kesme genişliği(a_e), ilerleme (f) ve kesme hızı(v_c), işleme operasyonunda en büyük etkiye sahiptir. Kesme derinliği genellikle iş parçası geometrisi ve operasyon sırasına göre önceden belirlenir. Bu durum, işleme süresi ve maliyeti düşük tutmak için, iş parçasına gerekli kesme derinliği verilerek, mümkünse tek pasoda işlemin tamamlanması istenir. Bu nedenle aslında işleme parametresi seçme, uygun kesme hızı ve ilerleme kombinasyonunu seçme durumuna gelir[20].

Literatürde ve teknolojik uygulamalarda yapılan birçok çalışmanın temeli bu parametrelerden sadece ilerleme değerinin optimizasyonuna dayanır[26].

Esasında sabit bir ilerleme değerinde yapılan kesme esnasında meydana gelen kuvvet değişimlerini oluşturan iki temel sebep vardır. Bunlardan birincisi kesme esnasında talaş hacminin anlık değişimi diğeri ise takım aşınmasında dolayı meydana gelen kuvvet artışlarıdır. Kesmede ilk pasoda geometrik yüzey düzgünlüğü ve özellikle cep frezelemede köşe ve radyüslerde kesilen hacmin değişmesinden dolayı meydana gelen kuvvet artışı değişimleri bu duruma örnek olarak verilebilir(Şekil 1).

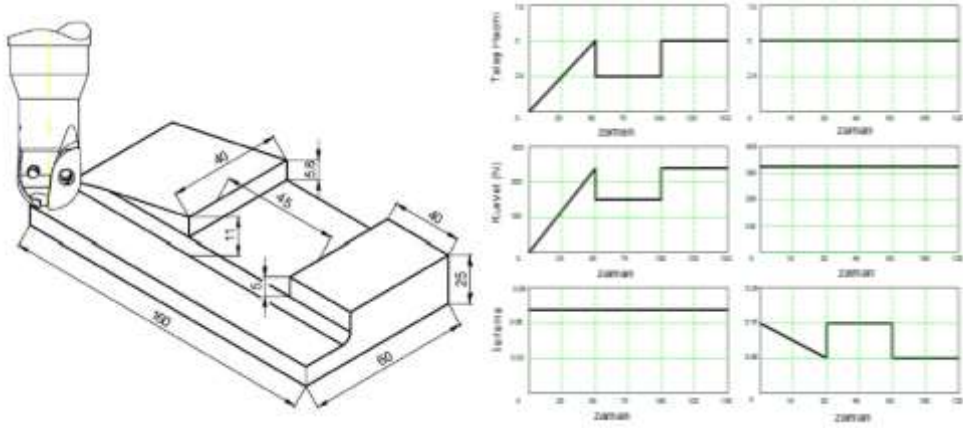


Şekil 1. Kaba pasolamada (a) ve serbest formlu cep veya alın frezelemede (b) talaş hacmi değişimi

Şekil 2. de Cus ve Zuperl ark. yaptıkları çalışmalarda farklı geometrik biçimdeki iş parçasına gelen kuvvet değişimini dengelemek için ilerleme miktarının nasıl değişmesi gerektiği ile ilgili optimizasyon çalışmaları yapmışlardır. Yaptıkları çalışmalarda kuvvet ve ilerleme ile ilgili değişim grafikleri şekil 2’de görülmektedir. Çalışmada özellikle değişen kuvvetin sabitlemesi için ilerlemenin adaptif olarak geometriye bağlı olarak değişmesi gerektiğini vurgulanmıştır[27, 28].

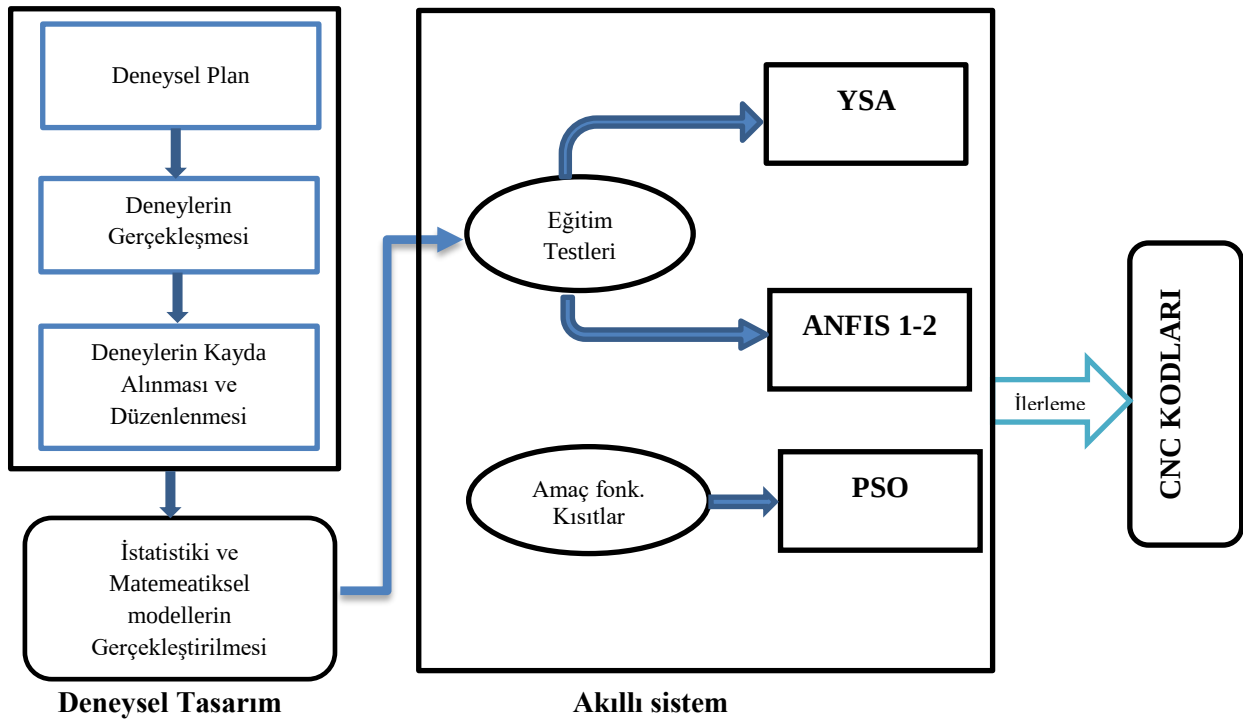
Anlık kuvvet değişimlerini karşılayacak şekilde optimizasyonla ilgili birçok çalışma yapılmıştır. Fakat literatürde kesici takımın aşınmasına karşılık gelen bir optimizasyon çalışmasına çok az rastlanmaktadır. Takım aşınırken kesme kuvvetleri de değişir ve bu değişim takım aşınmasının bir göstergesi olarak kullanılır[29]. Kesme işlemi esnasında kesici takımda oluşan kesme kuvvetleri, kesme işleminin ekonomikliğini ve gerekli güç ihtiyacının belirlenmesi açısından en önemli parametredir. Kesme kuvvetleri ile kesici takım arasındaki etkileşimler, kesici takım aşınması veya kırılması açısından büyük önem arz etmektedir[15]. Talaş kaldırma sırasında ihtiyaç duyulan asıl kesme kuvveti, talaş kaldırmak için harcanan gücü dolayısıyla enerji maliyetini belirleyen en önemli parametredir. Dolayısıyla giriş parametrelerine bağlı olarak doğru kesme kuvvetlerinin tayini, işleme maliyet ve performansı açısından büyük önem taşır[10].

Kuvvet değişimine neden olan bir diğer önemli etken ise takım aşınmasıdır. Yaptığımız deneylerden elde ettiğimiz sonuçlardan da anlaşıldığı gibi ortalama kuvvet değişimlerinin ise % 55 civarında olduğu tespit edilmiştir. Bu durumda kuvvetin ilk başlangıcından aşınma sonuna kadar yaklaşık iki kat arttığını göstermektedir.



Şekil 2. Değişik formdaki parçaların frezelemesine karşılık ilerleme ve kuvvetin değişimi

Kesme parametrelerinin optimize edilmesinde aksel kesme derinliği parçanın geometrisine bağlı olduğu için optimizasyon işlemi yalnızca ilerlemenin değiştirilmesiyle yapılabilmektedir. Sonuç olarak kaba işlemede oluşan kesme kuvvetindeki artış takımın o ana kadar aşınması sonucu meydana gelen kuvvet değişimi ile takımın o andaki kesme geometrisindeki değişen aksel kesme derinliği boyutuna bağlı değişimin toplamı şeklindedir. Böylece sistem bütünlüğü açısından kesme işlemi sürekliliği göz önüne alındığında sistemdeki gerçek kesme kuvvet değerinin değişimine cevap veren gerçek ilerleme değeri her iki sistemden gelen değerlerin toplamı şeklinde olmalıdır.



Şekil 3. Akıllı Sistem Akış Şeması

Çalışmada, girdi ve çıktı değişkenleri arasındaki herhangi bir matematiksel işleme ihtiyaç duymadan, doğrusal olmayan modellemeyi sağlayabildiği, öğrenme, hafızaya alma ve veriler arasındaki ilişkiyi ortaya çıkarma kapasitesine sahip olduğu için frezelemede kesme kuvvetlerinin tahmininde Yapay Sinir Ağları, ana çıktıyı yani optimum kesme parametrelerinin tayininde geleneksel olmayan optimizasyon yöntemlerinin optimizasyon problemlerindeki parçacık sürü optimizasyonu, takım aşınmasının tayin edilmesinin son yıllarda bu konuda uygulanmış ve yüksek hassasiyetle başarı göstermiş Uyarlamalı Sinirsel Bulanık çıkarım Sistemi kullanılmıştır. Şekil 3. de deneysel verilerin elde edildiği ve modellendiği deneysel tasarım ile PSO, ANFIS ve YSA' nın kullanıldığı Akıllı Sistem den oluşan akış şeması verilmiştir.

2.2. Deneyler

Deneylerde, kesme kuvvetlerinin ve takım aşınma değerlerinin daha iyi incelenebilmesi için iş parçası olarak, 50*50*300 kare kesitli 316L paslanmaz çelik kullanılmıştır. İş parçasının 3000 mm boyundaki tek bir malzemeden kesilerek fiziksel ve kimyasal özelliklerin farklı olması önlenmiştir.

Frezeleme işlemi, Mazak Variaxis 500-5X, 5 eksen CNC dik işleme tezgâhında yapılmış, Kesme kuvveti sinyallerinin ölçülmesinde Kistler firmasına ait 9257-B modeli dinamometre kullanılmıştır.

Deneylerde kesme esnasında takımın her 300 mm'lik kesme boyu bir kuvvet ölçümü olarak kaydedilmiştir. Ölçme işlemi yüzeyden kaldırılan her pasodan sonra yapılmıştır. Paso sonunda kesici uçlar sökülerek meydana gelen serbest yüzey aşınma miktarı (flank wear, VB) Mitutoyo marka (Toolmaker's Microscope) takımcı mikroskopuyla ölçülmüştür. Ölçme esnasında mikroskoptaki aşınma görüntüsü yüksek çözünürlüklü bir fotoğraf makinasıyla resimlenmiştir. Kesici takım aşınma kriteri, TS ISO 8688'e bağlı kalınarak yan yüzey aşınma şeridi genişliği (VB=0,3 mm) esas alınmıştır. Ölçme işlemi yapılırken, takımı mikroskopun altında tutulabilecek bir aparat hazırlanmış ve bu sayede aşınan kenara dik bakılarak ölçme yapılmıştır. Ölçülen değer 0,3 mm seviyesine geldiğinde takım aşınmış kabul edilmiştir. Kesmede kullanılan takımda her iki takma uçlar ayrı ayrı ölçülerek değerleri kaydedilmiştir. Aşınma miktarı olarak iki takma uç aşınmalarının ortalaması alınmıştır.

Çalışmada, Tablo1.de verilen işleme parametrelerinin sınırları, takımcı firmadan alınan görüşler doğrultusunda kataloglardan ve tecrübelerin ışığında aşağıdaki şartlarda seçilmiştir.

Tablo 1. Değişkenler ve seviyeleri

Parametre	Seviye				
	2	1	0	-1	-2
v (m/dk)	283	200	141	100	71
f (mm/diş)	0,226	0,16	0,113	0,08	0,028
a_e (mm)	11,95	10	8,37	7	2,92
a_p (mm)	2,59	1,5	0,866	0,5	0,144

Belirlenen seviyelere göre yapılan deneyler ile 6 tekrardan meydana gelmektedir. Tablo 2'de görüldüğü gibi deney planı aşağıdaki gibi belirlenmiştir.

2.3 Kuvvet ve aşınmanın incelenmesi

Yapılan deneylerden elde edilen kuvvet verileri değişik parametrelere göre incelenmiştir. Farklı kesme parametreleriyle yapılan deneylerde kesme başlangıcında takıma etkiyen kuvvet (Resim 4'te yeşil renkte) ile kesme bitiminde takıma etkiyen kuvvetlerin değişim grafiği (kırmızı renkte) şekil 4.'de, görülmektedir. Grafiğe göre Aynı kesme parametrelerindeki kuvvet değişimleri ise %29 ile % 211 arasında değişim göstermektedir. Ortalama kuvvet değişimlerinin ise % 55 civarında olduğu tespit edilmiştir[30]. Sistemdeki F_R bileşke kuvvet, F_x radyal ve F_y eksenel kuvvetlerin bileşkesidir.

Tablo 2. Deney tasarımı

Deney No	v (m/dk)	f (mm/diş)	a_p (mm)	a_e (mm)
1	100	0,08	0,5	10,00
2	200	0,08	0,5	10,00
3	100	0,16	0,5	10,00
4	200	0,16	0,5	10,00
5	100	0,08	1,5	10,00
6	200	0,08	1,5	10,00
7	100	0,16	1,5	10,00
8	200	0,16	1,5	10,00
9	100	0,08	0,5	6,67
10	200	0,08	0,5	6,67
11	100	0,16	0,5	6,67
12	200	0,16	0,5	6,67
13	100	0,08	1,5	6,67

Deney No	v (m/dk)	f (mm/diş)	a_p (mm)	a_e (mm)
14	200	0,080	1,50	6,67
15	100	0,160	1,50	6,67
16	200	0,160	1,50	6,67
17	71	0,113	0,87	8,37
18	283	0,113	0,87	8,37
19	141	0,028	0,87	8,37
20	141	0,226	0,87	8,37
21	141	0,113	0,14	8,37
22	141	0,113	2,59	8,37
23	141	0,113	0,87	2,92
24	141	0,113	0,87	11,95
25	141	0,113	0,87	8,37

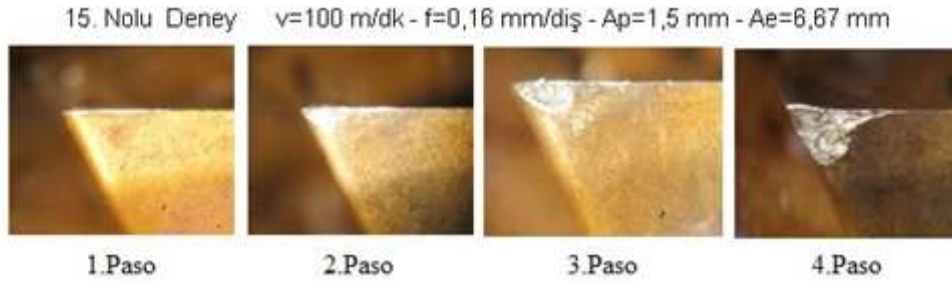
Not: 25. Deney 6 kez tekrarlanmıştır.



Şekil 4. Serbest Yüzey Aşınma miktarı 0,05~0,3 mm arasındaki FR kesme kuvvetleri

Deneylerde kesme esnasında kesici takımların aşınma miktarı ölçümü esnasında resimleri çekilerek uçlarda meydana gelen aşınma türleri de incelenmiştir. Uçlarda oluşan aşınma türleri genellikle ince talaş kalınlığı ve yavaş ilerleme hızları için normal yanal yüzey aşınması görülürken, deney şartları içerisinde yüksek ilerleme veya büyük kesme kalınlıklarında genellikle uç kırılması tanecik kopması ve literatüre uygun olarak görülen çentik aşınması görülür. Çentik aşınması talaş derinliği çizgisindeki kesici ucun hem eğimli yüzünde hem de serbest yüzeyinde aşırı derecede bölgesel hasarla belirlenen uç aşınmasıdır. Yapışma (talaşların basınç ile kaynaması) ve bir deformasyon sertleşmesine maruz kalmış yüzey neden olur. Takım ucu kırıldığı zaman frezelemede tüm kuvvetlerde belirgin bir değişim görülür. Kuvvetlerdeki değişimini büyüklüğü kesme kenarı boyunca takımdaki kırılmanın uzunluğu ile orantılıdır. Şekil 5'te, 15. Deney

sonuçlarına ait örnek 2 no'lu ucun aşınmasının 1. Pasodan 4. Pasoya kadar olan değişimi görülmektedir.



Şekil 5. 15 Nolu deney Takım Aşınması Aşamaları

3. Akıllı Sistemin Yapısı ve Çalışması

Akıllı sistem; optimum işleme parametrelerini belirleyen Parçacık sürü optimizasyonu, takım ömrünü tahmin eden ANFİS 1 yapısı ve değişen kuvvet durumuna göre ilerlemeyi tahmin eden ANFİS 2 yapısından ve takım yolu boyu ve aşınmaya göre değişen kesme kuvvet değerlerini bulan Yapay sinir ağından meydana gelen birleşik bir sistemdir (Şekil 3). Takım aşınmasını karşılayan ilerleme değerinin ayarlanması durumu için sistemin çalışması aşağıda açıklanmıştır. Sistemin içerdği parçacık sürü optimizasyonu, ANFİS yapısı ve Yapay sinir ağlarının çalışmasının açıklanmasından ziyade sistemin şema üzerindeki çalışması açıklanmaktadır. Aşağıda Tablo 3'te kullanılan Akıllı sistemlerin giriş-çıkış parametreleri verilmiştir.

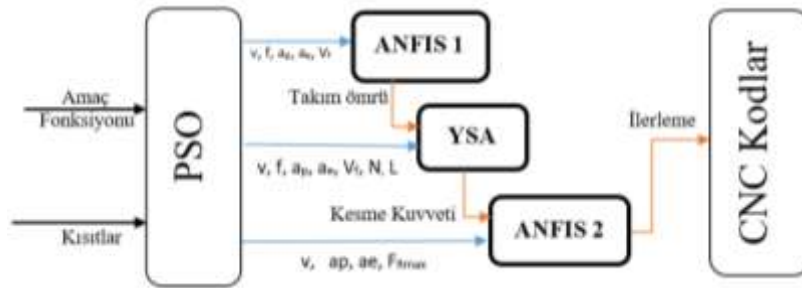
3.1 Akıllı Sistemin Elemanları

Sistemde kullanılan Akıllı sistemlerin görevleri, yapısı ve çalışması aşağıda açıklanmıştır. Şekil 6. de Akıllı sistemin akış şeması görülmektedir.

Tablo 3. Akıllı Sistem elemanları giriş-çıkış parametreleri

Akıllı Sistem	Giriş Parametreleri	Çıkış Parametreleri
Parçacık Sürü Optimizasyonu	Amaç fonksiyonu, Kısıtlar	v_0, f_0, a_{p0}, a_{e0} (Vf_0, N_0 hesapla)
ANFİS 1	$v_0, f_0, a_{p0}, a_{e0}, Vf_0$	T-takım ömrü (L- takım yolu-hesapla)
Yapay Sinir Ağı	$v_0, f_0, a_{p0}, a_{e0}, Vf_0, N_0, L_0 (L_n)$	$F_{R0} (F_{Rmax})$
ANFİS 2	$v_0, a_{p0}, a_{e0}, F_{Rmax}$	f_{son}

PSO: Parçacık sürü optimizasyonu sistemdeki kesme parametrelerini optimize eden kısımdır. Optimizasyon işlemi için amaç fonksiyonu olarak minimum üretim zamanı seçilmiştir. PSO belirlenen amaç fonksiyonunu minimum yapmak için fonksiyon kısıtları içerisinde kesme kuvvet parametrelerinin optimum değerlerini kendi çalışma yapısı içerisinde bulur. Amaç fonksiyonunda kullanılan takım ömrü denklemi ile kısıtlarda kullanılan yüzey pürüzlülük ve kuvvet kısıtının kullanıldığı değerler, deneylerden elde edilen regresyon denklemleriyle sağlanmıştır.



Şekil 6. Akıllı Sistem ile İlerleme Değerinin Optimizasyonu

PSO'nun bulduğu ilk kesme parametreleri (v_0 , f_0 , ap_0 , ae_0) olarak gösterilmiştir. Devir ve Tabla ilerlemesi bu parametreler yardımıyla nümerik olarak hesaplanır.

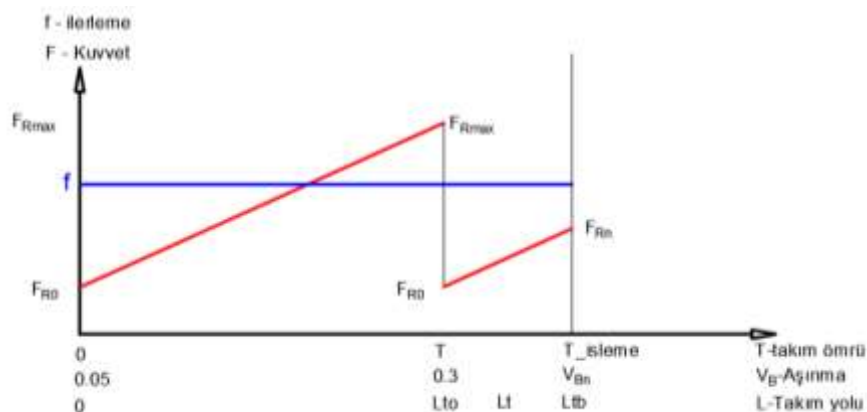
ANFIS 1: sistemde kullanılan **ANFIS1** yapısı öncelikli olarak deney sonuçlarıyla 5 giriş 1 çıkış olacak şekilde eğitilmiştir. Bu sayede PSO dan gelen ilk kesme parametrelerine göre takım ömrünü tahmin etmektedir. **ANFIS1**'in eğitiminde kullanılan test takım ömrü değerleri $V_b=0,3$ mm takım ömrüne göre ayarlandığı için **ANFIS**'in bulduğu takım ömrü değerleri de $V_b=0,3$ mm takım ömrüne karşılık gelen değerlerdir. Tahmin edilen takım ömrü değerinden hesaplama yöntemiyle PSO'nun bulduğu işleme parametreleri şartlarındaki değerlere göre bir takım ömrü boyunca takımın alacağı yol olan takım yolu bulunabilir. Aynı zamanda bir takım ömrü boyunca kaldırılacak toplam talaş hacmi de takım ömrü formülünden elde edilebilir.

YSA: PSO'dan gelen optimum kesme parametreleri ile bu parametrelerden türetilmiş devir ve tabla ilerlemesi değerleriyle birlikte **ANFIS** 1 den gelen L takım yolu verileri eğitilmiş yapay sinir ağından geçirilerek kesme esnasında oluşan kuvvet değeri tahmin edilir. YSA'ya gönderilen takım yolu değerine göre elde edilen kuvvet değeri kademeli olarak değişmektedir. İlk verilen $L=0$ değeri kesme kuvvetin başlangıç değerini verirken, bir takım ömrüne karşılık gelen L_{t0} değeri ise takımın tam aşınması sonucu kuvvetin ulaşacağı muhtemel maksimum kesme kuvvet değerini verecektir.

ANFİS 2: PSO'nun tahmin ettiği optimum kesme koşullarındaki aşınma sonucu meydana gelen kuvvet artışına karşılık gelen daha düşük değerdeki ilerleme değerini tahmin eder. ANFİS 2 yapısına F_{Rmax} kesme kuvveti girildiğinde bulunan ilerleme değeri bir takım ömrü boyunca sabit kesme parametreleri için en düşük ilerleme değeridir. İlerleme değeri PSO nun bulduğu ilk değerden başlayarak bir takım ömrü boyunca bulunan bu değere doğru lineer bir şekilde azalarak kuvvetin sabit kalmasını sağlar.

3.2. Sistemin çalışması

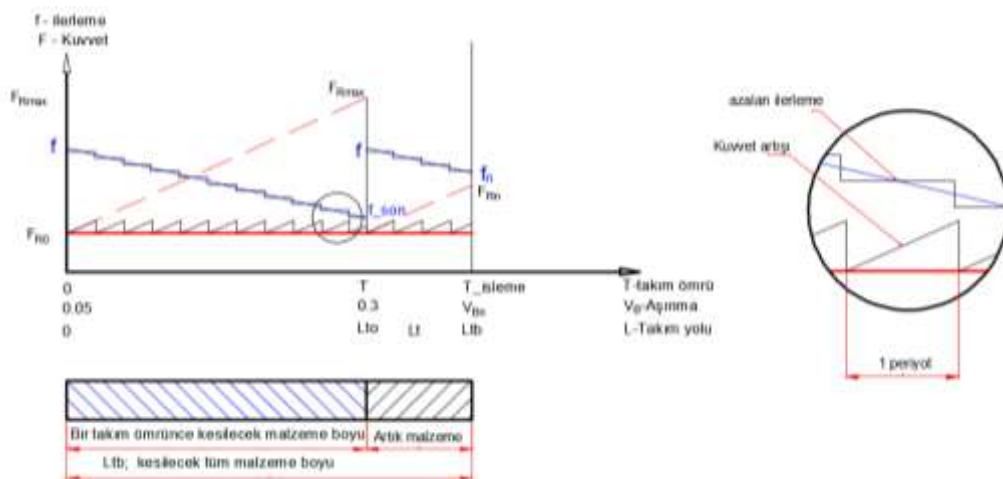
Akıllı sistem çalışmadan önce ilerleme değeri sabit kalırken, kuvvet takımının aşınmasına paralel olarak artış gösterir. Hesaplamalarda bu artışın lineer olduğu varsayılmıştır. (Şekil 7)



Şekil 7. Frezelemede Kuvvet – ilerleme grafiği (Normal Frezeleme)

Sistem ANFIS 1 tarafından Takım ömrü ve hesaplama yöntemiyle, bir takım ömrü boyunca takımın ilerleyeceği yol olan Takım yolunu bulur. YSA ilk olarak PSO'nun ürettiği optimum kesme parametreleriyle $L_0=0$ alınarak başlangıçta oluşacak bileşke kesme kuvvet değerini tahmin eder. YSA ikinci aşamada yine aynı kesme parametreleriyle yalnızca takımın tam aşınmış durumdaki $V_b=0.3$ (veya bir takım ömrü boyunca aldığı yol olan L_{tb} değerine karşılık gelen maksimum bileşke kesme kuvvet değerini tahmin eder. Elde edilen bu kuvvet değeri ANFIS 2 yapısına gönderilerek kuvvetin maksimum durumuna karşılık gelen en uygun ilerleme değerini bulur. Bulunan bu ilerleme değeri takımın tam aşınmış haldeki yani ilerleme değişkeninin alacağı en küçük son değerdir.

Akılmalı sistemin çalışması, takım aşınmasına veya kısa çalışmalarda kesme derinliğinin değişmesiyle oluşan kesme kuvvet değişimlerini dengeleyecek ilerlemenin optimizasyonla değiştirilmesine dayanır. CNC'nin işleme esnasında ilerleme değerinin değiştirilmesi için bir kesme periyodu (L_s) belirlemek gerekir. İşlenecek parça boyu kesme periyoduna bölünerek CNC'ye gönderilen parametrelerin kaç defa değişeceği yani tam takım yolu boyunca kaç tane periyot (Per_a_z) olduğu bulunmuş olur. Eğer bu periyot sayısı bir takım ömründe işlenecek takım yolundan büyükse periyot sayısı takım yolu, periyot sayısına bölünerek işlenecek malzemenin kaç tane takım ile işleneceği tespit edilir. n takım ömrüne karşılık gelen takım yolları çıktıktan sonra geriye kalan artık değer son takıma karşılık gelen değerdir. Kesme boyunca sistemin sabit tutacağı kuvvet olan F_{R0} değeri aşınmayla birlikte artar. Bu artış belirlenen periyot sonuna ulaştığında ilerleme değeri hesaplanan değer kadar düşürülerek kuvvetin tekrar F_{R0} konumuna geri gelmesi sağlanır. Bu işleme takım ömrü tamamlanıncaya ya da malzeme işlemesi bitinceye kadar devam eder (Şekil 8).



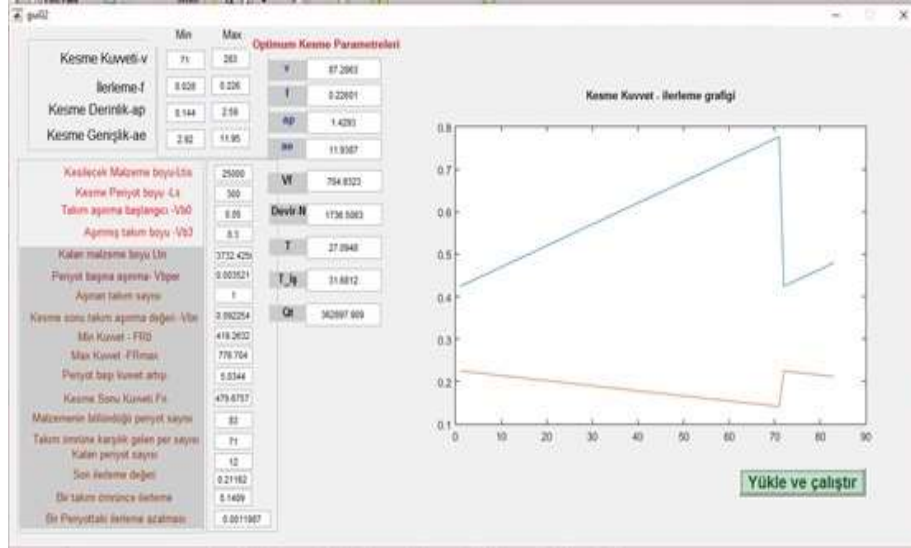
Şekil 8. Frezelemede Kuvvet – ilerleme grafiği (Akıllı sistemli)

Parçada geometrik değişimden dolayı α p değerinde bir farklılık olursa PSO bu sabit α p değerine göre yeni bir ilerleme değeri belirler, ANFİS 1, ANFİS 2 ve YSA yeni değerler üreterek sistemi yeniden başlatır. Bu işlem kullanıcı tarafından yapılabileceği gibi sisteme ilave edilecek bir döngü vasıtasıyla da yapılabilir.

3.3. Akıllı sistem Arayüzü

Oluşturulan Akıllı sistem'in arayüzü Şekil 9'da görülmektedir. Arayüz “girdi” ve “çıkıtı” değerlerinden oluşmaktadır. Arayüzde program sonucu elde edilen değerlerin bir çıkıtı listesi ile istenilen değişkenlerin ayarlanabildiği bir grafik mevcuttur. Grafiğe çıkıtı olarak kuvvetlerin değişimi, ilerleme değerinin değişimi kesme ile kaldırılan malzeme hacminin değişimi gibi değerleri eklemek mümkündür.

Girdi değerleri ise Akıllı sistemin çalışma şartlarının belirlendiği kullanıcının isteğine göre ayarlanabilen kesme kuvvet sınırları, kesilecek malzemenin boyu, kesilecek malzeme için seçilecek periyot boyu, takımın ilk aşınma veya aşınmış takımın değerinin ne olacağı gibi değerler manuel olarak giriş yapılabilir. Çıkışta elde edilen ilerleme ve diğer kesme parametreleri basit bir program vasıtasıyla G kodlarına dönüştürülmektedir.



Şekil 9. Akıllı adaptif sistem arayüzü

4. SONUÇLAR

Bu çalışmada, laboratuvar koşullarından farklı olarak matematiksel modellemesi zor olan adaptif koşullardaki kesme parametrelerinin optimizasyonu birleşik bir yapay zekadan oluşan Akıllı bir sistemle yapılmıştır. Sistem takımın dinamik kesme boyunca aşınmasına ve parçanın geometrik değişimleri sonucu kaldırılan talaş hacminin değişimine karşılık, takıma gelen kesme kuvvet değişimlerini optimum kesme parametrelerinin belirlenmesine dayanmaktadır. Literatüre paralel olarak bu değişimler ilerleme ile karşılanmaktadır. Sistemin çalışması için öncelikli yapılan deneylerden faydalanılmıştır. Farklı kesme parametrelerinin etkisinde takım aşınması, yüzey pürüzlülüğü ve kesme kuvvetlerindeki değişimlerin sisteme öğretilmesi için gerekli veriler, yapılan bu deneylerle elde edilmiştir.

Akıllı sistemdeki giriş ve çıkış verileri birbirleriyle gerçek işlemedeki gibi ilişki içerisinde çalışmaktadır. Sistem eğitimleri dolayısıyla tamamen deneylere dayandığı için, uygun laboratuvar şartlarında yapılmış ve yapılan istatistiki ve matematiksel modellemeleri başarılı olan deney sonuçlarının kullanılması sistemin başarısındaki en önemli etkidir. Bu sebeple yapılan deneysel çalışmalarda veriler arasındaki ilişkiler derinlemesine incelenmiştir.

Sistemde optimizasyon yöntemi olarak son yıllarda yüksek başarısından ve kullanımındaki parametre sayısının azlığından dolayı parçacık sürü optimizasyon yöntemi kullanılmıştır. Maliyet, dolayısıyla işleme zamanı minimizasyonu amaç fonksiyonu olarak seçilmiştir. Optimizasyonda, yüzey pürüzlülük, kesme kuvvet, kesme gücü gibi nonlinear kısıtlar deneyler sonucu oluşturulan regresyon denklemleriyle oluşturulmuştur.

Çalışmada, frezeleme işlemlerinde takım aşınması esas alınarak ekonomik takım kullanımı için bulanık mantık programlama yöntemi kullanılarak genel iki tane model kurulmuştur. Sistemde kullanılan ANFIS modellerinden, ANFIS 1 takım ömrünü tahmin etmektedir. Bulunan takım ömrü PSO'nun bulduğu kesme şartlarına göre çıktı vermektedir. Sistemde kesme şartları değiştirilip, farklı bir ilerleme veya kesilen malzeme geometrisi farklılaştığında ANFIS 1 kendisini yeni kesme şartlarına göre güncelleyerek, değişen şartlardaki takım ömrüne göre kalan takım yolunu güncellemektedir.

Çalışmada yapay sinir ağlarından oluşturulan model yüksek başarı yüzdesiyle değişen ilerleme değerine karşılık gelen kesme kuvvet değerinin tahmininde kullanılmıştır.

Endüstrideki verimliliği artırmak için yapılmış olan bu çalışma ile geliştirilen Akıllı sistem yazılımı sayesinde, kesme işlemine başlamadan önce veriler tezgaha kolaylıkla yüklenerek verimli bir kesme işlemi gerçekleştirilebilir.

Geliştirilen PSO, ANFIS ve YSA modellerinin başarısı, MATLAB programlama dili altyapısının ve araç kutularının başarılı bir şekilde uygulanması, Akıllı adaptif işleme sistemlerinin geliştirilmesinde kullanılabilirliğini de göstermektedir.

Program derlenebilir bağımsız çalıştırılabilmektedir. Bu sayede herhangi bir ticari programa bağlı kalmadan bir bilgisayarda da çalışabilmektedir.

KAYNAKLAR

- [1] S.-T. Chiang, D.-I. Liu, A.-C. Lee, W.-H. Chieng, 1995, Adaptive control optimization in end milling using neural networks, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 35(4) 637-660.
- [2] Y. Liu, T. Cheng, L. Zuo, 2001, Adaptive control constraint of machining processes, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 17(10) 720-726.
- [3] C. Xu, Y.C. Shin, 2008, An Adaptive Fuzzy Controller for Constant Cutting Force in End-Milling Processes, *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 130(3) 031001.
- [4] U. Zuperl, F. Cus, M. Reibenschuh, 2010, Modeling and adaptive force control of milling by using artificial techniques, *Journal of Intelligent Manufacturing* 23(5)1805-1815.
- [5] A.M. Zain, H. Haron, S. Sharif, 2010, Prediction of surface roughness in the end milling machining using Artificial Neural Network, *Expert Systems with Applications* 37(2) 1755-1768.
- [6] S. Al-Zubaidi, J.A. Ghani, C.H. Che Haron, 2011, Application of ANN in Milling Process: A Review, *Modelling and Simulation in Engineering* 2011 1-7.
- [7] F. Čuš, U. Župerl, 2011, Real-Time Cutting Tool Condition Monitoring in Milling, *Strojniški vestnik – Journal of Mechanical Engineering* 57(2) 142-150.
- [8] J.K. Rai, D. Brand, M. Slama, P. Xirouchakis, 2011, Optimal selection of cutting parameters in multi-tool milling operations using a genetic algorithm, *International Journal of Production Research* 49(10) 3045-3068.
- [9] M. Singh, D. Kumar, 2014, A Review on Artificial Intelligence Techniques Applied in End Milling Process, *International journal for research in applied science and engineering technology* 2(III)
- [10] Y. Tarng, S. Cheng, 1993, Fuzzy control of feed rate in end milling operations, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 33(4) 643-650.
- [11] Y. Liu, L. Zuo, C. Wang, 1999, Intelligent adaptive control in milling processes, *International Journal of Computer Integrated Manufacturing* 12(5) 453-460.
- [12] U. Zuperl, F. Čuš, E. Kiker, 2006, Intelligent adaptive cutting force control in end-milling, *Tehnički vjesnik* 13(1, 2) 15-22.
- [13] H. Zhao, J.G. Li, Y.X. Yao, C.Q. Liu, 2008, Cutting parameters optimization for constant cutting force in milling, *Applied Mechanics and Materials*, Trans Tech Publ, pp. 483-487.
- [14] U. Zuperl, F. Cus, M. Reibenschuh, 2012, Modeling and adaptive force control of milling by using artificial techniques, *Journal of Intelligent Manufacturing* 23(5) 1805-1815.
- [15] M. Ok, A. Unuvar, Ersoyoğlu. A.S., 2010, AISI 304 Paslanmaz Çeliklerin İşlenebilirliğinde Yüzey Pürüzlülüğünün Bulanık Mantık ile Yaklaşımı, 2. Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu -Konya, pp. 276 - 291.
- [16] H. Shahriar Jahan, 2011, Adaptive neuro-fuzzy inference system (ANFIS) based surface roughness prediction model for ball end milling operation, *Journal of Mechanical Engineering Research* 4(3)
- [17] I. Asilturk, 2011, On-line surface roughness recognition system by vibration monitoring in CNC turning using adaptive neuro-fuzzy inference system (ANFIS), *International Journal of the Physical Sciences* 6(22) (5353-5360.
- [18] K.D. Theja, G.H. Gowd, S. Kareemulla, 2009, Prediction & Optimization of End Milling Process Parameters Using Artificial Neural Networks, *International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering* 3(9)

- [19] G. Harinath Gowd, K.D. Theja, P. Rayudu, M.V. Goud, M.S. Roa, 2014, Modeling & Analysis of End Milling Process Parameters Using Artificial Neural Networks, Applied Mechanics and Materials, Trans Tech Publ, pp. 2733-2737.
- [20] N. Baskar, P. Asokan, R. Saravanan, G. Prabhakaran, 2006, Selection of optimal machining parameters for multi-tool milling operations using a memetic algorithm, Journal of Materials Processing Technology 174(1-3) 239-249.
- [21] S.B. Raja, N. Baskar, 2011, Particle swarm optimization technique for determining optimal machining parameters of different work piece materials in turning operation, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 54(5-8) 445-463.
- [22] D. Mocnik, M. Paulic, S. Klancnik, J. Balic, 2014, Prediction of dimensional deviation of workpiece using regression, ANN and PSO models in turning operation, Tehnički vjesnik 21(1) 55-62.
- [23] H. Gökçe, 2015, 3B Sanal İmalat Sistemlerinde Yapay Sinir Ağı ile Takım Aşınmasının Modellenmesi, Makina Teorisi sempozyumu, İzmir
- [24] M. Chandrasekaran, S. Tamang, 2016, ANN-PSO Integrated Optimization Methodology for Intelligent Control of MMC Machining, Journal of The Institution of Engineers (India): Series C 98(4) 395-401.
- [25] Y. Fedai, 2016, Frezeleme İşlemlerinde sanal zeki adaptif kontrol sisteminin geliştirilmesi, Fen Bilimleri enstitüsü Makina Mühendisliği, Selçuk Üniversitesi, 2016, p. 164.
- [26] J. Kloypayan, Y.-S. Lee, 2002, Material engagement analysis of different endmills for adaptive feedrate control in milling processes, Computers in Industry 47(1) 55-76.
- [27] U. Zuperl, F. Cus, M. Milfelner, 2005, Fuzzy control strategy for an adaptive force control in end-milling, Journal of Materials Processing Technology 164-165 1472-1478.
- [28] F. Cus, U. Zuperl, E. Kiker, M. Milfelner, 2008, Adaptive self-learning controller design for feedrate maximisation of machining process, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering 31(2) 469-476.
- [29] B.D. Li, 2011, Cutting Parameters Optimization Based on Radial Basis Function Neural Network and Particle Swarm Optimization, Advanced Materials Research 335-336 - 1473-1476.
- [30] Y. Fedai, A. Unuvar, 2015, 316l Östenitik Paslanmaz Çeliklerin Frezelenmesinde İşleme Parametrelerinin Kesme Kuvvetleri Ve Takım Aşınması Üzerindeki Etkileri, 6. Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu, ISTANBUL, pp. 346-355.

5th SESSIONS

P20 TAKIM ÇELİĞİNİN KARBONDİOKSİT YARDIMLI TALAŞLI İMALAT PERFORMANSININ DEĞERLENDİRİLMESİ

Özhan Kıtay^a , Kadriye Ebru Kırmacıoğlu^b ,Yusuf Kaynak^c

a, Marmara Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/TÜRKİYE, ozhankitay@hotmail.com

b, Marmara Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/TÜRKİYE, kadriye_ebru@hotmail.com

c, Marmara Üniversitesi Teknoloji Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/TÜRKİYE, yusuf.kaynak@marmara.edu.tr

Özet

Son yıllarda karbondioksit (CO₂) ile soğutma talaşlı imalat operasyonlarında kullanılmaya başlanan bir yöntemdir. Bu deneysel çalışmada karbondioksit ile soğutmanın P20 takım çeliğinin işlenebilme performansına etkisi araştırılmıştır. Sabit kesme hızında son yüzey işleme operasyonu için malzemenin işlenebilme performans kriterleri olarak kesme kuvvetleri, serbest yüzey aşınması, burun ve krater aşınmaları ve talaş kaldırma sıcaklığı dikkate alınmıştır. İlaveten işlenen parçaların ortalama yüzey pürüzlülükleri ve yüzey altı sertlikleri de aşınmaya bağlı olarak incelenmiştir. Karbondioksit kullanılarak elde edilen işlenebilme performansı çıktıları ile kuru kesme ve kesme sıvısı kullanılarak elde edilen bulgular karşılaştırılmıştır. Bu çalışma, seçilen malzeme için, karbondioksit yardımcı talaş kaldırma işleminin işleme performansını artırma potansiyeline sahip olmasına rağmen, karbondioksit yardımcı talaş kaldırma performansının esasen kesme koşullarından etkilendiğini göstermektedir.

Anahtar kelimeler:P20 kalıp çeliği, Karbondioksit, Talaşlı imalat performansı

EVALUATION CARBON DIOXIDE-ASSISTED MACHINING PERFORMANCE OF P20 TOOL STEEL

Abstract

Nowadays, Carbondioxide has been widely used in machining process as a coolant. In this experimental study, the effects of carbondioxide assisted coolant on machining performance of P20 steel is investigated. Cutting forces, flank wear, nose and crater wear, cutting temperature were taken into account to asses machining performance criteria in finising operation at constant speed. Besides, progressive wear-induced surface roughness and microhardness of machined parts were also investigated. Obtained results from carbondioxide assisted machining were compared with the results obtained from dry and flood cooling. This study shows although carbon dioxide-assisted machining has potential to improve the machining performance of this selected material, the performance of carbon dioxide-assisted machining is mainly affected from cutting conditions.

Keywords: P20 Tool steel, Carbon dioxide, Machining performance

1 Giriş

Uddeholm Impax Supreme, modifiye edilmiş AISI P20 plastik kalıp çeliği olup endüstride yaygın olarak enjeksiyon kalıpları, sıkıştırma kalıpları, ekstrüzyon kalıpları ve şekillendirme aletlerinin (pense, çekiç, vb.) yapımında kullanılmaktadır [1, 2]. P20 aynı zamanda otomobil endüstrisinde şaft, aks, araç önü ızgarası yapımında da yaygın olarak kullanılan bir malzemedir [3]. Yüzey sertliği ve kalitesi kalıplarda önem verilen konulardır ve kalıbın işlenmesinden sonra ısıtıl işlem uygulanamayacağından, P20 çeliğinin kalıp yapımında kullanılacağı zamanlarda önceden sertleştirilmiş olarak işlenmesi yapılmalıdır [4]. Tampon ve gösterge tablası gibi otomobil parçalarını üretmede kullanılan plastik kalıpları, genellikle ön sertleştirilmiş büyük çelik bloklardan imal edilmektedir [5].

Literatürde AISI P20 plastik kalıp çeliği kullanılarak yapılan talaşlı imalat çalışmaları incelendiğinde, [6] farklı kaplamalı kesici takımların P20 iş parçasının yüzey özelliklerine etkisinin ve [7] kuru kesme, kesme sıvısı ve minimum miktarda yağlama (MQL) koşullarında AISI P20 ve D2 çeliklerini işlenmesinde kesici burun aşınmalarının incelendiği görülmektedir. Bu malzemelerin özellikle plastik enjeksiyon kalıpcılığında kullanımında, plastik enjeksiyon kalıpları ile laptop, cep telefonu gibi ürünlerin üretildiğini ve bu yüzden kalıplarda yüzey kalitesinin iyileştirilmesi için kesme koşullarının optimize edildiği çalışmalarda mevcuttur. P20 çeliğinin farklı kesici takımlarla (CNB ve karbür gibi) işlenmesinde kesici takımlarda meydana gelen aşınma mekanizmaları da literatürde araştırılan konulardandır [8]. İlave, bu malzemelerin işlenmesinde kesici takım geometrisinin işleme performansına etkisi de literatürde yer almaktadır [9]. Deneysel çalışmalara ilave, P20 çelik malzemesinin işlenmesinde sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak talaş kaldırma tahminlerini içeren çalışmalarda yapılmıştır. Bu çalışmalarda özellikle kesme kuvvetlerinin tahminine odaklanılmıştır [10].

Talaşlı imalatda kullanılan çeşitli kesme koşulları içerisinde kriyojenik kesme koşulu işleme performansını arttırmak için kullanılan bir yöntemdir. Kriyojenik soğutma, kesme işlemi sırasında yüksek sıcaklık oluşumunu en aza indirmek ve ürün performansını iyileştirmek amacıyla kesme bölgesinde takım ile talaş arasına veya doğrudan iş parçasına olmak üzere iki farklı şekilde uygulanabilmektedir [11, 12]. Böylece kesici takım ile talaş arasında sürtünme katsayısını azaltır, iş parçası ve kesici takım özelliklerini etkileyerek talaşlı imalat performansını geliştirir [13]. Bu yöntemin kullanılmasındaki bir diğer neden ise, işlenmiş parçanın yüzey ve yüzey altı sertlik değişimi, mikroyapı değişimi, faz dönüşümü gibi ürün performansını etkileyen yüzey bütünlüğü karakteristiklerini geliştirmesidir [13].

Literatürde kriyojenik kesme koşulu kullanılarak yapılan çalışmalar incelenmiştir. D. Jerold ve Kumar AISI 316 paslanmaz çeliğin işlenmesi sırasında kesme bölgesine kriyojenik soğutucu (sıvı karbondioksit (CO_2)) uygulayarak kesme kuvvetleri, kesme sıcaklığı, takım aşınması, yüzey pürüzlülüğü performanslarında iyileşme sağlamışlardır [14]. Paul ve ark. yaptıkları çalışmalarda çeliğin farklı geometrilere sahip iki karbür kesici takım kullanılarak yapılan tornalama işleminde farklı hız ve koşullar altında takımda meydana gelen takım aşınması ve yüzey kalitesi üzerinde, kriyojenik soğutmanın (LN_2) etkisini incelemiştir. Kriyojenik soğutmanın takım ömrü ve yüzey kalitesi üzerinde olumlu etki gösterdiği görülmüştür [15]. Dhar ve ark. (2002) çalışmalarında karbon çeliğinin işlenmesinde farklı hız ve ilerleme koşullarında kriyojenik soğutmanın kesme sıcaklığına etkisini incelemiştir. Deneyler sonucunda kriyojenik soğutmanın kesme sıcaklığını azaltmada etkili olduğu görülmüştür [16]. Kumar ve diğ. kriyojenik soğutmanın farklı hız, ilerleme ve kesme koşullarında kesme kuvvetleri ve serbest yüzey aşınması üzerindeki avantajlarını incelemiştir. Deneyler sonucunda kriyojenik soğutma kesme kuvvetleri üzerinde kuru kesmeye göre %14.83'lik avantaj sağlarken, serbest yüzey aşınmasında yaklaşık %37.39 luk bir avantaj sağladığı görülmüştür [17].

Yukarıda sunulan literatür özetinde görülmüştür ki AISI P20 malzemesinin karbondioksit ile işlenmesine dair bir çalışma henüz literatürde yapılmamıştır. Bu husus ve daha önceki çalışmalar gözönüne alınarak yapılan bu çalışmada, AISI P20 plastik kalıp çeliğinin farklı kesme koşullarında CNC torna tezgahında işlenmesinin; takım ömrü, takım aşınması, oluşan kesme kuvvetlerinin büyüklükleri ve en yüksek sıcaklıklar ve yüzey bütünlüğü karakteristikleri (mikrosertlik, yüzey pürüzlülüğü, faz dönüşümü) bakımından etkileri araştırılmıştır.

2 Deneysel Çalışma

Yapılan deneysel çalışmalarda, Uddeholm firmasından temin edilen Impax Supreme isimli, modifiye edilmiş AISI P20 sertleştirilmiş ve temperlenmiş plastik kalıp çeliği kullanılmış olup sertliği 270 HV, elastiklik modülü oda sıcaklığında 205 GPa olan deney malzemesinin boyutları 35 mm çap ve 80 mm uzunluğundadır. Deneylerde Kennametal CNMA 8 mm burun yarıçapına ve -6° talaş açısına sahip kaplamasız karbür kesici takım kullanılmıştır. Deneysel çalışmada kullanılan iş parçasının kimyasal bileşimi Tablo 1' de gösterilmiştir.

ELEMENT	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo
%	0.37	0.3	1.4	2.0	1.0	0.2

Tablo 1. İş parçası malzemesinin kimyasal bileşimi

Deneyler, maksimum 4500 rpm devir kapasiteli Puma GT2100 Doosan CNC torna tezgahında gerçekleştirilmiştir. Yapılan deneylerde ilerleme değeri 0.16 mm/dev, kesme derinliği 0.8 mm ve kesme hızı 150 m/dak olarak sabit alınmıştır. Soğutucu ve yağlayıcı sistemle entegre edilen CNC torna tezgahında yapılan talaş kaldırma işlemleri, herhangi bir yağlayıcı ya da soğutucunun kullanılmadığı kuru kesme, karbondioksitin (CO_2 , 52 Bar) kullanıldığı kriyojenik ve kesme sıvısının kullanıldığı (400 L/saat) koşullarda gerçekleştirilmiştir. CO_2 ile kriyojenik işleme yöntemi ile talaş kaldırma işleminin görüntüsü Şekil 1' de gösterilmiştir.

Kesme koşulları	Kuru kesme, CO_2 , Kesme sıvısı
Kesme hızları, V_c (m/dak)	150
İlerleme, f (mm/dev)	0.16
Kesme derinliği, a_p (mm)	0.8

Tablo 2. Kesme koşulları ve parametreleri

İşlemler sırasında kesme bölgesinde oluşan en yüksek kesme sıcaklıkları Optris PI 400 Kızılötesi kamera ile emissivitesi 0.7[18, 19] alınmıştır. Sıcaklık ölçümlerinin doğruluğu, fırında farklı sıcaklıklara kadar ısıtılmış iş parçasının sıcaklığını termokupl ve termal kamera yardımıyla ölçülmesi ve değerlerinin karşılaştırılmasıyla test edilmiştir. Kesme kuvvetleri ise KISTLER 2129AA dinamometre yardımıyla ölçülmüştür. İş parçası her 50 mm tornalandığında işlem durdurulup takımda meydana gelen serbest yüzey aşınması, krater aşınması ve burun aşınması miktarları dijital optik mikroskop kullanılarak ölçülmüştür. Takım ömrü için, ISO standartlarında belirtildiği üzere son yüzey işleme için serbest yüzey aşınması kriteri olan $VB_{Bmax} = 0.3$ mm (ISO 3685:1993)[20] takım ömrü sınırı baz alınmıştır.

Talaşlı imalatı sonrası iş parçasının yüzey ve yüzeyaltı bölgesinde meydana gelen mikyapısal değişimlerin anlaşılması hususunda yüzey bütünlüğü çalışmaları yapılmıştır. Bu amaçla işlenmiş parçalardan kesilen ve soğuk bakalitesi alınan numunelerin yüzeyinden derinlere inildikçe meydana gelen sertlik değerlerindeki değişimler Future-Tech FM310e model mikrosertlik cihazı ile numuneye iki farklı yerinden 25 gf yük uygulanıp ikişer defa ölçülüp, elde edilen sertlik değerlerinin ortalaması alınmıştır. İş parçasının yüzey pürüzlülük değerleri her ilk paso, son paso ve takım serbest yüzey aşınmasının 150 µm ye ulaştığı değerlerde Mitutoyo SJ210 yüzey pürüzlülüğü ölçme cihazı ile üç defa ölçülüp ortalama değerleri alınmıştır. Faz dönüşüm analizleri Bruker XRD cihazı kullanılarak 30-90° difraksiyon açıları aralığında ölçümleri yapılmıştır.

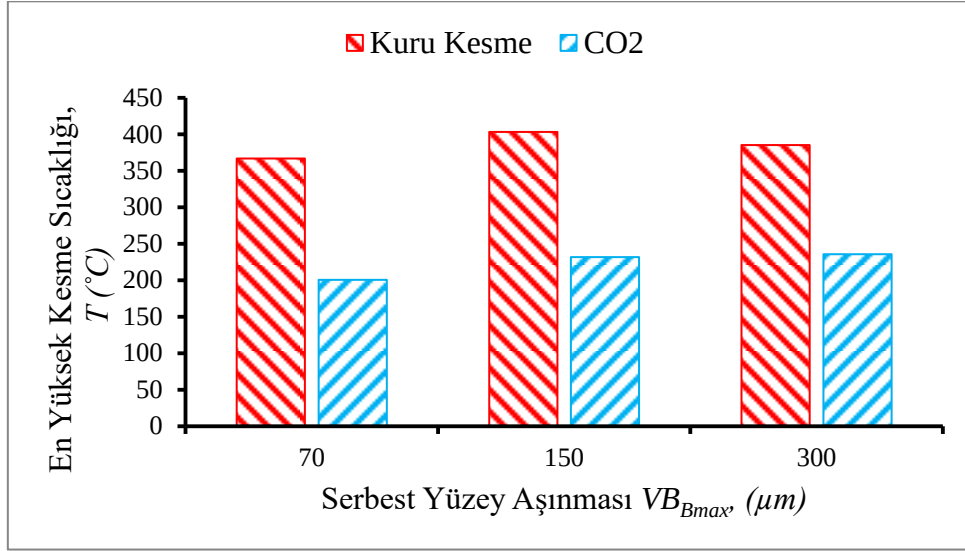


Şekil 1. Deney düzeneğinin fotoğrafı

3 Deneysel Bulgular ve Tartışma

3.1 Kesme Sıcaklıkları

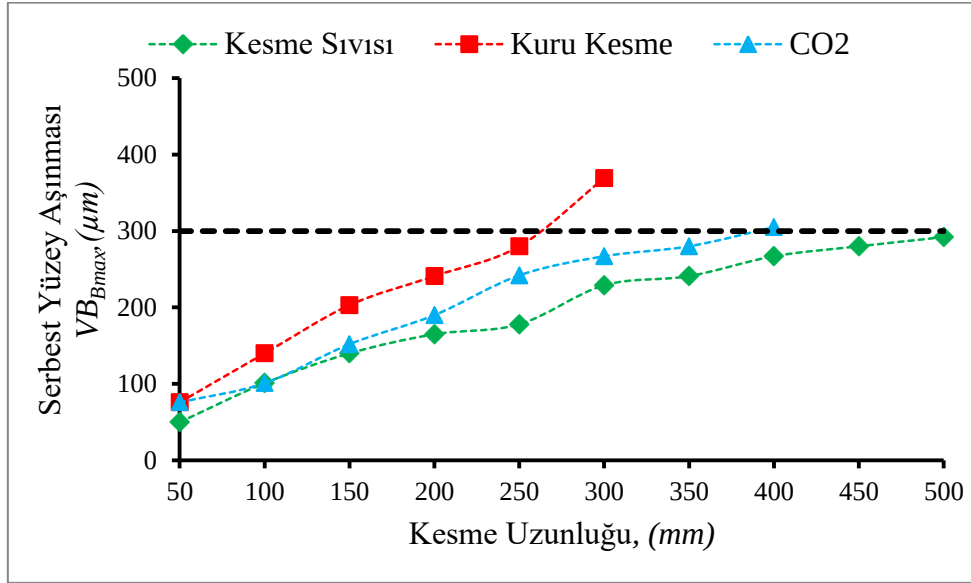
Talaşlı imalat sırasında oluşan sıcaklık değerleri takım aşınması ve iş parçasının işlenme performansı üzerinde etkili olduğundan dolayı büyük önem taşırlar. Elde edilen sıcaklık değerleri aşınma miktarına bağlı olarak Şekil 2' de verilmiştir. Yapılan deneylerde CO₂ ile soğutmada talaş kaldırma işlemleri boyunca kuru kesmeye göre daha düşük sıcaklık değerleri kaydedilmiştir. CO₂ ile soğutmanın sıcaklık üzerinde etkin bir azalış sağladığı görülmüştür. Kuru kesmede ölçülen en yüksek sıcaklık takım yarı ömrünün tamamlandığı 150 µm serbest yüzey aşınması değerinde 403 °C iken, aynı aşınma değerinde CO₂ de ölçülen en yüksek kesme sıcaklığı 232 °C olup arada %42 lik bir azalma söz konusudur. Ayrıca takım ömrünün tamamlandığı 300 µm serbest yüzey aşınması değerinde kuru kesmede en yüksek kesme sıcaklığı 385 °C iken CO₂ de 235 °C olarak ölçülmüş ve %38 lik bir azalış gerçekleşmiştir. Deneyler esnasında aşınma arttıkça sıcaklık değerlerinde de artış beklenir. Ancak Şekil 2'de verilen grafikte kuru kesme koşulunda 150 µm serbest yüzey aşınmadaki sıcaklık değeri 300 µm yüzey aşınmasındaki sıcaklık değerinden daha yüksek olduğu gözlemlenmiştir. Bu durum deney sırasında iş parçasının üzerine talaş sarması sonucu oluşan sıcaklık değerinde meydana gelen artıştan kaynaklanmaktadır.



Şekil 2. Farklı kesme koşullarında aşınma miktarına bağlı ölçülen en yüksek kesme sıcaklıkları

3.2 Takım Aşınması

Takım aşınması AISI P20 çeliğinin yüzey kalitesini ve işleme performansını etkileyen önemli parametrelerden biridir. Takım aşınması; takım ve iş parçasının özelliklerine (fiziksel, mekanik, kimyasal), takım geometrisine, kesme parametrelerine ve kesme koşullarına bağlıdır[21]. Kesme koşullarının takım aşınması üzerindeki etkisini görmek amacıyla kuru kesme, kesme sıvısı ve kriyojenik kesme koşulları altında sabit hızda gerçekleştirilen deneylerde kesme uzunluğuna bağlı olarak elde edilen serbest yüzey aşınma değerleri Şekil 3’ te verilmiştir.



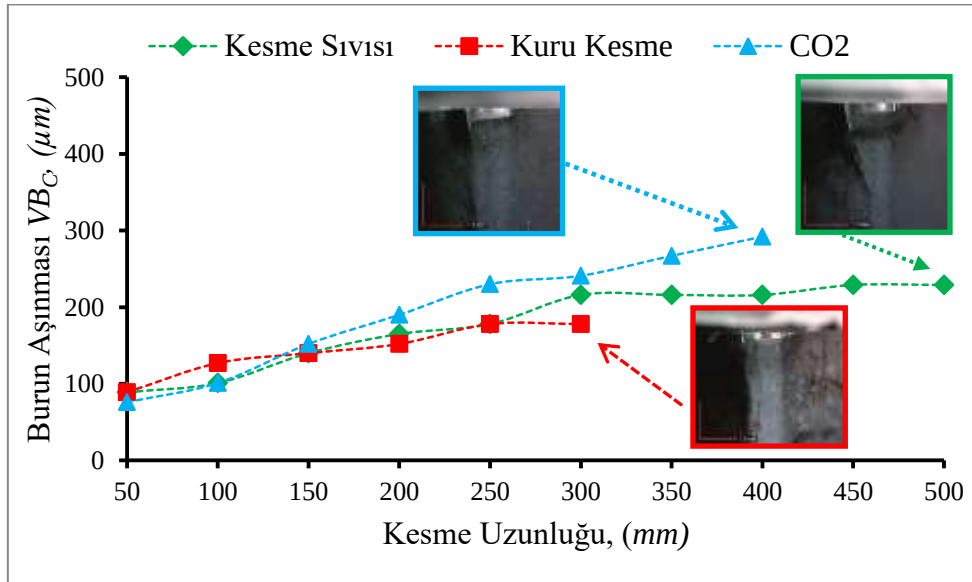
Şekil 3. Farklı kesme koşullarında $VB_{Bmax} = 0.3$ mm olduğu durumdaki kesme uzunluğuna bağlı serbest yüzey aşınma değerleri

Şekil 3’ te görüldüğü gibi çeşitli koşullar altında kesme uzunluğu arttıkça takımda meydana gelen serbest yüzey aşınma miktarları da artmıştır. Kuru kesme koşulunda takımındaki aşınma miktarı hızla artmış ve kesme uzunluğu 300mm’ye ulaştığında, $VB_{Bmax} = 0.3$ mm (ISO 3685:1993) standardında belirtildiği üzere, takım ömrünü tamamlamıştır. CO₂ ile kriyojenik soğutma, kuru kesme koşuluna göre daha yüksek kesme uzunluğu olan 400 mm’de takım aşınma değeri olan $VB_{Bmax} = 0.3$ mm ye ulaşmıştır. Tüm koşullar arasında serbest

yüzey aşınmasına en olumlu etki kesme sıvısı koşulunda görülmüş, takım ömrü 500mm kesme uzunluğunda tamamlanmıştır. Koşullar kesme uzunluğu bakımından karşılaştırıldığında, takım ömrü tamamlandığında kuru kesmeye göre, CO₂ %33, kesme sıvısı ise % 66 daha fazla iş parçası işleme olanağı sağlamıştır.

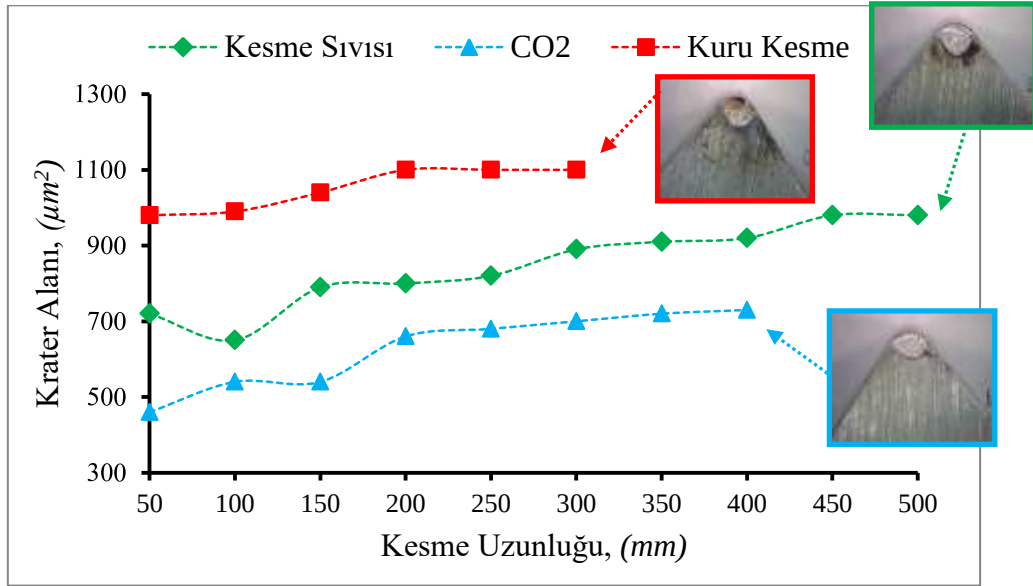
Kesme koşulları arasında kriyojenik soğutmanın takım aşınmasını azaltması ve takım ömrünü iyileştirmesi beklenir [15]. Deneyler sırasında kriyojenik soğutma için kullanılan CO₂ gazı serbest yüzey aşınmasının iyileştirilmesinde kuru kesmeye oranla iyileşme sağlamış, kesme sıvısına göre etkili olmamıştır. Bu durumun nedenleri arasında, karbondioksit ve kesici takım arasında oluşabilecek reaksiyon, ya da takım-talaş ara yüzeyinde kriyojenik soğutmanın düzgün bir şekilde nüfuz etmemiş olması gösterilebilir [22].

Kesici takımda serbest yüzey aşınmasının yanısıra gözlemlenen burun aşınmasına ait ölçülen değerler Şekil 4' te verilmiştir. Şekil 4' te görüldüğü üzere kuru kesme, kesme sıvısı ve CO₂ ile kriyojenik kesme koşullarında elde edilen burun aşınması ilerlemeleri 300mm kesme uzunluğuna kadar benzer artış eğilimi göstermişlerdir. Kuru kesmede, takım ömrünün bittiği 300 mm kesme uzunluğundaburun aşınması değeri 178 μ m olarak ölçülmüştür. 300 mm kesme uzunluğundan sonra, kesme sıvısı koşulunda burun aşınmasındaki artışeğilimi azalıp, 500 mm de 229 μ m değere ulaşmışken, kriyojenik soğutmada burun aşınması değerleri artmaya devam etmiş ve 400 mm kesme uzunluğunda 292 μ m ölçülmüştür.



Şekil 4. Farklı kesme koşullarında $VB_{Bmax} = 0.3$ mm olduğu durumdaki kesme uzunluğuna bağlı takım burun aşınması değerleri

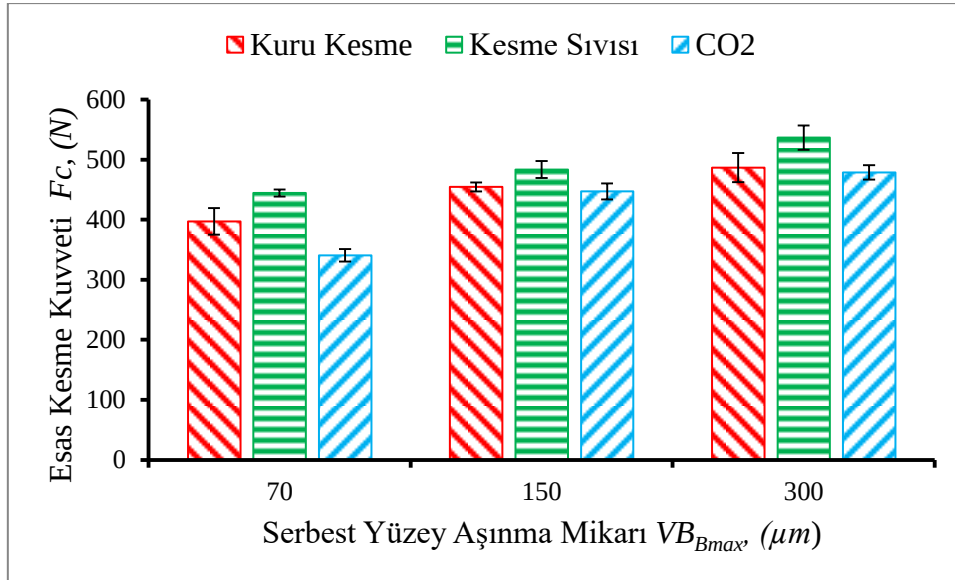
Şekil 5'te deneyler sırasında kesici takımda oluşan krater aşınması alan değerleri verilmiştir. Kesici takımda krater aşınması yüksek kesme sıcaklıklarının ve yüksek kesme gerilmelerinin birleşmesiyle oluşur[23].En yüksek krater aşınma değerleri işlem sırasında yüksek kesme sıcaklıkları görülen kuru kesme koşulunda elde edilmiştir.Kesme sıvısı koşulunda kuru kesmeye göre daha düşük krater aşınma değerleri görülürken, en düşük krater aşınma değerleri kesme sıcaklığının en az olduğu CO₂ ile kriyojenik kesme koşulunda elde edilmiştir.



Şekil 5. Farklı kesme koşullarında $VB_{Bmax} = 0.3$ mm olduğu durumdaki kesme uzunluğuna bağlı krater aşınması alan değerleri

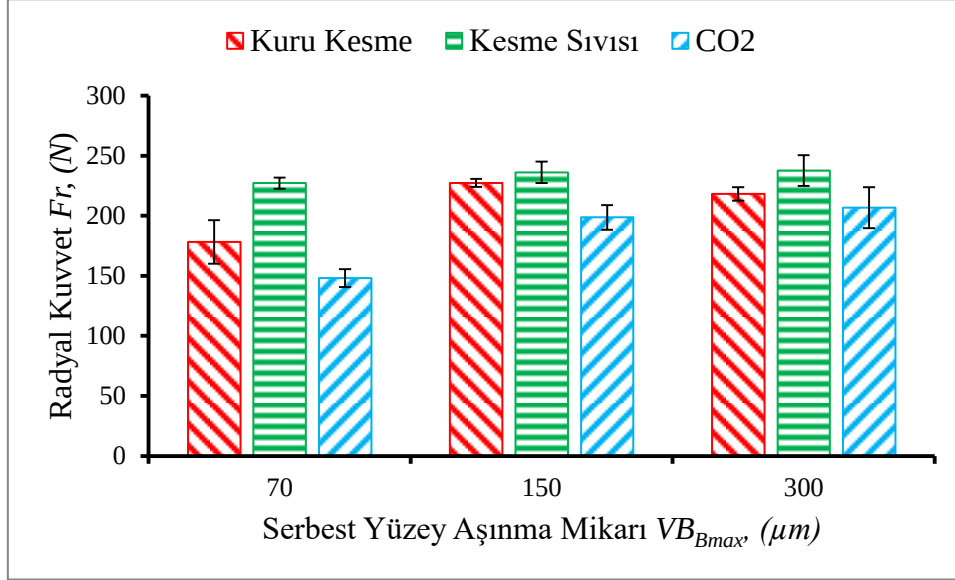
3.3 Kesme Kuvvetleri

Kesme performansının iyi anlaşılmasında, kesme kuvvetleri önemli bir parametredir. İş parçasının termal ve mekanik özellikleri, soğutucular/yağlayıcılar, kesici takım özellikleri, talaş ve iş parçası arasında oluşan temas ve tribolojik koşullar kesme kuvvetlerini etkilemektedirler [24]. Kuru kesme, kesme sıvısı ve CO₂ ile kriyojenik işleme koşulları altında 150 m/dak kesme hızında oluşan esas kesme kuvvetleri, serbest yüzey aşınma miktarına bağlı olarak Şekil 6’da sunulmuştur.



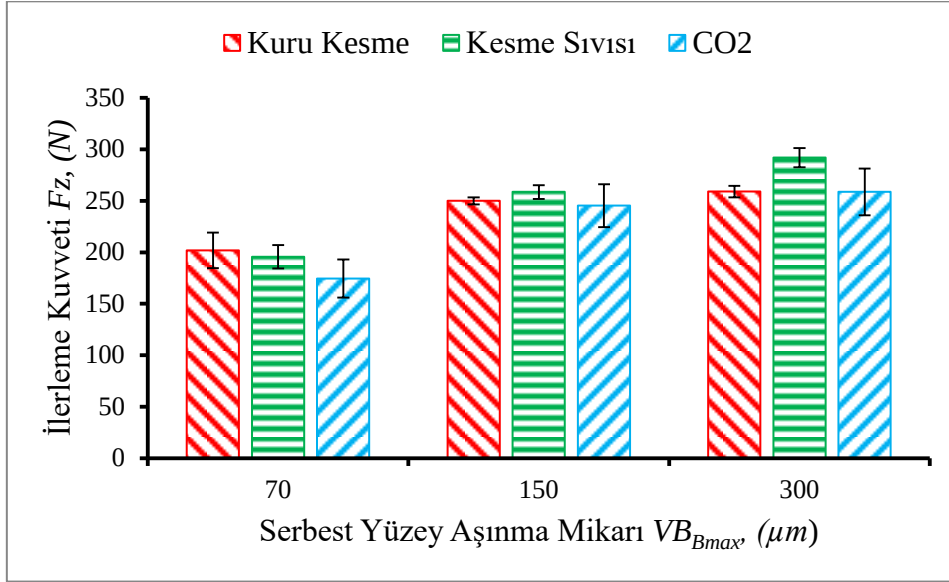
Şekil 6. Farklı kesme koşullarında ilk pasoda, takım yarı ömründe ve takım ömrü tamamlandığında ölçülen esas kesme kuvvetleri

Şekil 6’ da görüldüğü üzere tüm kesme koşullarında takımındaki aşınma miktarı arttıkça esas kesme kuvvetlerinde de bir artış eğilimi oluşmuştur. CO₂ ile kriyojenik soğutma koşulundaki esas kesme kuvvetleri kuru ve kesme sıvısı koşullarında elde edilen esas kesme kuvvetlerine göre daha düşüktür. Bu durum kriyojenik soğutmanın takım-talaş ara yüzeyinde soğutucu etki göstermesi ve sürtünme katsayısını düşürücü etkisinden kaynaklanmaktadır[17]. Kesme sıvısı ile kuru kesme koşulunda oluşan esas kesme kuvvetleri karşılaştırıldığında ise kuru kesme koşulunda elde edilen esas kesme kuvvetlerinin kesme sıvısına göre daha düşük olduğu görülmüştür. Literatürde benzer durumlar mevcut olup[25], bu durum yüksek hızlarda kuru kesme koşulunda oluşan yüksek sıcaklığın etkisiyle iş parçasında termal yumuşama meydana gelmesi ve bunun sonucunda malzemeyi işlemek için daha az kuvvete ihtiyaç duyulmasından kaynaklanmaktadır.



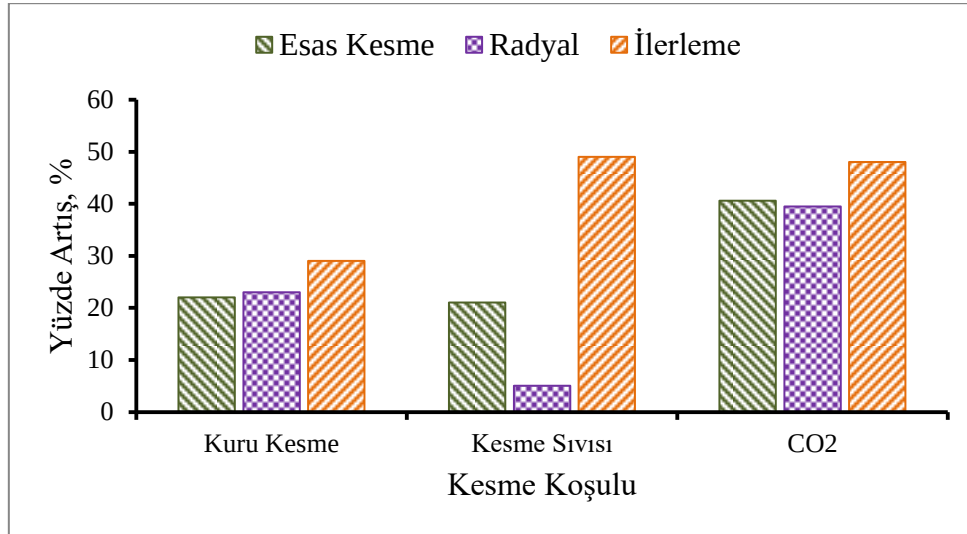
Şekil 7. Farklı kesme koşullarında ilk pasoda, takım yarı ömründe ve takım ömrü tamamlandığında ölçülen radyal kuvvetler

Kesici takım aşınma miktarına bağlı farklı kesme koşullarında ölçülen radyal kuvvetler Şekil 7’ de verilmiştir. Elde edilen radyal kuvvetlerde, esas kesme kuvvetlerine benzer durum gözlemlenmiştir. Kriyojenik kesme koşulunda kuru ve kesme sıvısı koşullarından daha az radyal kuvvetler ölçülmüştür. Bu durum daha öncede belirtildiği gibi kriyojenik soğutmada kullanılan CO₂’nin yüksek soğutma özelliğinden kaynaklanan sürtünmeyi azaltıcı etkisinden kaynaklanmaktadır. Benzer durumlar ilerleme kuvvetlerinde de gözlemlenmiş, ancak kesme koşullarının ilerleme kuvvetlerinin büyüklüklerindeki etkisi düşük olmuştur. Kesici takım aşınma miktarına bağlı ölçülen ilerleme kuvvetleri Şekil 8’ de verilmiştir.



Şekil 8. Farklı kesme koşullarında ilk pasoda, takım yarı ömründe ve takım ömrü tamamlandığında ölçülen ilerleme kuvvetleri

Kesme kuvveti bileşenleri, kesici takım aşınmasına bağlı olarak sürekli bir artış eğilimi sergilemişlerdir (Şekil 6,7,8). Takım aşınmasının başladığı ve takım ömrünün tamamlandığı kuvvetler arasındaki yüzdesel değişimler Şekil 9’ da gösterilmiştir.

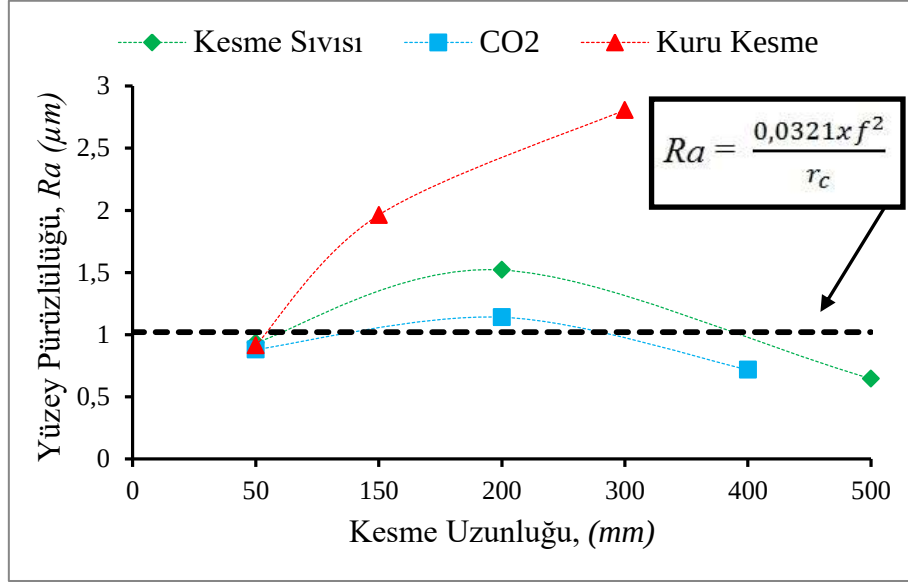


Şekil 9. İlk talaş kaldırmada ve takım ömrü tamamlandığında ölçülen kuvvetler arasındaki yüzde farklar

İlk talaş kaldırma işleminde ölçülen kuvvetlerle takım ömrünün tamamlandığı son talaş kaldırma işleminde ölçülen kuvvetler arasındaki yüzdesel farklılıklara bakıldığında, esas kesme kuvveti en çok CO₂ koşulunda fark göstermiştir. Esas kesme kuvvetinde yüzdesel artışlar kuru ve kesme sıvısı koşullarında daha az olmasına rağmen, genel olarak düşünüldüğünde (Şekil 6) en düşük kuvvetler CO₂ koşulunda ölçülmüştür. Aynı şekilde radyal kuvvetlerde en çok yüzdesel artış CO₂ koşulunda iken en az artış kesme sıvısı koşulunda olmuştur. İlerleme kuvvetlerinde en az yüzdesel artış kuru kesme koşulunda ölçülmüş, en çok artış CO₂ ve kesme sıvısı koşullarında gerçekleşmiştir. Ölçülen kuvvetler ne kadar düşük olursa, güç tüketimi de o kadar düşük olacaktır [21]. Kuvvet bileşenlerinin her üçünde de yüzdesel artış CO₂ koşulunda büyük değerlerde olmasına karşın, toplam güç tüketimi açısından kuru kesme ve kesme sıvısına göre daha avantajlıdır.

3.4 Yüzey Pürüzlülüğü

AISI P20, kalıp yapımında kullanılan bir çelik türü olmakla beraber, kalıplardan çıkacak olan ürünlerin kaliteli olması kalıbın yüzey kalitesinde bağlıdır [4]. Şekil 10’ da farklı kesme koşullarında 150 m/dak kesme hızında kesme uzunluğuna bağlı olarak ölçülen yüzey pürüzlülüğü değerleri verilmiştir.



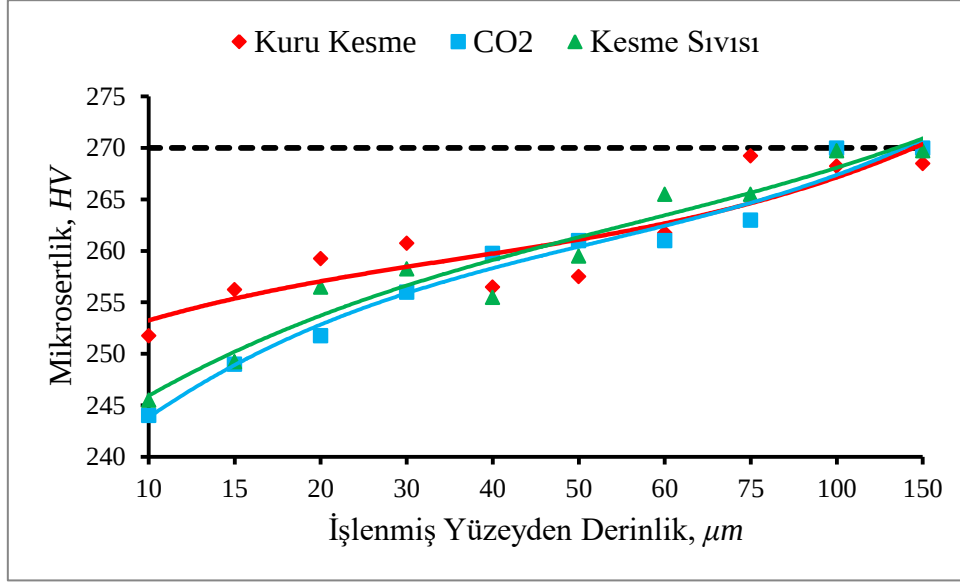
Şekil 10. Farklı kesme koşullarında kesme uzunluğuna bağlı olarak ölçülen iş parçası yüzey pürüzlülük değerleri

Pürüzlülük değerleri her ilk pasoda, $VB_B = 0.15$ mm olduğunda ve ISO standardında belirtildiği üzere takımın ömrünü tamamladığı $VB_{Bmax} = 0.3$ mm olduğu durumlarda ölçülmüştür. Şekilde görüldüğü üzere en yüksek ortalama yüzey pürüzlülüğü değerleri kuru kesme koşullarında, en düşük ortalama yüzey pürüzlülüğü değerleri ise CO₂ koşulunda ölçülmüştür. Her üç kesme koşulunda da 50 mm kesme uzunluğunda, 0.90 µm civarında olan pürüzlülük değerleri kesme uzunluğuna bağlı olarak artış eğilimi göstermiştir. Kuru kesmede pürüzlülük değeri, takımın ömrünü tamamladığı 300 mm kesme uzunluğuna kadar sürekli bir artış trendi sergilemiş ve 2.80 µm ye ulaşarak %207 lik bir fark oluşmuştur. Kuru kesme sırasında meydana gelen yüksek sıcaklık değerlerinin etkisiyle numunelerin azalan sertliğiyle ters orantılı olarak yüzey pürüzlülüğü artar. Bunun yanı sıra iş parçasındaki azalan sertlik ve artan yumuşamayla birlikte kesici takımda yığıntı talaş (BUE) oluşma eğilim artar. Bu durum yüzey pürüzlülüğünün artmasına sebep olur[26, 27].

Kesme sıvısı ve CO₂ kesme koşullarında kuru kesmeye göre farklı bir durum söz konusudur. Kesme sıvısı ve CO₂ için takım yarı ömürlerinin tamamlandığı 200 mm kesme uzunluğu kritik bir değer olarak değerlendirilebilir. Her iki koşulda da ortalama yüzey pürüzlülük değerlerinde 200 mm kesme uzunluğundan sonra azalış görülmektedir. İlk pasoya göre, kesme sıvısı için, takım ömrünün tamamlandığı 500 mm kesme uzunluğunda %31 lik; CO₂ için, takım ömrünün tamamlandığı 400 mm kesme uzunluğunda %19 luk azalış söz konusudur. Kesme uzunluğu değeri 400 mm baz alındığında ise CO₂ in kriyojenik uygulandığı koşula, kesme sıvısının uygulandığı koşula göre pürüzlülük değerinde daha iyi sonuç verdiği aşikardır. Kriyojenik soğutma, takıma yüksek aşınma direnci kazandırmakta ve böylece daha iyi yüzey pürüzlülük değerleri elde edilebilmektedir [28, 29].

3.5 Mikrosertlik Değişimi

Kuru kesme, kesme sıvısı ve CO₂ olmak üzere üç farklı kesme koşulunda, 150 m/dak kesme hızında gerçekleştirilen talaş kaldırma operasyonlarında, kesici takım $VB_{max} = 0.3$ mm değerine ulaştıktan sonra iş parçasının yüzey ve yüzeyaltı bölgesinden derinlere inildikçe meydana gelen sertlik değişimi Şekil 11’ de gösterilmiştir. Talaşlı imalat prosesinin gerçekleştiği süre boyunca iş parçasının işlenen yüzeyi ve yüzey altında meydana gelen faz dönüşümü, tane küçülmesi, pekleşme, yumuşama gibi yüzey bütünlüğü karakteristikleri malzemenin sertliğine etki edebilmektedir [30].

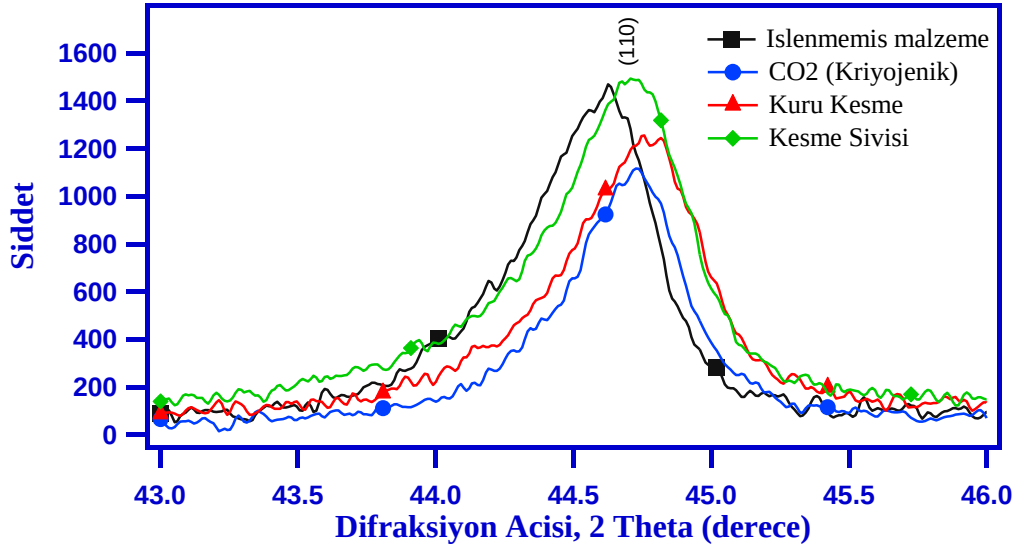


Şekil 11. Farklı kesme koşulları altında işlenen malzemenin yüzey ve yüzey altı bölgelerinde meydana gelen mikrosertlik değişimi

Şekil 11’ de görüldüğü üzere iş parçasının yüzey ve yüzeye yakın yerlerinde yumuşama olayı gerçekleşmiştir. Yüzeyden derinlere inildikçe sertlik değerlerinin, 75-100 μm derinlikte işlenmemiş malzeme sertliği olan 270 HV değerine ulaştığı görülmektedir. En çok yumuşama CO₂ ile kriyojenik kesme koşulunda 244 HV ile %11 azalışla gerçekleşmişken, kesme sıvısı koşulunda 245 HV ile %10 ve en az yumuşamanın meydana geldiği kuru kesme koşulunda 252 HV ile %7 lik bir azalışla gerçekleşmiştir. Bu durum iş parçasının talaşlı imalatı sırasında oluşan termal-mekanik etkilerden, termal etkinin baskın olduğunun kanıtıdır. Şekil 11’ de belirtildiği üzere kuru kesmede 403 °C ve CO₂ koşulunda 247 °C olarak ölçülen maksimum kesme sıcaklıkları bu durumu destekler niteliktedir. Yüzey ve yüzeyaltı bölgede meydana gelen yumuşama, iş parçasının işlenmesi sırasında maruz kaldığı yüksek kesme sıcaklığı nedeniyle, mikrosertlik üzerinde yaşlanma etkisi yaratmasından kaynaklanmaktadır[31].

3.6 Faz Dönüşümü

Farklı kesme koşullarında işlenmiş malzemelerin işlenmiş yüzeylerinden alınan numunelerin XRD sonuçları Şekil 12’ de sunulmuştur. Şiddetlerinde farklılar oluşan pikler 44-45° difraksiyon açısı aralığında gerçekleşmiştir.



Şekil 12. Farklı kesme koşullarında işlenmiş iş parçalarının işlenmiş yüzeylerinden alınan numunelerin XRD sonuçları

Yüksek kesme hızı ve takım aşınmasına bağlı olarak artan kesme sıcaklıklarının görüldüğü talaş kaldırma işlemlerinde, mekanik etkiden çok termal etki söz konusu olup, bu etki dislokasyon yoğunluğunu azaltıcı bir etmen olarak, piklerde önemli bir genişlemeye neden olmamaktadır [32]. Düşük kesme sıcaklıklarında mekanik etkilerin baskın olması difraksiyon piklerinde genişleme meydana getirir [33, 34]. CO₂ koşulunda ölçülen kesme sıcaklıkları kuru kesmeye göre daha düşüktür (Şekil 2). Şekil 12’ de görüldüğü üzere, işlenmemiş malzemeye karşılaştırıldığında CO₂ koşulunda mekanik etkinin baskın olması nedeniyle pik şiddeti düşük olmuştur.

4 SONUÇLAR

Bu çalışmada kalıpcılık endüstrisinde kullanılan AISI P20 plastik kalıp çeliğinin sabit hız ve farklı kesme koşulları altında talaşlı imalat performansı ve yüzey bütünlüğü karakteristikleri incelenmiştir. CO₂ ile kriyojenik soğutmanın kesme kuvvetleri, takım aşınması, kesme sıcaklığı ve yüzey bütünlüğü özellikleri üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Elde edilen veriler kuru kesme ve kesme sıvısı koşullarındaki verilerle karşılaştırılmıştır.

Kesme kuvvetleri bileşenleri incelendiğinde CO₂ koşulunda ölçülen esas kesme, radyal ve ilerleme kuvvet değerleri kuru kesme ve kesme sıvısı koşullarında ölçülen kuvvetlerden daha düşüktür. Talaşlı imalat boyunca kesme kuvvetleri CO₂ de en düşük değerler olmasına rağmen takım aşınması boyunca ölçülen kuvvetlerin yüzdesel artışları en çok CO₂ de olmuştur. Güç tüketimi açısından CO₂ yinede en avantajlı kesme koşuludur. CO₂ koşulunda ölçülen kesme sıcaklığı değerleri kuru kesmeye göre daha düşüktür. CO₂ ile kriyojenik soğutmanın takım aşınmasını azaltması ve takım ömrünü iyileştirmesi yönünden en iyi koşul olması beklenirken kesme sıvısı ile karşılaştırıldığında etkisi az olmuştur. En iyi yüzey pürüzlülüğü değerleri CO₂ ile kriyojenik kesme koşulunda ölçülmüş olup, CO₂’nin kalıpcılık sektöründe önemli bir parametre olan yüzey kalitesine fayda sağlayacağı aşikardır.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmanın yapılmasında katkılarından dolayı Böhler-Uddeholm Çelik San. ve Tic. A.Ş. firmasına teşekkür ederiz.

KAYNAKÇA

- [1] A. Gupta, H. Singh, A. Aggarwal, *Expert Systems with Applications* 38 (2011) 6822-6828.
- [2] R.P. Zeilmann, G.L. Nicola, T. Vacaro, C.R. Teixeira, R. Heiler, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 58 (2012) 431-441.
- [3] R. Dewes, D. Aspinwall, *Journal of materials processing technology* 69 (1997) 1-17.
- [4] A. Qureshi, (2015).
- [5] D. Firrao, R. Gerosa, A. Ghidini, P. Matteis, G. Mortarino, M. Pinasco, B. Rivolta, G. Silva, E. Stagno, *International Journal of Fatigue* 29 (2007) 1880-1884.
- [6] M.C. Cakir, C. Ensarioglu, I. Demirayak, *Journal of materials processing technology* 209 (2009) 102-109.
- [7] S. Senevirathne, H. Punchihewa, Effect of minimum quantity lubrication aerosol temperature on tool life in machining AISI P20 and D2 steels using coated tungsten carbide tool inserts, *Moratuwa Engineering Research Conference (MERCon)*, 2016, IEEE, 2016, pp. 186-191.
- [8] Z. Farhat, *Materials Science and Engineering: A* 361 (2003) 100-110.
- [9] H. Ren, Y. Altintas, *TRANSACTIONS-AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING* 122 (2000) 650-659.
- [10] N. Yaşar, M. Sekmen, M.E. Korkmaz, M. Günay, *Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Dergisi Part C: Tasarım ve Teknoloji* 4 (2016) 13-19.
- [11] S.Y. Hong, Z. Zhao, *Clean Technologies and Environmental Policy* 1 (1999) 107-116.
- [12] G. Rotella, O. Dillon, D. Umbrello, L. Settineri, I. Jawahir, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 71 (2014) 47-55.
- [13] I. Jawahir, E. Brinksmeier, R. M'saoubi, D. Aspinwall, J. Outeiro, D. Meyer, D. Umbrello, A. Jayal, *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 60 (2011) 603-626.
- [14] B.D. Jerold, M.P. Kumar, *Materials and Manufacturing Processes* 27 (2012) 1059-1065.
- [15] S. Paul, N. Dhar, A. Chattopadhyay, *Journal of Materials Processing Technology* 116 (2001) 44-48.
- [16] S. Paul, A. Chattopadhyay, (2002).
- [17] K.K. Kumar, S. Choudhury, *Journal of Materials Processing Technology* 203 (2008) 95-101.
- [18] X. Chen, J. Zhao, Y. Li, S. Han, Q. Cao, A. Li, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 59 (2012) 885-898.
- [19] T. Özel, T. Altan, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 40 (2000) 133-152.
- [20] I. 3685-1993(E), *Tool life testing with single point turning tools*, 1993.
- [21] Y. Kaynak, H. Karaca, R. Noebe, I. Jawahir, *Wear* 306 (2013) 51-63.
- [22] A. Gharibi, 7th International Symposium On Machining, November 3-5, 2016, Marmara University, Istanbul (2016) 177-191.
- [23] D.E. Dimla, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 40 (2000) 1073-1098.
- [24] Y. Kaynak, H. Karaca, I. Jawahir, *Cryogenic machining of NiTi shape memory alloy*, 6th International Conference and Exhibition on Design and Production of Machines and Dies/Molds, 2011, pp. 23-26.
- [25] Y. Kaynak, H. Karaca, I. Jawahir, *Sustainability evaluation in machining of NiTi shape memory alloy*, 1st international Conference on Sustainable Life in Manufacturing (SLIM 2010), 2010, pp. 40-47.
- [26] Y. Özçatalbaş, 10. *Metalürji ve Malzeme Kongresi* (2000) 24-28.
- [27] S. Coromant, *Modern metal cutting: a practical handbook*, Sandvik Coromant, 1994.
- [28] N.A. ÖZBEK, A. ÇİÇEK, M. GÜLESİN, O. ÖZBEK.
- [29] T. SreeramaReddy, T. Sornakumar, M. VenkataramaReddy, R. Venkatram, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* 27 (2009) 181-185.
- [30] Y. Kaynak, T. Lu, I. Jawahir, *Machining science and technology* 18 (2014) 149-198.
- [31] J. Lapin, T. Pelachová, *Intermetallics* 14 (2006) 1175-1180.
- [32] Y. Kaynak, *Journal of materials engineering and performance* 23 (2014) 3354-3360.
- [33] A. Ramesh, S. Melkote, L. Allard, L. Riester, T. Watkins, *Materials Science and Engineering: A* 390 (2005) 88-97.
- [34] M.E. Mitwally, M. Farag, *Materials Science and Engineering: A* 519 (2009) 155-166.

POM VE PE POLİMER MALZEMELERİN DELİNMESİNDE YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜ

Necmi Berker Çelikyay^a, Alper Uysal^b, Orhan Çakır^c

a, IN.P. Plas Plastik İzolasyon Endüstriyel Ürünler San. Ve Tic. Ltd. Şti, Bursa/TÜRKİYE, berkercelikyay@gmail.com

b, Yıldız Teknik Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/TÜRKİYE, auysal@yildiz.edu.tr

c, Yıldız Teknik Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/TÜRKİYE, orhanc@yildiz.edu.tr

Özet

Bu çalışmada, POM (polyoxymethylene) ve PE (polyethylene) polimer malzemeler CNC işleme merkezinde 200 m/dak kesme hızında ve 0,375 mm/dev, 0,75 mm/dev ve 1,125 mm/dev üç farklı ilerlemede, 80° ve 120° uç açılı HSS (yüksek hız çeliği) ve WC (tungsten karbür) matkap takımları ile delinmiştir. Yüzey pürüzlülüğü değerlerinin ilerlemenin azaltılması ile azaldığı ve küçük uç açılı (80°) WC matkap uçları kullanılmasının yüzey pürüzlülüğünün azaltılmasında avantajlı olduğu görülmüştür. Buna ek olarak, düşük yüzey pürüzlülüğü değerleri POM polimer malzemesinin delinmesinde elde edilmiştir.

Anahtar kelimeler: Delik delme, polimer, matkap uç açısı, yüzey pürüzlülüğü

SURFACE ROUGHNESS IN DRILLING OF POM AND PE POLYMER MATERIALS

Abstract

In this study, POM (polyoxymethylene) and PE (polyethylene) polymer materials were machined in a CNC machining center at cutting speed of 200 m/min and three different feeds as 0,375 mm/rev, 0,75 mm/rev, and 1,125 mm/rev with HSS (high speed steel) and WC (tungsten carbide) drill tools having drill point angle of 80° and 120°. It was observed that the surface roughness values decreased with decrease of feed and using WC drill tools with small point angle (80°) had advantage on reducing surface roughness. Additionally, lower surface roughness values were obtained in drilling of POM polymer material.

Keywords: Drilling, polymer, drill point angle, surface roughness

1 Giriş

Delme işlemi, talaşlı imalat yöntemleri içinde en yaygın kullanılan ve geniş uygulama alanları bulan bir talaşlı işleme tekniğidir. Delme işleminde, matkap adı verilen kesici takımın kendi eksenini etrafında dönmesi ve doğrusal ilerlemesi ile iş parçası üzerinde istenen boyutsal değerlere sahip delikler delinebilir. Seçilebilecek uygun matkap malzemesi ve delme parametreleri ile malzemelerin delinmesi gerçekleştirilebilir.

Polimer malzemeler endüstriyel plastikler olarak da bilinirler ve çok geniş uygulama alanlarına sahiptirler. Bu malzemelerin kullanım yaygınlığı nedeniyle şekillendirilmeleri konusunda birçok çalışmaya konu olmuştur. Polimer malzemelerin delinmesi konusunda yapılan çalışmalarda farklı kesici takım malzemelerin kullanılması, kesici takım olarak kullanılan matkaplardaki kesici uç geometrisinin delik delme işlemi üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Ayrıca delik delme işleminin işleme parametreleri olan ilerleme ve devir sayısı veya kesme hızı konuları da incelenmiştir. Belirtilen bu parametrelerin delik delmede yüzey pürüzlülüğünün nasıl etkilendiğini ortaya koyması açısından önemlidir. Quadrini [1] tarafından yapılan deneysel çalışmada cam fiber takviyeli poliamid malzemesinin delinmesinde oluşan talaş tipinin seçilen delik delme parametrelerinin etken olduğu belirlenmiş, kesintili talaş oluşumunda yüksek devir sayısı ve düşük ilerleme değerinin etkili olduğu gözlenmiştir. Ramirez [2] tarafından yapılan çalışmada ise cam fiber takviyeli polimer malzeme, WC (tungsten karbür) matkap uçları ile delinmiş ve takım aşınmasının delik yüzey kalitesi üzerine etkisi ortaya konulmuştur. Takviyeli malzemelerde malzemenin homojenliği ve kesici takım malzemesinin aşınması üzerinde etken olan malzeme içeriğinin özelliği önemli bir parametre olarak da ortaya konmuştur. Kesici takım malzemesinin elmas kaplamalı sert metal uç malzemesinden yapılması durumunda takım aşınmasının azaldığı ve daha iyi delik yüzey kalitesinin elde edilebileceği gözlenmiştir [3].

Genel olarak polimer malzemelerin delinmesinde az helis kanallı spiral matkapların kullanılmasının uygun olabileceği ve böylece işlem sırasında talaşın helis kanalı boyunca daha rahat akmasının sağlanabileceği belirtilebilir. Ayrıca malzemenin hızlı ısınmasının önlenmesi ile kesici takıma yapışmasının önüne geçmek de mümkündür. Matkaptaki kesici ucun keskinliği de önemli bir parametredir ve kesici takımın delik delinecek malzemeye daha kolay batmasını gerçekleştirebilecektir. Matkabın helis kanallarının parlatılması da talaş akışının daha kolay olmasını sağlayabilecek, böylece delik delinen malzemenin ve talaşın ısınmasının azaltılması sağlanarak kesici takıma yapışması önlenecektir. Sonuç olarak delik kalitesini arttırarak istenen özelliklere sahip talaş kaldırma işleminin gerçekleştirilmesi sağlanabilecektir [4,5].

Bu çalışmada, polimer malzeme olarak polioksimetilen (polyoxymethylene - POM) ve polietilen (polyethylene - PE) tipindeki plastik malzemeler seçilmiştir ve bu malzemelerde delik delme işleminin uygulanmasında metalik malzemelere göre farklılıklar ortaya çıkmaktadır. Plastik malzemeler daha yüksek ısı genleşme özelliğine sahiptir ve bu durum işleme kalitesi üzerinde olumsuz etkilere yol açmaktadır. Plastiklerin metallere göre daha elastik olması nedeniyle talaşlı işlenmesi daha kolaydır. Bu malzemelerin düşük ergime sıcaklıkları nedeniyle talaşlı işleme sırasında bazı sorunların yaşanması söz konusudur. Bu özellikleri nedeniyle plastik malzemelerin talaşlı işlenmesinde çok çeşitli problemlerin ortaya çıkması söz konusudur ve bunlara uygun çözüm önerilerinin sunulması gereklidir. Bu malzemelerin delinmesinde ortaya çıkabilecek hataların azaltılması, istenen özelliklere sahip ve boyutsal hassasiyetlerde işlemin ortaya konması konusunda yapılacak çalışmalar önemlidir. Bu kapsamda delik delme sırasında kesme sıvısının kullanılması da düşünülmesi gereken diğer bir parametredir. Kesme sıvılarının kullanımı ile plastiklerin delinmesinde işlem performansının artırılması mümkündür, özellikle ısı oluşumunun olumsuz etkilerinin azaltılması ile takım aşınmasının azaltılması ve delik kalitesinin artırılması söz konusudur.

Bu çalışmada, yukarıda belirtilen özelliklere sahip iki plastik malzemesinin delinmesinde elde edilen delikteki yüzey kalitesi üzerinde işleme parametreleri yanında matkap uç geometrisinin etkileri araştırılmıştır.

2 Deneysel Çalışma

Polimer malzemelerin delinmesinde ortaya çıkan yüzey kalitesini araştırmak için yapılan deneysel çalışmada iki farklı endüstriyel plastik POM ve PE seçilmiştir. Bu iki malzemenin özellikleri Tablo 1’de verilmektedir.

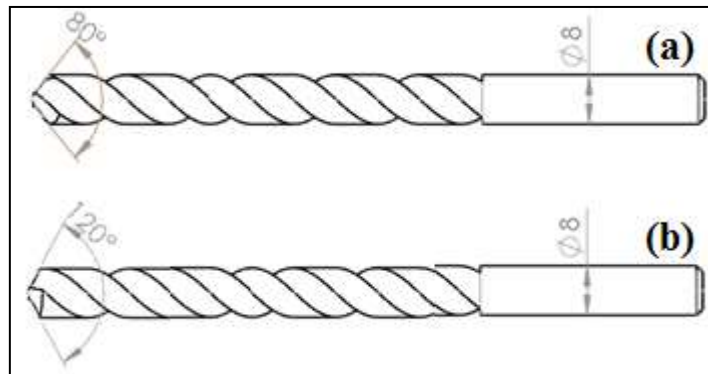
Tablo 1 Deneysel malzemelerin özellikleri

Özellikler	POM	PE
Yoğunluk (g/cm^3)	1,42	0,92
Çekme dayanımı (MPa)	63	20
Sertlik (Shore)	84	55
Elastisite Modülü (MPa)	2600	600
Ergime noktası ($^{\circ}\text{C}$)	175	110
Saydamlaşma Geçiş Sıcaklığı, T_g ($^{\circ}\text{C}$)	-30	-78
Doğrusal ısı genleşme katsayısı ($\text{K}^{-1}10^{-4}$)	0,8	2
Isıl iletkenlik (20°C ’de) (W/mK)	0,37	0,33
Elektriksel özdirenç (Ωcm)	$>10^{14}$	$>10^{15}$
Dielektrik dayanım (kV/mm)	20	>45

Delik delme işlemleri, sabit kesme hızı (200 m/dak) ve üç farklı ilerleme değeri (0,375 mm/dev, 0,75 mm/dev ve 1,125 mm/dev) kullanılarak CNC işleme merkezinde kuru olarak gerçekleştirilmiştir. Kesici takım malzemesi olarak, iki farklı uç açılı (80° ve 120°) olarak hazırlanan HSS (yüksek hız çeliği) ve WC (tungsten karbür) matkap uçları kullanılmıştır. Deneysel çalışmada seçilen tüm işlem parametreleri Tablo 2’de sunulmuştur. Belirlenen matkap geometrisine ait bilgiler Şekil 1’de gösterilmiştir.

Tablo 2. Delik delme işlemindeki işlem parametreleri

İş Parçası	Matkap Malzemesi	Matkap Uç Açısı	Kesme Hızı (m/dak)	İlerleme (mm/dev)
POM	HSS	80°	200	0,375
PE	WC	120°		0,75
				1,125



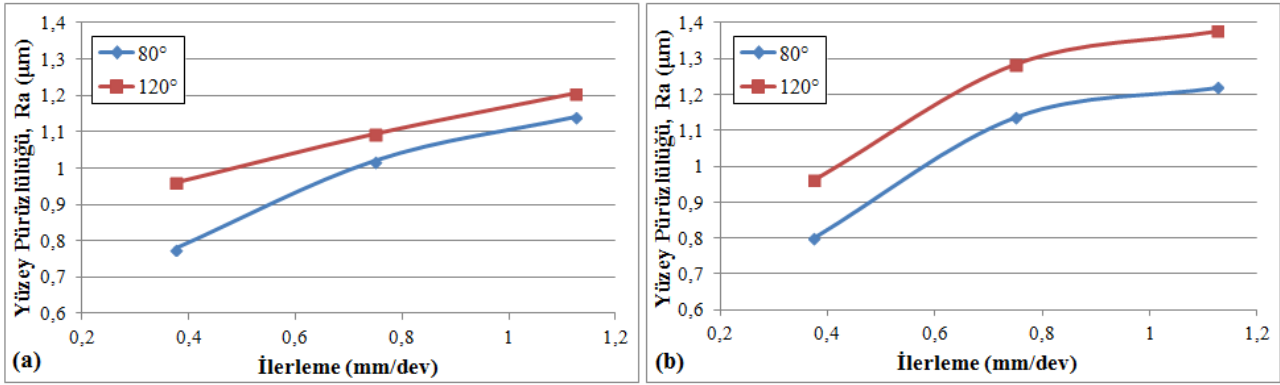
Şekil 1. Kullanılan matkap uçları a) 80° ve b) 120°

Çalışmanın amacı, seçilen malzemeler için belirlenen işleme parametrelerine göre ortaya çıkacak yüzey pürüzlülüğü değerlerinin deneysel olarak araştırılmasıdır. Bu amaçla, ortalama aritmetik yüzey pürüzlülüğü (R_a) temel alınarak her delikte beş farklı ölçüm işlemi Time TR200 marka yüzey pürüzlülüğü ölçüm cihazı ile gerçekleştirilmiştir.

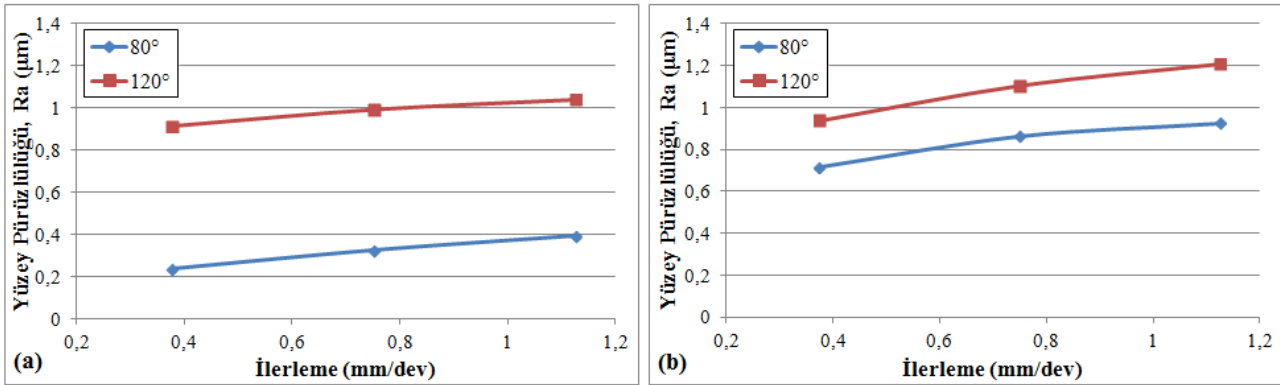
3 Deneysel Sonuçlar ve Tartışma

Herhangi bir parçanın imalatının sonunda ortaya çıkan yüzey kalitesi boyutsal hassasiyet ile birlikte beklentileri karşılayacak özelliklerde ve değerlerde olmalıdır. Yüzey kalitesinin ortaya çıkışında etken olan parametrelerin dikkatli bir şekilde değerlendirilmesi ile hedeflenen yüzey kalitesine ulaştırabilecek işlem parametrelerinin uygulanması ile beklentiler gerçekleştirilebilir.

Deneysel çalışmada, iki farklı yaygın kullanım alanı bulan polimer malzemelerin delinmesinde seçilen işlem parametrelerinin uygulanması ile ortaya çıkan sonuçlar Şekil 2 – Şekil 4’de verilmiştir. Ortaya çıkan yüzey pürüzlülüğü değerlerinin değişiminde seçilen tüm işlem parametrelerinin etkileri ortaya çıkmıştır.



Şekil 2. HSS matkap uçları ile delik delmede ilerleme değerine bağlı yüzey pürüzlülüğü değişimi
a) POM ve b) PE



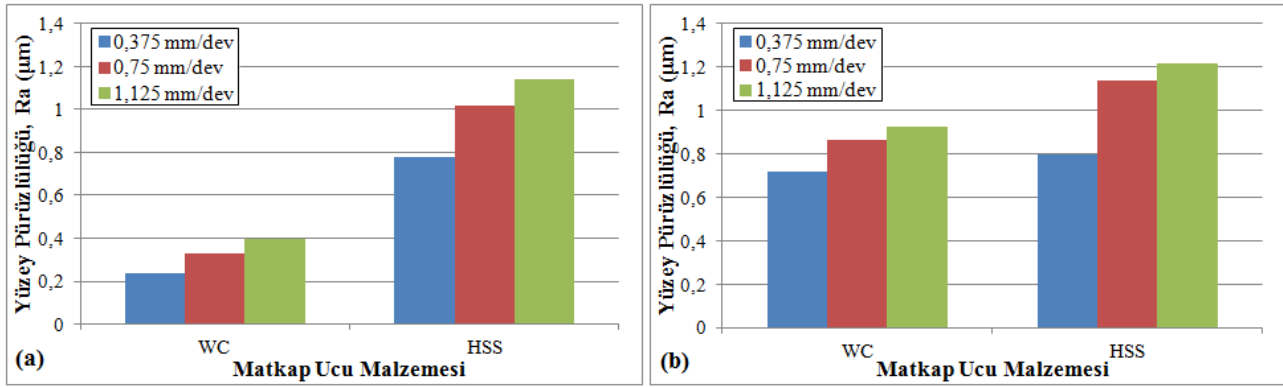
Şekil 3. WC matkap uçları ile delik delmede ilerleme değerine bağlı yüzey pürüzlülüğü değişimi
a) POM ve b) PE

Seçilen iki farklı matkap malzemesi (HSS ve WC) kullanımı sonucunda, WC matkap uçları ile yapılan delik delme işlemlerinde yüzey pürüzlülüğü değerlerinin düşük çıktığı görülmüştür, HSS matkaplar daha pürüzlü deliklerin ortaya çıkmasına yol açmıştır. HSS kesici takım malzemesinden imal edilmiş matkaplar ekonomik oluşları nedeniyle kullanımları yaygındır. Bununla birlikte HSS malzemeden imal edilmiş matkaplarda ısı oluşumu WC malzemelere göre daha hızlıdır ve bu durum işlenen yüzey kalitesi üzerinde olumsuz etki yapmaktadır. Delik delinen malzemede ve ortaya çıkan talaştaki ısı artışı nedeniyle hem işlenen yüzeyde kesme işlemi istenen özellikte olmayacak hem de çıkan talaşın matkaptaki helis kanalları boyunca akışının düzgün ve hızlı olmaması nedeniyle yüzey kalitesinde olumsuz sonuçlar görülecektir. Deneysel çalışmada da

benzer sonuçlar görülmüş, HSS malzemeden imal edilmiş matkap uçlarının kullanılması ile ortaya çıkan yüzey pürüzlülüğü değerlerinin WC matkap uçlarına göre daha fazla olması sonucunu ortaya koymuştur. HSS matkapların kullanılmasında kesme sıvısının kullanılmasının tercih edilmesi gerekebilir.

Deneysel çalışmada seçilen diğer bir parametre matkap uç açısıdır. İki farklı matkap uç açısı (80° ve 120°) seçilmiş ve her iki malzemeden yapılmış matkap uçları ile yapılan delme işleminin sonuçları ortaya konmuştur (Şekil 4). Matkap uç açısının önemli bir parametre olduğu bilinmektedir ve özellikle polimer malzemelerin işlenmesi için bu değer küçük tutulmasının daha iyi sonuçlar verdiği bilinmektedir. Küçük uç açılı matkabın yumuşak malzemeye daha rahat girmesi ve kesme işlemini daha rahat yapması sonucunda işlem sonucunda ortaya çıkan yüzey pürüzlülüğü değerleri büyük uç açılı matkaba göre daha düşük olmuştur.

Deneysel çalışmada seçilen iş parçası malzemesinin delmede yüzey kalitesi üzerindeki etkisi de incelenmiş ve POM malzemesinin PE malzemesine göre düşük yüzey pürüzlülüğü verdiği, fakat bu farklılığın az olduğu gözlenmiştir. Bu sonucun ortaya çıkmasında malzemelerin özelliklerinin detaylı olarak değerlendirilmesi gereklidir (Tablo 1).



Şekil 4. 80° uç açılı HSS ve WC matkap uçları ile delik delmede yüzey pürüzlülüğü a) POM ve b) PE

Malzeme özellikleri açısından POM, PE malzemesine göre daha yüksek sertlik, elastisite modülü, ergime noktası sıcaklığı, ısı iletkenliği ve kesme dayanımı gibi değerlere sahip olduğu görülmektedir. Bu özellikler, talaşlı işleme yöntemlerinin kullanımında büyük farklılıklar ortaya koyar ve benzer sonuçlar bu deneysel çalışmada da görülmüştür. Delme işlemi sırasında talaşın kolay kopması, az ısınması ve matkabın helis kanalı boyunca kolay akması sonucunda yüzey kalitesinin olumlu etkilendiği görülmüştür.

4 Sonuçlar

Polimer malzemelerin delinmesinde malzemenin mekanik özellikleri, işlem sonrası oluşacak sonuçları etkiler. Bununla birlikte, delme işleminde kullanılacak kesici takım geometrisinin özellikleri ve kesici takım malzemesi de önemlidir. Kesici takımın geometrisinin ve malzemesinin uygun seçilmesi ile delme işlemi sırasında oluşacak kesme kuvvetlerinin de azalacağı bilinmektedir. İşleme parametreleri olarak kesme hızı ve ilerleme değerlerinin de optimum seçilmesi ile ortaya çıkacak işleme çıktılarının kontrol edilebilmesi sağlanabilecektir. Bu deneysel çalışmada, seçilen iki farklı polimer malzemesinin delinmesinde yüzey pürüzlülüğünü etkileyebilecek kesici takım malzemesi, kesici takım geometrisi ve ilerleme parametrelerin incelenmesini amaçlanmış ve çalışmanın sonucunda ortaya çıkan sonuçlar aşağıda sıralanmıştır:

- Yüksek ilerleme değerleri her malzeme tipinde de hızlı deformasyona neden olduğu için yüzey pürüzlülüğünü arttırmaktadır. POM ve PE polimer malzemelerin delinmesinde de ilerleme değerinin artışı ile yüzey pürüzlülüğü artmıştır. Bu sonuç yüzey pürüzlülüğü üzerinde bilinen bir olaydır.

- Kesici takım geometrisinin uygun seçilmesi ile kesme kuvvetlerinin düşmesi yüzey kalitesi üzerinde olumlu etki yapmaktadır. Matkap uç açısı önemli bir parametredir, polimer malzemeler gibi talaşlı işlenmesi kolay malzemelerde bu değerin düşük tutulması uygun olacaktır. Her iki matkap malzemesi için, düşük uç açılı matkaplarla yapılan delme işlemlerinde düşük yüzey pürüzlülüğü değerleri elde edilmiştir.
- Kesici takım malzemesi çeşidinin de polimer malzemelerin delinmesinde yüzey pürüzlülüğü üzerinde etkili olduğu görülmüştür. Matkap malzemesi olarak seçilen HSS ve WC malzemelerinin ortaya koyduğu sonuç, WC kesici takım malzemeli matkaplarla yapılan delme işlemlerinde yüzey pürüzlülüğünün HSS malzemeye göre düşük çıkmasıdır. Burada kesici takımın ısı iletimi özelliğinin etken olduğu söylenebilir.
- Malzeme tipi açısından POM, PE'ye göre daha iyi yüzey kalitesi vermiştir, bu sonuç özellikle malzemelerin farklı özelliklere sahip olmasından kaynaklanmaktadır. Örneğin PE malzemesinin akma dayanımının POM malzemesine göre düşük olması nedeni ile delme işlemi sırasında malzemenin kolayca şekillenmesi ve ergime sıcaklığının daha az olması sebebi ile kesici takıma yapışmasına yol açabilir.

POM ve PE polimer malzemelerin delinmesinde yüzey kalitesinin istendiği durumlarda WC kesici takım malzemeli matkaplarla yapılacak işlemlerde matkap uç açısının düşük olması ve düşük ilerleme değerlerinin seçilmesinin gerektiği sonucuna ulaşılmıştır.

Kaynakça

- [1] Quadrini, Squeo, Tagliaferri, 2007, "Machining of glass fiber reinforced polyamide", Express Polymer Letters, Cilt:1, No. 12, s: 810-816.
- [2] Ramirez ,Poulachon, Rossi, Saoubi, 2014, "Tool wear monitoring and hole surface quality during CFRP drilling", Procedia CIRP Conference on Surface Integrity,, Cilt:13, s:163-168.
- [3] Li, Soo, Aspinwall, Pearson, Leahy, 2014, "Influence of lay-up configuration and feed rate on surface integrity when drilling carbon fibre reinforced plastic (CFRP) composites", Procedia CIRP Conference on Surface Integrity, Cilt:13, s:339-404.
- [4] Gaitonde, V.N., Karnik, S.R., Rubio, J.C., Abrão, A.M., Correia, A.E. and Davim, J.P., 2012, 'Surface roughness analysis in high-speed drilling of unreinforced and reinforced polyamides', Journal of Composite Materials, Cilt:46, No: 21, s:2659-2673.
- [5] Uysal, A., Altan, M. and Altan, E. 2012, 'Effects of cutting parameters on tool wear in drilling of polymer composite by Taguchi method', International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Cilt:58, s:915-921

ELMAS KAPLAMALI WC MATKAP İLE CFRP PLAKALARIN DELİNMESİNDE DELİK KALİTESİNİN ANALİZİ

Nafiz Yasar^a ve Mustafa Günay^b

a, Karabük University, TOBB Technical Science Vocational School, nafizyasar@karabuk.edu.tr

b, Karabük University, Engineering Faculty, mgunay@karabuk.edu.tr

Özet

Bu çalışma, CFRP kompozitin elmas kaplamalı WC matkap ile sabit ve değişken ilerleme uygulanarak delinmesinde delik kalitesi üzerinde delme parametrelerinin etkilerine odaklanmıştır. Delme deneyleri, matkap uç açısı, kesme hızı ve ilerleme miktarının üç farklı değerinde yapılmıştır. Kompozit plakaların delinmesinde elde edilen deliklerin yüzey pürüzlülükleri (Ra) ve hasar analizi için 2D profilometre ile taramalı elektron mikroskobu (SEM) kullanılmıştır. Delik çapı (D)'nin ölçümünde CMM cihazı kullanılmış olup, tekrarlı deneylerden elde edilen verilerin ortalaması alınarak değerlendirmeler yapılmıştır. Sabit ilerleme ve delik çıkışına bir mm mesafede yarıya düşürülerek (değişken ilerleme) yapılan delme işlemleri için Ra ve D değerleri karşılaştırılmıştır. Değişken ilerleme ile yapılan delme işlemlerinde elde edilen Ra değerleri sabit ilerlemedekilere göre daha düşük ölçülmüştür. En düşük yüzey pürüzlülüğü için optimum delme şartları, 130° matkap uç açısı, 60 m/dak kesme hızı ve 0.05 ilerleme miktarı olarak bulunmuştur. Diğer yandan, değişken ilerleme ile elde edilen delik çaplarının sabit ilerlemedekilere oranla daha yüksek olduğu tespit edilmiştir.

Anahtar kelimeler: CFRP, Delme, Delik kalitesi

ANALYSIS OF HOLE QUALITY IN DRILLING OF CFRP LAMINATES BY DIAMOND COATED WC DRILL

Abstract

This study focused on the effects of drilling parameters on the hole quality in drilling of CFRP laminates by applying constant and varying feed rate with diamond coated WC drill. Drilling experiments were conducted with three different levels of drilling parameters that are drill point angle, cutting speed and feed rate. Scanning electron microscopy (SEM) and 2D profilometer were employed for analysis of hole surface obtained in drilling of CFRP laminates. Also, the coordinate measuring machine was used to assess the average hole diameter. Ra and D values were compared for each hole surfaces in constant and varying feed rate which is decreased to half by 1 mm distance to hole exit. Surface roughness values obtained in drilling processes by varying feed rate in hole exit are lower than that of constant feed rate. The optimum conditions for better surface roughness were determined as drill point angle of 130°, cutting speed of 60 m/min and feed rate of 0.05 mm/rev. Besides, hole diameter values obtained with varying feed rate were determined higher than that of constant feed rate.

Keywords: CFRP, Drilling, Hole quality.

1 Giriş

Havacılık, uzay, otomotiv, deniz, spor endüstrisinde çeşitli parçaların ve biyolojik ekipmanların imalatında karbon fiber takviyeli polimer (CFRP) malzemelerin kullanımı son yıllarda artış göstermiştir [1]. CFRP kompozitler, yüksek özgül sertlik, yüksek mukavemet, yüksek korozyon direnci ve metal malzemelere oranla düşük termal gerinim gibi mükemmel mekanik özellikleri nedeniyle yaygın olarak kullanılmaktadır [2,3]. Karbon fiber takviyeli polimer laminelerden imal edilen parçalar, gerekli montaj performansını sağlamak için genellikle nihai geometride üretilmektedir. Ancak, montaj durumunda istenilen kalite ve boyutsal toleransları sağlamak amacıyla frezeleme, delme, kenar düzeltme gibi ikincil işleme operasyonlarına ihtiyaç duyulmaktadır [4,5].

Fiber takviyeli polimer kompozit laminelerin mekanik özellikleri, genellikle, fiberin polimer matris içerisindeki konumu ve miktarına göre değişmektedir. Özellikle, çift yönlü konumlanmış fiber takviyeli lamine kompozitler her iki yön boyunca maksimum sertlik ve mukavemete sahiptir [3]. Bununla birlikte, CFRP kompozitlerin sahip olduğu heterojen karakteristik ve anizotropik yapı, işleme sırasında aşırı sıcaklık, yüksek kesme kuvveti, takım aşınması, fiberlerin matristen sökülmesi, delaminasyon ve istenilmeyen yüzey kalitelerinin oluşmasına neden olmaktadır [6]. Diğer yandan, delme işlemi sırasında meydana gelen yüksek sıcaklık ve toz şeklinde talaş oluşumu, izotropik ve homojen olmayan CFRP laminelerin yüzey bütünlüğünde bozulmalara neden olmaktadır [7]. Bu durum, kompozit malzemeyi oluşturan matris ve takviye malzemesinin mekanik ve termal özelliklerinin farklı olmasından kaynaklanmaktadır [8]. Delme sırasında oluşan kesme kuvvetlerine bağlı olarak fiber ve matrisin kırılma tiplerinin nedenleri hala tam olarak anlaşılamamaktadır [9]. Bu bağlamda, CFRP kompozit malzemelerin işlenmesi gündeme geldiğinde, her bir işlem için kesme parametrelerinin seçiminde daha fazla dikkat edilmesi ve işleme çıktılarına göre kesme parametrelerinin optimizasyonun yapılması gerektiği gündeme gelmektedir.

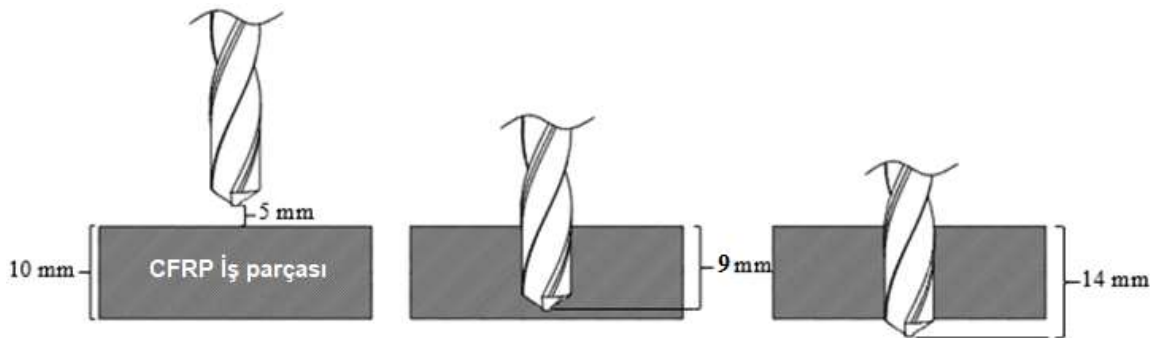
Yüzey pürüzlülüğü, CFRP kompozit laminelerin delinmesinde delik kalitesinin analizi için önemli bir faktör olmakla birlikte, işleme operasyonları ile imal edilen parçalar için yüzey bütünlüğünün değerlendirilmesinde dikkate alınan bir kriterdir. Diğer yandan, CFRP kompozit laminelerin anizotropik yapısı ve düşük termal iletkenliğe sahip matris kombinasyonu kötü işlenebilirliğe ve dolayısıyla yüzey bütünlüğünde kötüleşmeye sebep olmaktadır. Özellikle, delme işlemleri sırasında uygun seçilmeyen delme şartları delik kalitesini (delik çapı, yüzey pürüzlülüğü, delik hasarı vb.) olumsuz etkilemekte ve delaminasyon oluşumunu artırmaktadır. Bu nedenle, CFRP kompozit malzemelerin delinebilirliği üzerine yapılan çalışmaların çoğunlukla, itme kuvveti ve tork değerlerine bağlı olarak değişen delaminasyon ve yüzey pürüzlülüğü hakkında olduğu görülmektedir. Mohan ve ark. deneysel ve analitik olarak gerçekleştirdiği çalışmalarında, CFRP kompozitlerin delinmesinde kesme hızı ve malzeme kalınlığının giriş delaminasyonunda, ilerleme miktarı ve malzeme kalınlığının çıkış delaminasyonunu etkileyen en önemli parametreler olduğunu vurgulamışlardır [10]. Karnik ve arkadaşları [11], artan kesme hızı ve ilerleme miktarının delaminasyon faktöründe artışa sebep olduğunu vurgularken, benzer şekilde büyük uç açısına sahip karbür matkap kullanıldığında delaminasyonda artış olduğunu belirtmişlerdir. Zitoune ve arkadaşları [12], kaplamalı ve kaplamasız WC kesici takımlar ile KFTK/Al malzeme istifinin delinmesinde kesme parametrelerinin takım aşınması, yüzey pürüzlülüğü, talaş oluşumu, delik kalitesi ve silindiriklik üzerindeki etkilerini analiz etmişlerdir. Kaplamalı takımların kaplamasız takımlara göre daha iyi delik kalitesine sahip olduğunu, itme kuvvetinde ise alüminyum plakalar için %47, CFRP plakalarda %20-25 oranında azalma olduğunu gözlemlemişlerdir. Merino-Perez ve arkadaşları, CFRP malzemenin kaplamasız kesici takımla delinmesinde ısı dağılımı üzerinde kesme hızı ve malzeme özelliklerinin etkisini incelemişlerdir. CFRP malzemenin delinmesinde oluşan sıcaklık üzerinde, karbon-fiber takviye oranı ve tipinin önemli parametreler olduğunu belirtmişlerdir. SEM ile yapılan analizlerde, yüksek kesme hızlarında şiddetli matris kırılmaları ile delik giriş ve çıkışlarında parçalanmanın daha fazla olduğunu tespit etmişlerdir. Bu nedenle, işleme zamanı içerisinde oluşan sıcaklığın

matris malzemesinin ayrışma sıcaklığının altında kalmasını sağlayacak kesme hızlarının kullanılmasını önermişlerdir [13]. Yaşar ve arkadaşları, CFRP kompozitlerin kaplamasız WC matkap kullanılarak delinmesinde yüzey pürüzlülüğü ve delik çapı açısından delik kalitesi üzerinde matkap uç açısı ve kesme parametrelerinin etkilerini incelemişlerdir. Deneyler sonucunda, ilerleme miktarının artmasıyla yüzey pürüzlülüğü artarken, delik çapında azalma olduğunu belirtmişlerdir. Deneysel verilere uygulanan varyans analizine göre %78,02 PCR ile en önemli parametrenin ilerleme miktarı olduğunu tespit etmişlerdir. Ancak, en küçük delik çapı en büyük uç açısına sahip matkapla elde edilmesine rağmen hem yüzey pürüzlülüğü hem de delik boyutu açısından 130°'lik matkabın daha uygun olduğunu vurgulamışlardır [14].

Literatür incelendiğinde, CFRP kompozit malzemelerin delinmesinde delme parametreleri, takım malzemesi, takım geometrisi vb. birçok faktörün itme kuvveti, delik kalitesi, delaminasyon faktörü gibi işleme çıktılarına etkilerinin araştırıldığı birçok çalışmanın yapıldığı anlaşılmaktadır. Ancak, farklı uç açısına sahip matkap ve değişken ilerleme miktarının delik kalitesi üzerindeki etkilerinin birlikte incelendiği kapsamlı bir çalışmaya rastlanmamıştır. Bu çalışmada, CFRP kompozit malzemenin kuru kesme şartlarında elmas kaplamalı WC kullanılarak yapılan delme işleminde, matkap uç açısı ve kesme parametrelerinin (kesme hızı, sabit ilerleme, değişken ilerleme) delik kalitesi (yüzey pürüzlülüğü ve delik çapı) üzerindeki etkileri incelenmiştir.

2 Materyal ve Yöntem

Delme deneyleri, 10 mm kalınlığa sahip karbon fiber takviyeli polimer (CFRP) kompozit malzemeler üzerinde gerçekleştirilmiştir. Kompozit malzemeler, 245 gr/m² 2x2-3K yapıda karbon fiber ile Huntsman XU3508 reçine barındıran prepreglerin uygun fiber açılarında (0°/90°/0°/45°) serilmesi ve vakum torbalama yöntemi ile Odak Kompozit Teknolojileri A.Ş. tarafından imal edilmiştir. Deneyler, üç farklı matkap uç açısı (120°, 130° ve 140°), üç farklı kesme hızı (60, 100 ve 140 m/dak) ve üç farklı ilerleme miktarı (0.05, 0.1 ve 0.15 mm/dev) kullanılarak Johnford VMC-550 marka CNC dik işleme tezgahında gerçekleştirilmiştir. Kesici takım olarak KARCAN marka elmas kaplamalı tungsten karbür (WC) matkaplar kullanılmıştır. Matkaplar, 5 mm çapında olup, 30° helis açısı ve 2 kesici ağızlı bir geometriye sahiptir. Deneyler, sabit ve değişken ilerleme miktarı (Delik çıkışına bir mm kala ilerlemenin %50 azaltılması) uygulanarak her deney şartı için yeni bir matkap kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Değişken ilerleme miktarının uygulanışı Şekil 2.1'de şematik olarak gösterilmiştir. Delme işlemleri üç defa tekrar edilmiş olup, işleme çıktılarının aritmetik ortalamaları alınarak değerlendirmeler yapılmıştır.



Şekil 2.1 CFRP'nin delinmesinde değişken ilerleme uygulaması

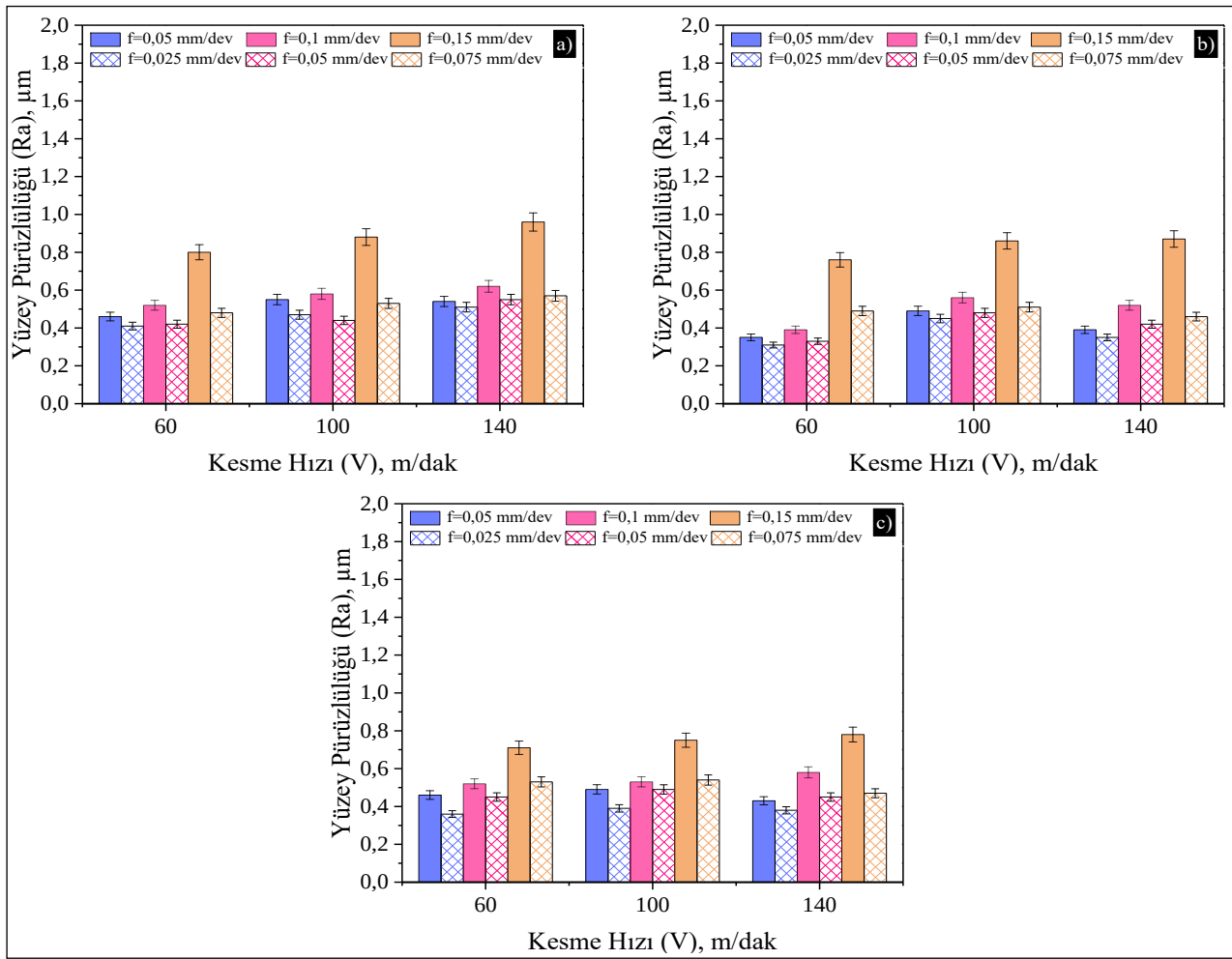
Deneylerin yapıldığı CNC freze tezgahının en yüksek devir sayısı 6000 dev/dak olması sebebiyle hız kafası kullanılarak kesme hızına göre uygun devir sayıları elde edilmiştir. Delik yüzeylerinde oluşan pürüzlülük değerlerinin ölçümünde Mahr Perthometer M300 cihazı kullanılmıştır. Sabit ve değişken ilerleme uygulamasında, delik başlangıcından itibaren eşit aralıklar ile pürüzlülük ölçümü gerçekleştirilmiştir. Deliklerde ölçülen yüzey pürüzlülüklerinin aritmetik ortalaması alınmış olup, değerlendirmeler ortalama yüzey pürüzlülük (Ra) değeri açısından yapılmıştır. Delik kalitesinin belirlenmesinde bir diğer kriter olarak

delme işlemi sonrasında oluşan delik çapları değerlendirilmiştir. Delik çapları, DEA Global Performance marka üç boyutlu CMM tezgahında gerçekleştirilmiştir. Deliğin giriş, çıkış ve orta bölgesinden eşit açıda beş farklı noktadan ölçüm alınarak ortalama değer hesaplanmıştır.

3 Sonuçlar ve Tartışma

3.1 Yüzey pürüzlülüğünün değerlendirilmesi

Malzemelerin işlenebilirliğinin değerlendirilmesinde kullanılan en önemli parametrelerden birisi yüzey pürüzlülüğüdür. CFRP kompozit malzemenin sabit ve değişken (İlerleme miktarı delik çıkışına bir mm kala %50 azaltılmıştır) ilerleme miktarı kullanılarak delinmesinde, üç farklı uç açısına sahip elmas kaplamalı WC matkap, kesme hızı ve ilerlemeye bağlı olarak elde edilen ortalama yüzey pürüzlülük (Ra) değerlerindeki değişimler Şekil 3.1'deki grafiklerde gösterilmiştir.



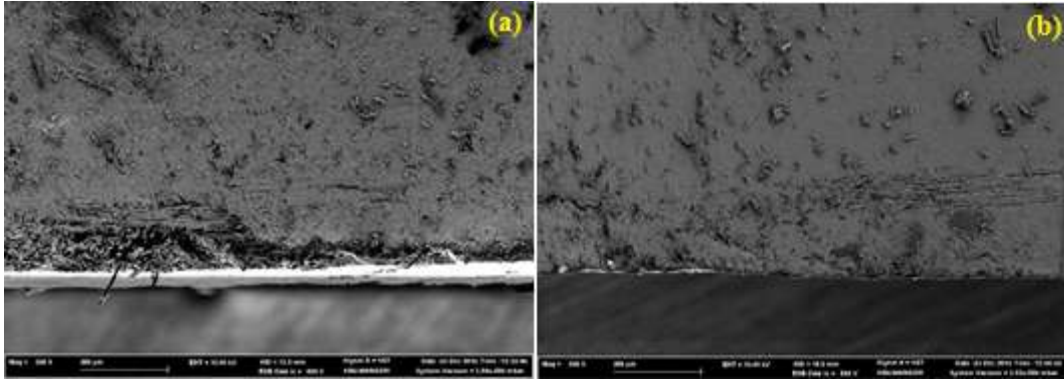
Şekil 3.1 Kesme parametrelerine göre Ra değişimleri; a) 120°, b) 130°, c) 140°

Şekil 3.1'deki grafikler incelendiğinde, hem sabit hem de değişken ilerleme uygulaması için artan ilerleme miktarlarında değişen matkap uç açısı ve kesme hızına bağlı olarak Ra değerlerinde artış olduğu belirgin bir şekilde görülmektedir. Artan ilerleme miktarı ile yüzey pürüzlülük değerlerinin artması beklenen bir durum olup, literatürde yapılan çalışmalar ile benzerlik göstermektedir [15,16]. Ayrıca, artan kesme hızıyla birlikte Ra değerlerinde artış olduğu görülmekte olup, bu durum metal malzemelerin işlenmesi ile farklılık göstermektedir. Genellikle, metal malzemelerin işlenmesinde artan kesme hızlarıyla birlikte Ra değerlerinde azalma eğilimi görülmektedir. CFRP malzemelerin delinmesinde artan kesme hızlarıyla birlikte matris

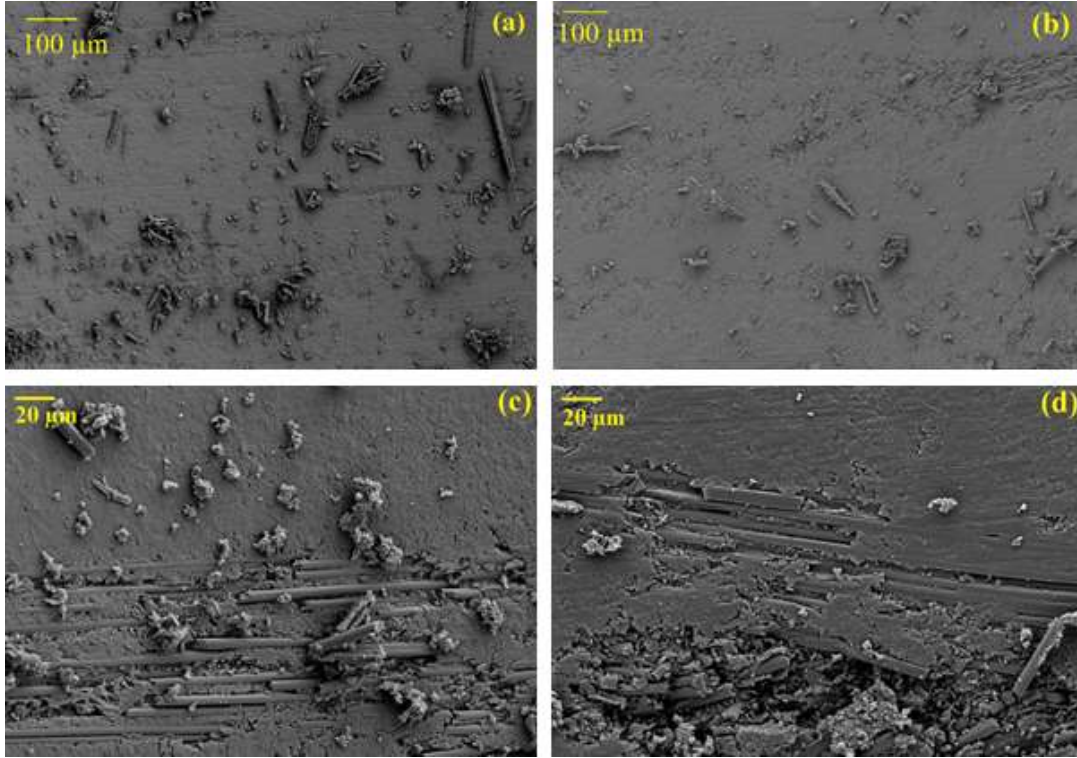
parçalanması ve fiber kopmaları artmaktadır [13]. Matris parçacıkları ve kopan fiberler takım-iş parçası arasında kalarak tekrar kesilmeye maruz kalmasıyla birlikte talaş oluşumu kararsız bir hal alacaktır. Bu durumun delik yüzeyi üzerinde olumsuz etki göstererek Ra değerinin artmasa neden olduğu düşünülmektedir.

Matkap uç açısına bağlı olarak grafikler incelendiğinde, artan uç açısıyla birlikte Ra değerlerindeki değişimin kesme parametrelerine göre düzensiz bir eğilimde olduğu görülmektedir. CFRP kompozit malzemelerin izotropik ve homojen yapıda olmaması nedeniyle işlenmiş yüzeylerde bu farklılıkların görülmesine yol açabilmektedir. Havacılık sektöründe CFRP malzemelerin delinmesinde beklenen yüzey pürüzlük sınır değeri 3,2 μm olarak kabul edilmektedir [17]. Deneyler sonucunda ölçülen Ra değerleri sektörün kabul sınırları altında elde edilmiştir. Deneysel sonuçlara göre; sabit ilerleme uygulaması için matkap uç açısı 120°'den 130°'ye arttığında Ra değerleri, ilerleme miktarına bağlı olarak %1-6 arasında değişen değerlerde artarken, kesme hızına bağlı olarak %2-27 arasında azalmıştır. Matkap uç açısı 130°'den 140°'ye arttığında ise bu durumun %1-33 arasında artış, %5-7 arasında azalma şeklinde gerçekleştiği belirlenmiştir. Sabit ilerleme miktarı uygulamasında en düşük Ra değeri, en düşük ilerleme miktarı ve kesme hızında 130° uç açısına sahip kesici takım ile 0,35 μm olarak ölçülmüştür. En büyük değer ise en yüksek ilerleme miktarı ve kesme hızında 120° uç açısına sahip kesici takım ile 0,96 μm olarak ölçülmüştür.

Değişken ilerleme uygulamasında elde edilen sonuçlar ile sabit ilerleme miktarında yapılan deney sonuçları karşılaştırıldığında; Ra değerlerinin 120° uç açılı matkap için tüm kesme parametrelerine göre %2-40 aralığında azaldığı tespit edilmiştir. Yüzey pürüzlülüklerindeki bu azalmanın; 130° uç açılı matkap için %5-47, 140° uç açılı matkap için %1-39 aralığında gerçekleştiği belirlenmiştir. Değişken ilerleme uygulamasında gerçekleştirilen deneylerde; en düşük Ra değeri en düşük ilerleme miktarı ve kesme hızında 130° uç açısına sahip matkap ile 0,31 μm olarak ölçülmüştür. En büyük Ra değeri ise en yüksek ilerleme miktarı ve kesme hızı değerlerinde 120° uç açısına sahip kesici takım ile 0,57 μm olarak belirlenmiştir. Değişken ilerleme uygulaması ile elde edilen rakamsal değerlerin yanı sıra 130° uç açısına sahip matkap ile elde edilen delik yüzeylerinden çekilen SEM fotoğrafları (Şekil 3.2), bu metodun delik yüzey kalitesi üzerinde olumlu katkı sağladığını göstermektedir. Ayrıca, düşük kesme hızı ve ilerleme miktarına bağlı oluşan düşük deformasyon hızlarında matris malzemesinin delik yüzeyine sıvanarak yüzey hasarlarının en aza indirildiğini söylemek mümkündür (Şekil 3.3a ve 3b). Kesme hızının artmasıyla artan sıcaklığa bağlı olarak meydana gelen fiber-matris ara yüzeyinde boşluklara ve fiberlerin kesilmeden yerlerinden çıkmasına neden olmaktadır. Bu oluşumlar, ilerleme miktarının artmasıyla birlikte daha kötü yüzey hasarlarına yol açarak yüzey pürüzlülüğünün artmasına neden olmaktadır (Şekil 3.3c ve 3d). Bu sonuçlardan yola çıkarak düşük kesme hızı ve ilerleme miktarının yüzey kalitesini arttırdığını söylemek mümkündür. Delik çıkışında yüzeylerden alınan SEM görüntüleri ve Şekil 3.1'de verilen Ra değişimlerine göre, 130° uç açısına sahip elmas kaplamalı WC matkap ile 60 m/dak kesme hızı ve en düşük ilerleme miktarında gerçekleştirilen deneylerde en iyi sonuçlar elde edilmiştir.



Şekil 3.2. Delik çıkış yüzeyinin SEM görüntüsü; a) Sabit ilerleme, b) Değişken ilerleme

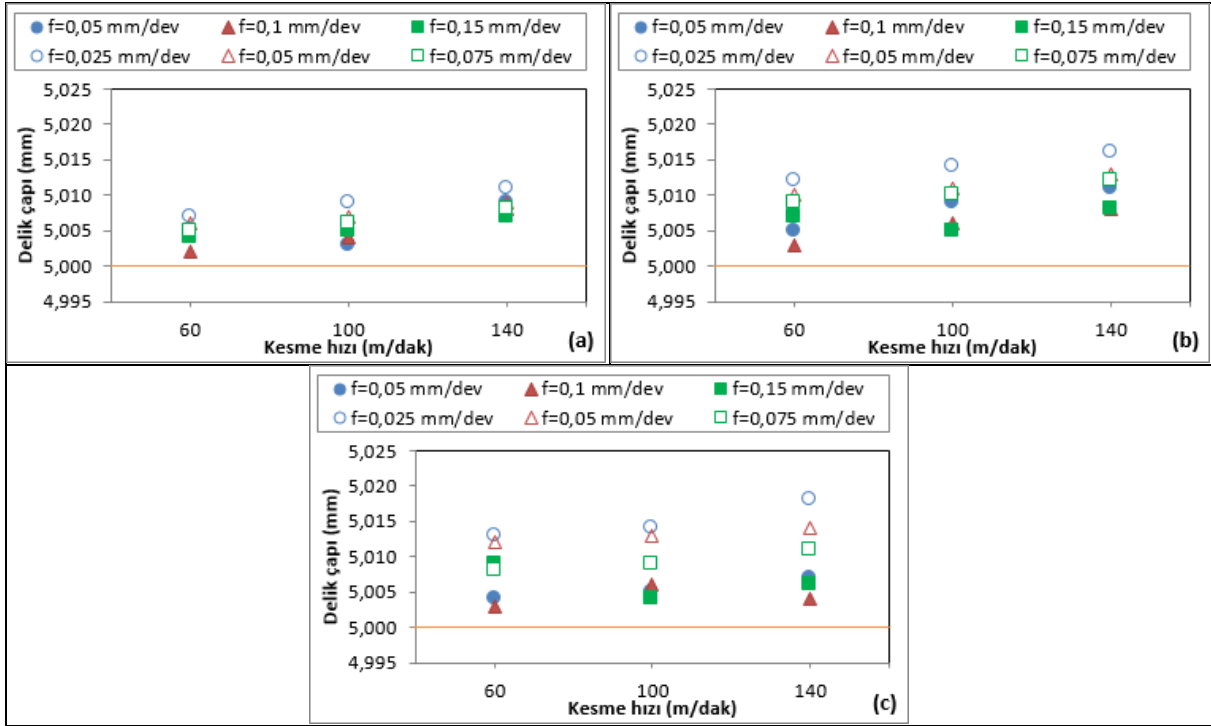


Şekil 3.3. Delik yüzeyinin SEM görüntüsü; a) $V=60$ m/dak, $f=0.05$ mm/dev; b) $V=60$ m/min, $f=0.025$ mm/dev; c) $V=100$ m/dak, $f=0.15$ mm/dev; d) $V=140$ m/dak, $f=0.15$ mm/dev

3.2 Delik çapının değerlendirilmesi

Silindirik ve pürüzsüz delik delme ihtiyacı havacılık sektöründe önemli bir güvenlik sorunu oluşturmaktadır. CFRP plakalar veya metal/CFRP şeklinde katmanlı malzemeler üzerine açılan delikler; pim, civata ve özellikle perçin gibi bağlantı elemanlarıyla yapılan birleştirmelerin bir parçası olduğundan yapının yorulma değerlerini etkiler. Delik çaplarında istenilen ölçü tamlığının sağlanabilmesi amacıyla delik delme işlemi sonrası genellikle delik büyütme veya raybalama gibi ikincil işlemler yaygın olarak kullanılmaktadır [18]. Ancak ikincil işlemlerin uygulanması işleme süresi ve maliyeti açısından dezavantaj sağlamaktadır. Bu nedenle, sadece bir delme işlemi uygulanarak istenilen delik kalitesi ve ölçü tamlığının sağlanabilmesi oldukça önemlidir. Bu bağlamda, delme işleminde açılan deliklerin ölçü ve geometrik toleranslar dahilinde olması amacıyla kullanılan kesici takımlar ve kesme parametrelerinin seçimi çok önemlidir. CFRP kompozit malzemenin elmas kaplamalı WC matkaplar ile delinmesinde delme parametrelerine göre delik çapındaki değişimler Şekil 3.4'teki grafiklerde verilmiştir.

Şekil 3.4’den görülebileceği gibi, elmas kaplamalı WC matkaplar ile CFRP kompozit malzemenin delinmesinde, tüm deneyler sonucunda delik çapları nominal çap değerinin üzerinde elde edilmiştir. Ancak, çap değerlerinin birleştirme işlemlerinde olması gereken toleranslar içerisinde olduğu görülmektedir. Genel olarak, düşük ilerleme miktarı ve yüksek kesme hızı değerlerinde delik çaplarının nominal değerden biraz daha uzaklaştığı söylenebilir. Bu sonuç, bahsedilen parametre seviyelerinde meydana gelen deformasyon sürecine bağlı olarak oluşan ısı değişimleri ile açıklanabilir. İlerleme miktarının düşük olması durumunda, kesme süresi artacağından matkap ile malzeme arasındaki sürtünme zamanı ve dolayısıyla kesme sıcaklığı artacaktır. Kesme hızının yüksek olması durumunda benzer şekilde sıcaklığın arttığı bilinmekte olup [7,19], her iki durum için de artan ısı miktarı matris malzemesinde aşırı ergimeye ve buna bağlı olarak deliğin genişlemesine neden olacaktır. Aynı zamanda, yüksek kesme hızı ve ilerleme miktarında fiberlerin kesilmeden matris içinden sökülmesi sonucunda delik yüzeyinde boşluklar meydana gelmektedir. Bu durum hem yüzey pürüzlülüğünü olumsuz etkileyecek hem de delik formunu etkileyerek çap değerinin büyümesine katkı sağlamaktadır.



Şekil 3.4 Kesme parametrelerine göre delik çapı değişimleri; a) 120°, b) 130°, c) 140°

Özellikle, değişken ilerleme uygulamasında matkap uç açısı 130° ve 140° iken, çap değerlerinin kesme hızının artması ve ilerleme miktarının azalmasıyla birlikte arttığı görülmektedir. Matkap uç açısının artmasıyla kesici kenar yüksekliği azalmakta ve matkap ucunun batması zorlaşmaktadır. Bununla birlikte hem delme süresindeki artış hem de talaş oluşumunun zorlaşması takım-iş parçası arasındaki sürtünmenin artmasına neden olarak kesme bölgesinde oluşan ısı miktarını artıracaktır. Bu durumda, takım geometrisine bağlı olarak oluşan ısının uzaklaşmasını sağlayan bölge azalacağı [20] için matris malzemesi daha fazla ergimeye maruz kalacak ve dolaylı olarak delik çapları artacaktır.

Değişken ilerleme uygulamasında elde edilen çap değerlerinin sabit ilerleme miktarında elde edilen delik çaplarından daha büyük olduğu belirlenmiştir. Çap değerlerindeki büyüme oranı, 120° uç açılı matkap için değişken kesme parametrelerine göre ortalama %0,04, 130° uç açılı matkap için %0,10 ve 140° uç açılı matkap için %0,14 şeklinde hesaplanmıştır. Sabit ilerleme uygulanarak yapılan deneyler sonucunda en küçük delik çapı; 60 m/dak kesme hızı, 0,1 mm/dev ilerleme miktarı ve 120° uç açılı matkap ile elde edilirken, değişken ilerleme uygulaması için bu değer 60 m/dak kesme hızı, 0,075 mm/dev ilerleme miktarı ve aynı uç

açısına sahip matkap ile ölçülmüştür. Tüm deneyler sonucunda en büyük delik çapı ise 140 m/dak kesme hızı, 0,025 mm/dev ilerleme miktarı ve 140° uç açılı elmas kaplamalı WC matkap ile elde edilmiştir.

4 Sonuçlar

Bu çalışmada, elmas kaplamalı WC matkaplar ile sabit ve değişken ilerleme yöntemi kullanılarak CFRP kompozitlerin delinmesinde matkap uç açısı, kesme hızı ve ilerleme miktarının yüzey pürüzlülüğü ve delik çapı üzerindeki etkileri analiz edilmiştir. Gerçekleştirilen deneysel çalışmalara bağlı elde edilen sonuçlar aşağıda özetlenmiştir.

Deneysel sonuçlar ve analizlere göre, değişken ilerleme uygulamasında elde edilen yüzey pürüzlülükleri daha düşük elde edilirken, delik çaplarının daha büyük olduğu tespit edilmiştir. Bu sonuçlar, yüksek kesme hızı ve düşük ilerleme miktarında meydana gelen sıcaklık artışına bağlı olarak oluşan plastik deformasyona atıf edilmiştir. Yüzey pürüzlülüğü açısından en uygun değerler, 130° matkap uç açısı, 60 m/dak kesme hızı ve en düşük ilerleme miktarında (sabit ve değişken) gerçekleştirilen deneylerde elde edilmiştir. Nominal delik çapına en yakın değerler, 60 m/dak kesme hızı ve 120° matkap uç açısı kullanılarak sabit ilerleme uygulamasında 0,1 mm/dev ilerleme miktarında, değişken ilerleme uygulamasında ise 0,075 mm/dev ilerleme miktarında ölçülmüştür.

CFRP kompozit malzemelerin delinmesinde değişken ilerleme uygulaması, delik kalitesi açısından en önemli kriterlerden birisi olan yüzey pürüzlülüğü açısından önemli bir iyileştirme sağlamıştır. Bu süreç, delmede işleme zamanı açısından bir dezavantaj olarak değerlendirilebilir. Ancak, özellikle Ra ve delik çapına bağlı delik kalitesi açısından son derece kabul edilebilir sonuçlar verdiği göz önünde bulundurulursa, değişken ilerlemenin endüstriyel uygulamalarda verimli bir yöntem olacağı açıkça görülmektedir.

Teşekkür

Bu çalışma Karabük Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri (KBÜBAP) birimi tarafından KBÜ-BAP-15/2-DR-022 nolu proje tarafından desteklenmiştir. Katkılarından dolayı KBÜBAP’a teşekkür ederiz.

5 Kaynakça

- [1] Soutis, C., 2005, “Fibre reinforced composites in aircraft construction”, Progress in Aerospace Sciences, Volume 41, Issue 2, Pages 143–51.
- [2] Eshetu, D. E., Ramulu, M., 2014, “Experimental study of surface quality and damage”, Journal of Materials Research and Technology, cilt 4, sayı 3, s. 354-362.
- [3] Liu, D., Tang, Y., Cong, W.L., 2012, “A review of mechanical drilling for composite laminates”, Composite Structures, Volume 94 Issue 4, Pages 1265–1279.
- [4] Karpas, Y., Değer, B., Bahtiyar, O., 2012, “Drilling thick fabric woven CFRP laminates with double point angle drills”, Journal of Materials Processing Technology, Volume 212, Issue 10, Pages 2117-2127.
- [5] Zitoune, R., Krishnaraj, V., Collombet, F., Le Roux, S., 2016, “Experimental and numerical analysis on drilling of carbon fibre reinforced plastic and aluminium stacks”, Composite Structures, Volume 146, Pages 148-158.
- [6] Xu, J., Mkaddem, A., Mansori, M.E., 2016, “Recent advances in drilling hybrid FRP/Ti composite: A state-of-the-art review”, Composite Structures, Volume 135, Pages 316–338.

- [7] Pecat, O., Brinksmeier, E., 2014, “Low damage drilling of CFRP/Titanium compound materials for fastening”, 2nd CIRP Conference on Surface Integrity (CSI) Procedia CIRP, Volume 13, Pages 1-7.
- [8] Rao, G.V.G., Mahajana, P., Bhatnagar, N., 2007, “Micro-mechanical modeling of machining of FRP composites—cutting force analysis”, Composites Science and Technology, Volume 67, Issue 3–4, Pages 579-593.
- [9] Youliang, S., Zhenyuan J., Bin N., Guangjian, Bi., 2017, “Size effect of depth of cut on chip formation mechanism in machining of CFRP”, Composite Structures, Volume 164, Pages 316-327.
- [10] Mohan, N.S., Kulkarni, S.M., Ramachandra, A., 2007, “Delamination analysis in drilling process of glassfiber reinforced plastic (GFRP) composite materials”, Journal of Materials Processing Technology, Volume 186, Pages 265-271.
- [11] Karnik, S.R., Gaitonde, V.N., Rubio, J.C., Correia, A.E., Abrao, A.M., Davim, J.P., 2008, “Delamination analysis in high speed drilling of carbon fiber reinforced plastics (CFRP) using artificial neural network model”, Materials and Design, Volume 29, Pages 1768-1776.
- [12] Zitoune, V., Krishnaraj, B., Almabouacif, S., Collombet, F., 2012, “Influence of machining parameters and new nano-coated tool on drilling performance of CFRP/Aluminium sandwich”, Composites: Part B, Pages 1480-1488,.
- [13] Meerino-Pérez, J. L., Royer, R., Ayyar-Soberanis, S., Merson E., Hodzic, A., 2015, “On the temperatures developed in CFRP drilling using uncoated WC-Co tools Part I: Workpiece constituents, cutting speed and heat dissipation”, Composite Structures, Volume 123, Pages 161-168.
- [14] Yaşar, N., Korkmaz, M. E., Günay, M., 2017, “Investigation on hole quality of cutting conditions in drilling of CFRP composite”, MATEC Web of Conferences Volume 112, 01013.
- [15] İşbilir Ö., Ghassemieh, E., 2013, Comparative study of tool life and hole quality in drilling of CFRP/Titanium stack using coated carbide drill, Machining Science and Technology: An International Journal, Volume 3, Issue 17, Pages 380-409,.
- [16] Abrao, A. M., Faria, P. E., Rubio, J. C., Reis P., Davim, J. P., 2007, Drilling of fiber reinforced plastics: A review, Journal of Materials Processing Technology, Volume 186, Issue 1-3, Pages 1-7.
- [17] Barry, R., Howard K., W. Stephen, 2007, “Lug Cutting and Trimming of the Carbon Fibre Wing Panels of the A400m with Portable Hand Positioned Tools”, SAE International, cilt 01, sayı 3795.
- [18] Sandvik Coromant, User’s Guide-Machining carbon fibre materials, 2010, Sweden.
- [19] Uysal, A., Altan, E., 2015, “Investigating the Effects of Drilling Parameters on Drill Bit Temperature in Drilling of Carbon Black Reinforced Polyamide using Taguchi Method”, International Conference on Computing, Mechanical and Electronics Engineering (ICCMEE'2015) July 9-10, Singapore.
- [20] Matsumura, T., Tamura, S., 2016, “Temperature Analysis in CFRP Drilling”, AIP Conference Proceedings, Volume 1769, Pages 1-7.

INCONEL 718 SÜPERALAŞIMININ DELİNMESİNDE KRİYOJENİK SOĞUTMANIN KESME PERFORMANSI ÜZERİNE ETKİLERİNİN ARAŞTIRILMASI

Necati Uçak* ve Adem Çiçek

Ankara Yıldırım Beyazıt Üniversitesi, Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü,
Ankara/TÜRKİYE, nucak@ybu.edu.tr, acicek@ybu.edu.tr

Özet

Bu çalışmada nikel bazlı bir süperalaşım olan Inconel 718' in delinmesinde, kriyojenik soğutmanın kesme performansına etkileri deneysel olarak araştırılmıştır. Delme deneyleri, kaplamasız ve TiAlN kaplamalı karbür matkaplar kullanılarak sabit bir kesme hızı (10 m/dk) ve ilerleme (0.02 mm/dev) ile kriyojenik, geleneksel kesme sıvısı ve kuru şartlar altında gerçekleştirilmiştir. Soğutma/yağlama şartlarının ve kaplama malzemesinin etkileri, aksel kuvvet, tork, kesme sıcaklığı, çapak oluşumu, yüzey altı deforme olmuş tabaka derinliği, mikrosertlik değişimi ve ortalama yüzey pürüzlülüğü değerleri açısından incelenmiştir. Kriyojenik soğutma, kesme sıcaklıklarını önemli derecede düşürmüştür. Genel olarak kriyojenik şartlarda daha düşük yüzey altı deforme olmuş tabaka kalınlığı ve delik girişinde daha az çapak oluşumu elde edilmiştir. Ancak deney sonuçları kriyojenik soğutmanın aksel kuvvet ve tork değerlerini arttırdığını ve hızlı takım aşınmasına sebep olduğunu göstermiştir. Buna bağlı olarak çıkış çapak yükseklikleri de artmıştır. İyi yüzey pürüzlülüğü değerleri ve düşük takım aşınması ıslak koşullarda elde edilmiştir.

Anahtar kelimeler: Inconel 718, kriyojenik delme, yüzey bütünlüğü.

INVESTIGATION OF THE EFFECTS OF CRYOGENIC COOLING ON CUTTING PERFORMANCE IN DRILLING OF INCONEL 718 SUPERALLOY

Abstract

In this study, the effects of cryogenic cooling on cutting performance in drilling of Inconel 718 which is a nickel-based superalloy were investigated experimentally. Drilling tests were performed at a constant cutting speed (10 m/min) and a feed (0.02 mm/rev) using uncoated and TiAlN coated solid carbide twist drills under cryogenic, wet, and dry conditions. The effects of cooling/lubrication conditions and coating material were examined in terms of thrust force, torque, cutting temperature, burr formation, subsurface deformed layer thickness, microhardness change and average surface roughness values. Cryogenic cooling significantly decreased the cutting temperatures. In general, lower subsurface deformed layer thickness and burr formation at the hole entrance were obtained under cryogenic conditions. However, experimental results showed that cryogenic cooling increased the thrust force and the torque values and led to rapid tool wear. Therefore, burr formation at the hole exit also increased. Good surface roughness and low tool wear were achieved under wet conditions.

Keywords: Inconel 718, cryogenic drilling, surface integrity.

1 GİRİŞ

Havacılık sanayinde zorlu çalışma koşullarına maruz kalan türbinler için geliştirilen Inconel 718, endüstriyel alanda tüm nikel bazlı süperalaşımlar arasında en yaygın kullanılanıdır. [1]. Ayrıca, düşük ve yüksek çalışma sıcaklık aralıklarında (-250 °C ila 700 °C) sağladığı üstün fiziksel ve mekanik özellikleri sayesinde uzay, petrol, nükleer enerji, otomotiv, kimyasal ve tıbbi ürünler endüstrilerinde de sıkça tercih edilmektedir [1, 2]. Diğer taraftan, Inconel 718 barındırdığı fiziksel ve mekanik özellikleri nedeniyle plastik deformasyonu zor olan malzemelerden biridir. Yüksek mukavemet ve sıcak sertlik, yüksek pekleşme eğilimi, düşük ısı iletkenlik (11,4 W/mK), bazı kesici takım malzemelerine kimyasal ilgi ve yüksek süneklik gibi özellikleri nedeniyle Inconel 718'in talaşlı imalatı sırasında düşük takım ömrü, istenmeyen yüzey kalitesi ve yüksek işleme maliyetleri gibi problemler ile karşılaşmaktadır [3–5]. Bu süperalaşımın işlenebilirliğinin iyileştirilmesine yönelik çalışmalar günümüzde popüler araştırma konuları arasındadır.

İşlenmesi zor mühendislik malzemelerinin talaşlı imalat süreçlerinde işleme maliyetlerinin azaltılmasının yanı sıra ürün kalitesinin artırılması en temel amaçtır [6]. Günümüzde talaşlı imalat süreçlerinde genel eğilim kuru kesme olmasına rağmen, Inconel 718 gibi işlenmesi zor olan malzemelerde kuru şartlardaki kötü ürün kalitesi ve kısa takım ömrü nedeniyle kesme sıvılarının kullanılması tercih sebebidir. Bu nedenle, işleme performansını artırıcı bir etken olarak farklı soğutucu/yağlayıcılar çeşitli uygulama yöntemleri ile talaşlı imalat süreçlerinde sıklıkla tercih edilmektedir. Kesme sıvılarının kullanımı, kesme bölgesinde oluşan ısının azaltılmasına, kesici takım-iş parçası ve kesici takım-talaş yüzeyleri arasındaki sürtünmenin azaltılmasına, kesme bölgesinden talaşların uzaklaştırılmasına, ürün kalitesinin artırılmasına ve kesme kuvvetlerinin azaltılmasına yardımcı olmaktadır [7]. Ancak, geleneksel kesme sıvılarının çevre ve insan sağlığı açısından bazı olumsuzluklara yol açtığı da bir gerçektir [8]. Delik delme süreçlerinde, düşük ve yüksek basınçta geleneksel kesme sıvısı [9], minimum miktarda yağlama [10] ve hibrit soğutma/yağlama sistemleri [11] gibi farklı soğutma/yağlama yöntemleri araştırmacılar tarafından kesme performansının artırılması amacı ile araştırılmaktadır. Bu amaçla kullanılmakta olan yöntemlerden bir diğeri ise kriyojenik soğutmadır. Sıvı azot (LN₂) kriyojenik soğutma operasyonlarında en yaygın kullanılan kriyojendir [12]. Atmosferde çok miktarda bulunan azot gazı (%78) (erime noktası: -210 °C, kaynama noktası: -195,80 °C), havadan daha hafif olduğu için kesme bölgesine uygulandıktan hemen sonra buharlaşma ve atmosfere dağılma eğiliminde olduğundan geleneksel yöntemlerdeki soğutma/yağlama maddeleri gibi işleme operasyonlarında kullanıldıktan sonra herhangi bir kalıntı bırakmamaktadır. Bu sebeple kriyojenik soğutma yöntemi geleneksel yöntemler ile karşılaştırıldığında çevre dostu bir uygulama olarak bilinmektedir [13]. Çevre dostu ve insan sağlığına zararı olmayan özelliklerinin yanında kriyojenik soğutmanın, talaşlı imalatı zor mühendislik malzemelerinin işlenebilirliğini artırıcı etkileri literatürdeki birçok çalışmada yer almaktadır. Ezugwu [14], kriyojenik işleme ile kesme sıcaklıklarının düşürülmesinin, işlenmesi zor mühendislik malzemelerinin talaşlı imalatında daha efektif ve ekonomik işlemenin sağlanabileceğini belirtmiştir. Kaynak ve arkadaşları [15], kuru, ıslak ve minimum miktarda yağlama ile karşılaştırıldığında kriyojenik soğutmayı, talaşlı imalat operasyonlarında yüzey bütünlüğünü iyileştirmek için en uygun işleme ortamı olarak tanımlamışlardır. Bir derleme çalışmasında ise [16] kuru ve ıslak işleme koşulları ile karşılaştırıldığında, kriyojenik soğutmanın daha az boyutsal hata, daha iyi işlenmiş yüzey kalitesi ve takım ömrü sağlayabileceği belirtilmiştir. Ancak kriyojenik şartların malzeme mukavemetinin ve sertliğinin artmasına neden olduğu ve bu durumun kesme kuvvetlerinin artması ile sonuçlandığı bildirilmiştir. Yazarlar bu konuda gerçekleştirilen çoğu çalışmanın tornalama operasyonları üzerine yoğunlaştığını ve kriyojenik soğutmanın delme operasyonlarındaki etkilerinin araştırılmasına ihtiyaç duyulduğunu vurgulamışlardır.

Ahmed ve Kumar [17], işlenebilirliği zor malzemelerden biri olan Ti6Al4V alaşımının kriyojenik (LN₂) şartlar altında delinebilirliği üzerine gerçekleştirdikleri çalışmalarında, ıslak işleme şartları ile kıyaslandığında kriyojenik soğutma ile %28-61 arasında daha düşük kesme sıcaklıkları ve daha iyi yüzey kalitesi elde edildiğini bildirmişlerdir. Biermann ve Hartmann [18], 34CrNiMo6 ve AlMgSi malzemelerinin

delinmesinde kriyojenik soğutmanın (CO₂) çapak oluşumuna etkilerini araştırmışlardır. Kriyojenik soğutma ile kesme sıcaklıklarının düşürülmesinin malzemeyi gevreklettiği, sünekliği azalan iş parçası malzemesinde daha az çapak oluşumunun gerçekleştiği tespit edilmiştir. Bir başka çalışmada ise [19], GLARE kompozit malzemelerin delinmesinde delik kalitesi kuru, minimum miktarda yağlama ve kriyojenik şartlar altında araştırılmıştır. Kriyojenik şartlarda kuru şartlar ile kıyaslandığında delik çıkışındaki çapak yüksekliklerinde %47'ye varan düşüş gözlemlenmiştir. Xia ve arkadaşları [20] CFRP kompozit malzemelerin delinmesinde kriyojenik soğutmanın delme performansına etkilerini incelemişlerdir. Kriyojenik soğutma ile daha iyi takım ömrü ve delik kalitesi elde edilirken kriyojenik şartlar eksenel kuvvet ve tork değerlerinin artmasına sebep olmuştur. Inconel 718'in TiAlN karbür matkaplar kullanılarak delinmesinde ıslak ve kriyojenik şartların termo-mekanik etkileri ve işleme performansı Outeiro ve arkadaşları [20] tarafından incelenmiştir. Yazarların da belirttiği üzere Inconel 718'in kriyojenik delinmesi ile ilgili literatürde başka bir çalışmaya rastlanılmamıştır. Deney sonuçları kriyojenik soğutmanın eksenel kuvvet ve tork değerlerini artırdığını ve takım ömrünü önemli ölçüde azalttığını göstermiştir. Literatürde farklı talaşlı imalat operasyonlarında kriyojenik soğutmanın yüzey altı deforme olmuş tabaka kalınlığının azalmasında [21] ve bu bölgedeki mikrosertlik değerlerinin düşmesinde [22] olumlu etkilerini gösteren çalışmalar yer almasına rağmen, kriyojenik soğutmanın delme operasyonlarında işlenmiş yüzey altı deforme olmuş etkilerinin araştırıldığı bir çalışmanın olmadığı görülmüştür.

Bu çalışmada, Inconel 718 süperalaşımının kaplamasız ve TiAlN kaplamalı sementit karbür matkaplar kullanılarak delinmesinde kriyojenik soğutmanın kesme performansına etkileri deneysel olarak araştırılmıştır. Farklı işleme şartlarında meydana gelen eksenel kuvvet, tork, kesme sıcaklığı, yüzey bütünlüğü (yüzey altı mikroyapılar ve mikrosertlik değerlerinde meydana gelen değişimler ve ortalama yüzey pürüzlülük değerleri) ve delik giriş ve çıkışlarındaki çapak yüksekliği değerleri performans değerlendirme kriterleri olarak belirlenmiştir. Elde edilen bulgular ıslak ve kuru şartlarda gerçekleştirilen deneyler ile kıyaslanarak değerlendirilmiştir.

2 MATERYAL VE YÖNTEM

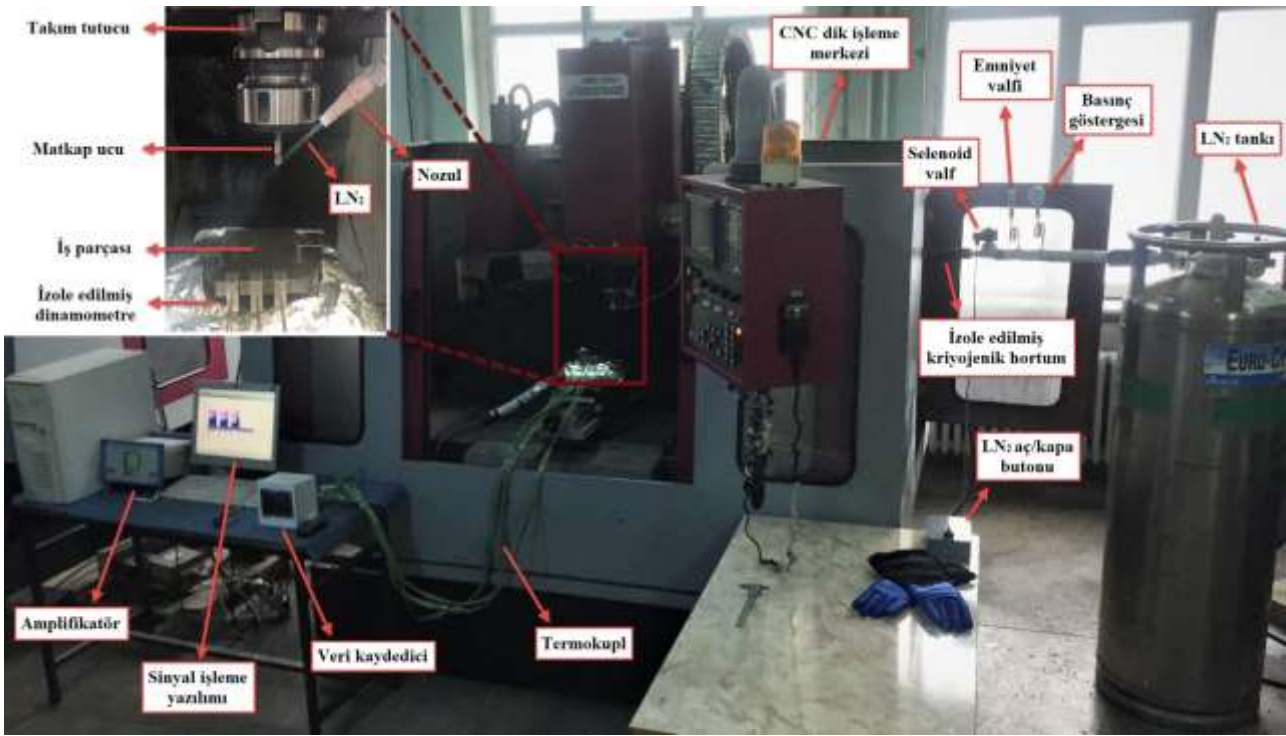
Deneyler, kuru, kriyojenik ve ıslak koşullar altında, 7,5 kW gücünde ve maksimum fener mili hızı 6000 dev/dak olan Johnford VMC-550 tipi CNC dik işleme merkezinde gerçekleştirilmiştir. 100 mm x 80 mm x 15 mm boyutlarındaki sıcak haddelenmiş ve tavlanmış, 90.5 HRB sertliğe sahip Inconel 718, iş parçası malzemesi olarak seçilmiştir. Deney sonuçlarını etkileyebilecek yüzey kusurlarını bertaraf etmek için iş parçası malzemesinin tüm yüzeyleri hassas bir şekilde taşlanmıştır. Deneylerde kullanılan Inconel 718'in kimyasal bileşimi Tablo 1'de verilmiştir. Kesici takım olarak, Gühring firmasından temin edilen, 5 mm çapında kaplamasız ve TiAlN kaplamalı, 140° uç açısı, 30° helis açısına sahip ve tam boyu 66 mm olan sementit karbür matkaplar kullanılmıştır. Deneylerde, iş parçası malzemesi üzerine derinliği 15 mm olan boydan boya delikler delinmiştir. Ön deneyler sonucunda kesme hızı 10 m/dk ve ilerleme değeri ise 0,02 mm/dev olarak belirlenmiştir. Her deney için yeni bir matkap kullanılmıştır. Doğru ve güvenilir sonuçlar elde edebilmek için her deney koşulunda üç delik delinmiştir.

Element	Ni	Cr	Fe	Nb	Mo	Ti	Co	Cu	Si	Mn	C
%	53,66	18,41	17,90	4,92	2,87	0,96	0,34	0,13	0,09	0,08	0,03

Tablo 1: Inconel 718'in kimyasal bileşimi.

Islak şartlar altındaki delme deneyleri, yarı sentetik kesme yağı ve su emülsiyonunun (%5 kesme yağı ve %95 su) kesme bölgesine uygulanması ile gerçekleştirilmiştir. Kriyojenik delme deneyleri ise, soğutucu olarak LN₂ kullanıldığı bir kriyojenik soğutma düzeneği yardımı ile gerçekleştirilmiştir. Delme sırasında LN₂ akışını sabit tutmak, kriyojenik soğutma sisteminde basıncı izlemek ve kontrol etmek için basınç göstergesi

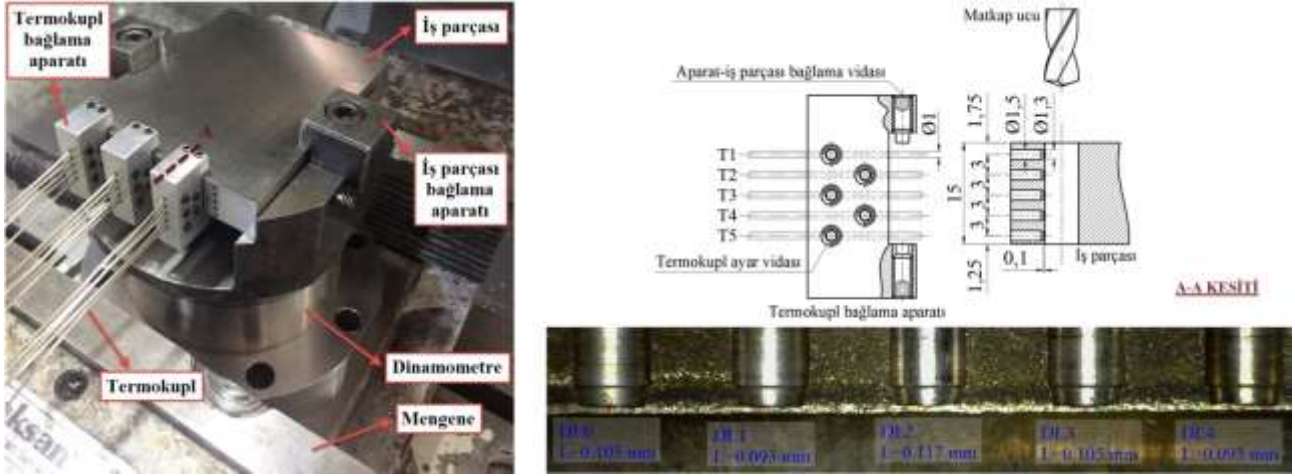
ve emniyet valfi kullanılmıştır. Ayrıca, kullanım kolaylığı sağlamak için kriyojenik soğutma düzeneğinde selenoid valfli LN₂ aç/kapa kontrol sistemi kullanılmıştır. LN₂ 2 mm çapındaki bir nozul vasıtasıyla kesme bölgesine 1,5 bar basınç ile püskürtülmüştür. Nozul fener miline sabitlenerek nozul ve kesici takımın eşzamanlı hareketi sağlanmıştır. Meydana gelen eksenel kuvvet ve tork değerleri, Kistler 9272 tipi dinometre yardımıyla tüm kesme koşullarında ölçülmüştür. Deneyler sırasında, tüm delme operasyonlarında aynı kesme koşulunu sağlayabilmek ve burulma etkisinden bertaraf etmek amacıyla, takım tutucu ve matkap ucu arasındaki mesafe 30 mm'ye sabitlenmiştir. Kesme sıcaklığı ölçümleri, iş parçası malzemesinin kalınlığı boyunca beş farklı noktadan bir veri kaydedici (E-PR-110, Elimko) yardımı ile gerçekleştirilmiştir. Sıcaklık ölçümlerinde, 1 mm çapında, -200°C – 1200°C sıcaklık ölçüm aralığına sahip, K tipi (NiCr-Ni) termokupl (ısıl çift) kullanılmıştır. Deneyler sırasında, özellikle kriyojenik şartlarda (-196°C), termokupllarda herhangi bir deformasyon oluşmaması ve daha doğru sonuçlar elde edilebilmesi için termokupllar, Inconel 600 koruyucu kılıflı olarak kullanılmıştır. Kesme kuvveti, sıcaklık ölçümü ve kriyojenik soğutma ekipmanlarının da yer aldığı deney düzeneği Şekil 1'de yer almaktadır.



Şekil 1: Deney düzeneği.

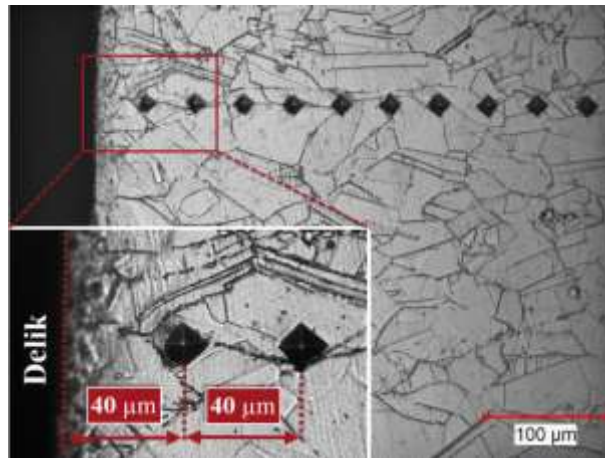
Kesme sıcaklığı ölçümleri için bir termokupl bağlama aparatı tasarlanıp imal edilerek, beş termokuplun uygun bir şekilde sabitlenerek iş parçasına konumlandırılmaları sağlanmıştır. Termokupl bağlama aparatı, aparat-ış parçası bağlama vidaları ile iş parçasına sabitlenmiştir. Termokupulların deneyler sırasında sabit bir şekilde kalmaları, bağlama aparatı üzerindeki termokupl ayar vidaları ile sağlanmıştır. Şekil 2, termokupulların termokupl bağlantı aparatına ve iş parçasına bağlantı şekillerini ve iş parçasındaki termokupl konumlarını göstermektedir. Termokupullar birbirlerine eşit mesafede (3 mm) ve delik girişinden 1,75 mm ve delik çıkışından 1,25 mm mesafede konumlandırılmışlardır. Bu şekilde, delme operasyonu esnasında meydana gelen sıcaklık değişimleri delinen delik boyunca beş farklı noktadan ölçülmüştür. Deneylerde, T1'den T5'e kadar isimlendirilmiş termokupullar, delinmiş delik yüzeyinden yaklaşık 0,1 mm mesafede konumlandırılmışlardır. İş parçası yan yüzeyine 1,5 mm çapındaki termokupl delikleri 120° uç açılı TiAlN kaplamalı karbür matkap uçları kullanılarak delinmiştir. Termokupllar ile doğru ve güvenilir sıcaklık sonuçları elde edebilmek için termokupl ile iş parçasının tam olarak temas halinde olması önem arz etmektedir [23]. Bu amaçla, 1,5 mm çapındaki delikler delindikten sonra 1,3 mm çapında, TiAlN kaplamalı, karbür parmak freze çakısı kullanılarak delik dipleri düzleştirilmiştir. Ayrıca, termokupl – delik yüzeyi arası

mesafenin (yaklaşık 0,1 mm) doğruluğu Şekil 2’de gösterildiği gibi bir dijital mikroskop (Dino-Lite AM4113T) yardımıyla teyit edilmiştir.



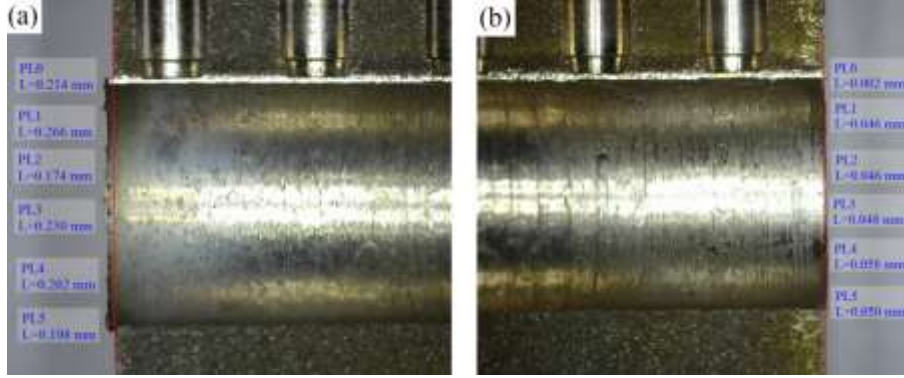
Şekil 2: Kesme sıcaklığı ölçümlerinde kullanılan termokupl bağlantı düzeneği.

Kesme koşullarının yüzey kalitesine etkilerini tespit etmek için, her bir deney koşulundaki işlenmiş yüzeylerin pürüzlülük değerleri Mitutoyo SurfTest SJ-301 profilometre kullanılarak belirlenmiştir. Bu amaçla iş parçası, CNC tel erozyon tezgâhı yardımı ile delik eksenine paralel olacak şekilde iki parçaya ayrılmıştır. Tel erozyon ile kesilen parçaların farklı konumlarından üçer ölçüm alınmış ve bu altı ölçümün ortalama değeri ilgili deney şartının yüzey pürüzlülük değeri olarak değerlendirilmiştir. Her ölçüm için sadece ortalama yüzey pürüzlülüğü değeri (Ra) dikkate alınmıştır. Ayrıca, her bir kesme şartında işlenmiş yüzey altında meydana gelen mikroyapı ve mikrosertlik değişimleri araştırılmıştır. Numunelerin optik mikroskop incelemeleri için metalografik işlemler gerçekleştirilmiştir. Kesme, zımparalama ve parlatma işlemleri sonrası numuneler, 100 ml hidroklorik asit, 100 ml su ve 40 ml hidrojen peroksit %30 çözeltisinde 5 s boyunca dağlanmış ve mikroyapılar optik mikroskop altında incelenmiştir. İşlenmiş yüzey altında meydana gelen mikrosertlik değişimleri HMV-G21 Shimadzu Vickers sertlik ölçme cihazı yardımı ile ölçülmüştür. Ölçümlerde 50 g yük iş parçası malzemesine 10 s boyunca uygulanmıştır. İlk ölçüm, işlenmiş yüzeyden 40 µm mesafeden alınmış ve her bir ölçüm arası 40 µm olmak üzere toplamda on adet sertlik ölçümü gerçekleştirilmiştir. Ölçümler delik girişi, ortası ve çıkışından alınmış, ölçümlerin ortalama değeri mikrosertlik değeri olarak belirlenmiştir. Şekil 3, iş parçası malzemesinin mikrosertlik ölçümü sonrası optik mikroskop görüntüsünü vermektedir.



Şekil 3: Mikrosertlik ölçümü.

Her bir deney şartı için delik giriş ve çıkışlarında meydana gelen çapak yükseklikleri bir dijital mikroskop (Dino-Lite AM4113T) yardımı ile ölçülmüştür. Dilimlenen iş parçasının her iki tarafında da altı adet ölçüm alınmış ve bu ölçümlerin ortalaması çapak yüksekliği olarak belirlenmiştir. Bu yöntem hem giriş hem de çıkış çapak yüksekliklerinin ölçümünde uygulanmıştır. Dijital mikroskop ile çekilen örnek bir çapak yüksekliği ölçüm fotoğrafı Şekil 4’te yer almaktadır.



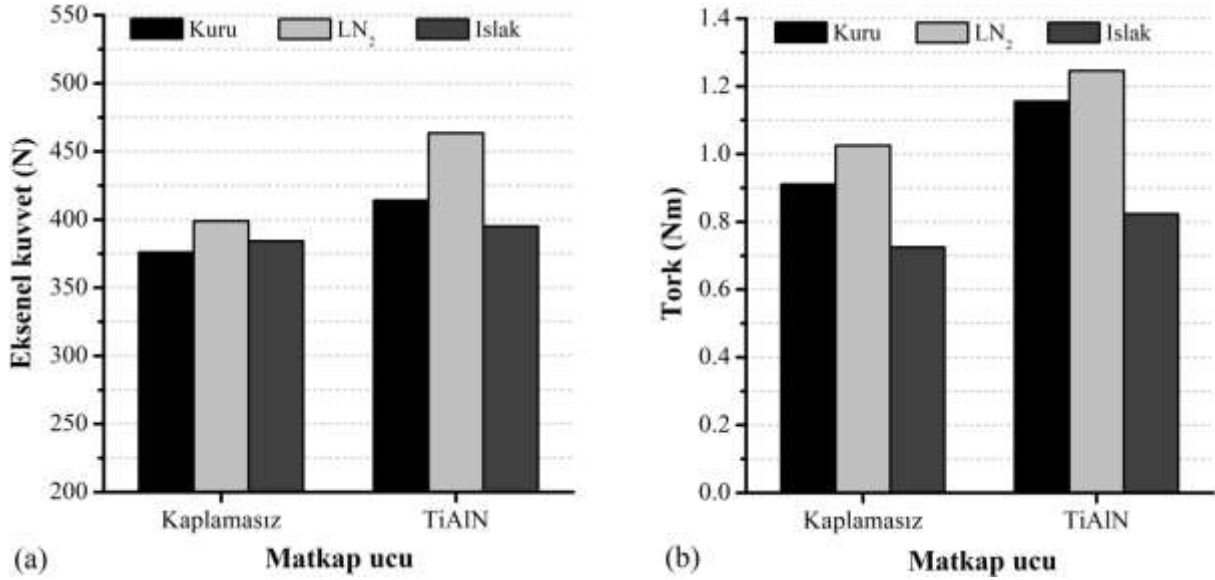
Şekil 4: a) Delik çıkışı ve b) delik girişi çapak yüksekliği ölçümleri.

3 BULGULAR VE TARTIŞMA

3.1 Eksenel Kuvvet ve Tork

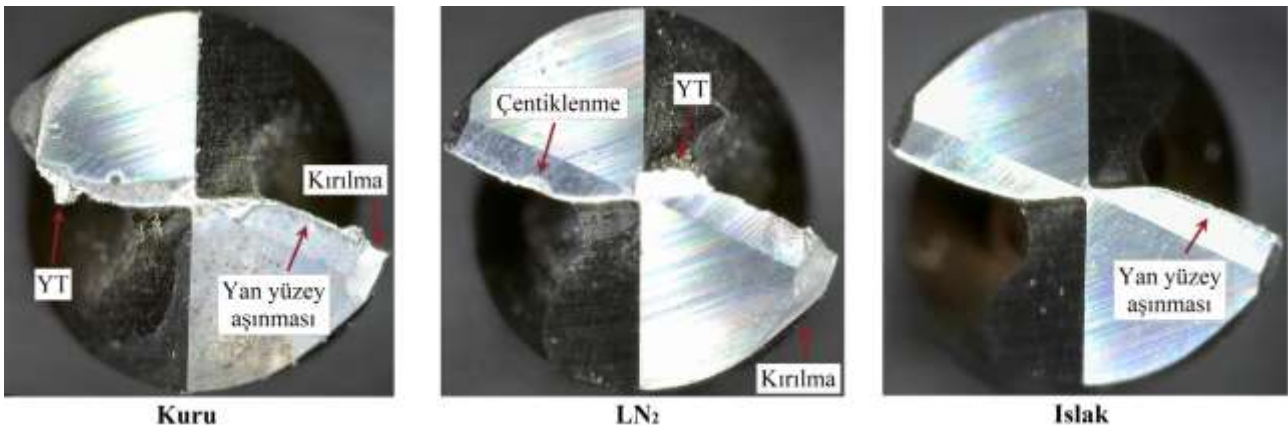
Şekil 5, farklı işleme koşullarındaki ortalama eksenel kuvvet (Şekil 5a) ve tork (Şekil 5b) değerlerini göstermektedir. Kriyojenik şartlar kesme kuvvetlerinde %3–10 aralığında bir artışa neden olmuştur. Düşük sıcaklıklarda (-196°C) gerçekleştirilen kriyojenik soğutma uygulaması iş parçası malzemesinin gevrekleşmesine ve dolayısı ile mukavemetinin artmasına neden olmaktadır. Bu sebeple, kriyojenik şartlarda kesme kuvvetleri artma eğilimi göstermektedir [24]. Bazı literatür çalışmalarında [17] kriyojenik delmenin eksenel kuvvetin düşmesine sebep olduğu belirtilmiş olsa da, deneysel bulgular kriyojenik şartların Inconel 718 süperalaşımını gevrekleştirerek plastik deformasyona karşı malzeme direncinin artmasına sebep olduğunu ve sonuç olarak eksenel kuvveti artırdığını göstermektedir. Genel olarak ıslak şartlarda daha düşük eksenel kuvvet değerleri gözlemlenmiştir. Kaplama malzemesinin kullanımı eksenel kuvvetlerin %3–16 aralığında artmasına neden olmuştur. Bu durum kaplama malzemesinin kesici kenar yarı çapını artırması ile açıklanabilir.

Kriyojenik soğutma, tork değerlerinde %8–51 aralığında bir artışa sebep olmuştur (Şekil 5b). Eksenel kuvvet değerlerinin açıklanmasında bahsedilen iş parçası malzemesinin kriyojenik şartlar altında daha zor plastik deformasyon davranışı göstermesinin tork değerlerinin de artmasına sebep olduğu söylenebilir. Kuru şartlar altında kriyojenik şartlara yakın tork değerleri elde edilirken, ıslak şartlarda düşük tork değerleri gözlemlenmiştir. Islak şartlardaki yağlama ve soğutma etkisinin kesici takım-talaş ve kesici takım-iş parçası ara yüzeyleri arasında sürtünme ve kesici kenarda BUE oluşumunu azaltarak daha düşük tork değerlerinin elde edilmesini sağladığı söylenebilir. Diğer taraftan, TiAlN kaplamalı matkaplar kullanılarak gerçekleştirilen deneylerde %14–22 arasında daha yüksek tork değerleri elde edilmiştir. Bu durum da kaplama malzemesinin kullanımı ile kesici kenar yarı çapının artmasına atfedilebilir.



Şekil 5: a) Eksenel kuvvet, b) tork değerleri.

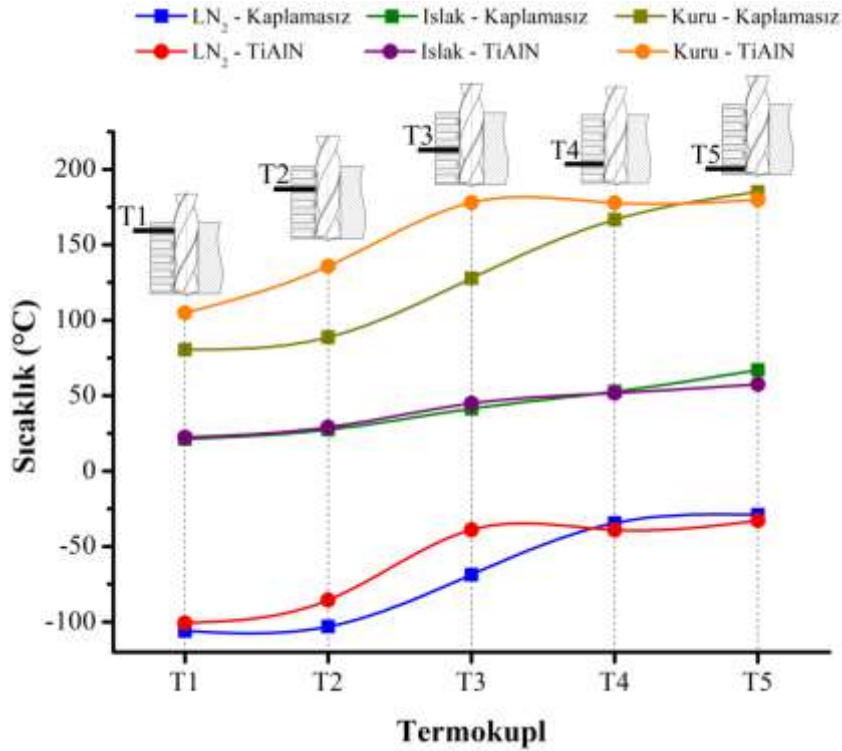
Deney sonuçlarının daha iyi açıklanabilmesi amacı ile deney sonrası matkaplardaki aşınma durumları incelenmiştir. Şekil 6, kuru, kriyojenik ve ıslak şartlar altında kullanılan kaplamasız matkap uçlarının dijital mikroskop görüntülerini vermektedir. Kuru ve ıslak koşullarda üç delik delinmiş, ancak karbür matkaplar kriyojenik şartlarda üç delik delmede başarısız olmuştur. Bu sebeple Şekil 6, kuru ve kriyojenik şartlarda üç delik deldikten sonraki matkap ucunun durumunu gösterirken, kriyojenik şartlarda ise iki delikten sonraki matkabın durumunu göstermektedir. Bu durum, kriyojenik şartlardaki çok düşük sıcaklıkların hem iş parçası malzemesi hem de kesici takımı gevrekletmesi ile ilişkilidir [23]. Sonuç olarak kriyojenik şartlarda hızlı takım aşınması gerçekleşmiştir. Kriyojenik ve kuru şartlar matkap ucunun hızlı aşınmasına neden olmuştur. Islak şartlarda yan yüzey aşınması gözlemlenirken, kuru şartlarda soğutucu/yağlayıcı madde olmayışı yığıntı talaş (YT), ve kırılmalara; kriyojenik şartlarda ise kesici takım ve iş parçası malzemesinin aşırı gevrekleşmesi çentiklenme ve kırılmalara sebep olmuştur. Bu durum kriyojenik şartlar altında elde edilen yüksek eksenel kuvvet ve tork değerlerinin bir sonucu olarak görülmektedir. Ayrıca, ıslak koşullardaki orta düzey soğutmanın yanı sıra yağlama özelliğinin takım aşınmasını önemli ölçüde azalttığı ve bu durumun eksenel kuvvet ve özellikle tork değerlerini diğer şartlara kıyasla önemli ölçüde düşürdüğü gözlemlenmiştir.



Şekil 6: Kaplamasız matkaplar ile farklı soğutma/yağlama ortamlarında gerçekleştirilen deneyler sonrası matkap fotoğrafları.

3.2 Kesme Sıcaklığı

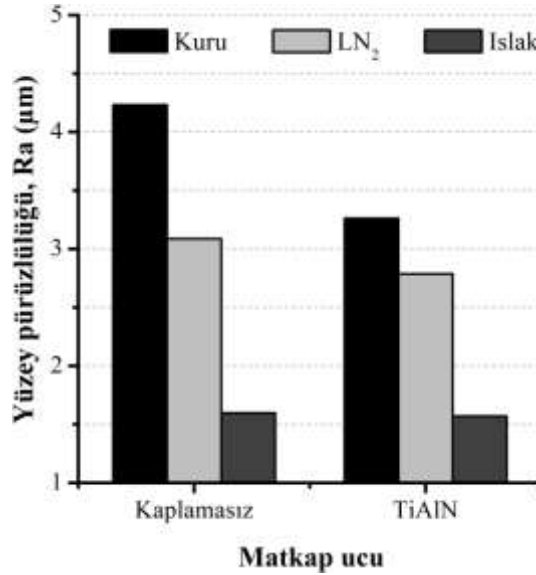
Şekil 7, her bir termokupl pozisyonunda kaydedilen kesme sıcaklığı değerlerini göstermektedir. Beklendiği üzere [25], kesme derinliğinin artması ile tüm işleme koşullarında kesme sıcaklığı yükselmiştir. Diğer koşullar ile kıyaslandığında kriyojenik koşullar kesme sıcaklıklarını önemli ölçüde düşürmüştür. Termokupllar ile kaydedilen en yüksek sıcaklık değerleri; kriyojenik şartlarda -31°C , ıslak şartlarda $62,25^{\circ}\text{C}$ ve kuru şartlarda ise $182,85^{\circ}\text{C}$ şeklindedir. Herhangi bir soğutma/yağlama maddesinin kullanılmaması, kuru şartlar altında yüksek kesme sıcaklıklarının oluşmasına sebep olmuştur. Islak koşullarda kaplamalı ve kaplamasız matkaplarla ölçülen kesme sıcaklığı eğrileri oldukça benzer bir eğilim göstermiştir. Bu durum kaplamalı ve kaplamasız matkabın düzenli ve düşük düzeyde aşınması ile ilişkilendirilmiştir. Diğer taraftan kuru ve kriyojenik şartlarda ıslak şartlara göre derinliğe bağlı olarak daha yüksek sıcaklık artışları gerçekleşmiştir. Bu durum da bu şartlardaki hızlı takım aşınması ile ilişkilendirilmiştir. Şekil 7’den de görülebileceği üzere genel olarak kaplamasız matkaplar ile gerçekleştirilen deneylerde kaplamalılar ile kıyaslandığında T4 termokupl konumuna kadar daha düşük kesme sıcaklıkları kaydedilmiştir. Bu durum, kaplamasız matkapların kaplama malzemesinden (TiAlN) daha yüksek termal iletkenliğe sahip olması ve ısıyı kesme bölgesinden daha kolay ve çabuk transfer etmesi ile açıklanabilir. Bu konumdan sonra daha düşük kesme sıcaklıkları kaplamalı matkap ile elde edilmiştir. Bu durum ise kaplamalı matkabın aşınma direncine atfedilmiştir. Literatür incelendiğinde kriyojenik delme çalışmalarında soğutmanın takım içerisinden [26] veya bu çalışmada olduğu gibi dışarıdan püskürtme yöntemi ile [17] uygulanabildiği görülmektedir. Delme operasyonlarında belirli bir delme derinliğinden sonra soğutucu/yağlayıcı maddenin kesme bölgesine ulaşmasındaki zorluklardan dolayı etkisini yitirdiği, bu sebeple içten soğutma/yağlama yöntemlerinin tercih edildiği bilinmektedir. Fakat bu çalışmada LN_2 ’nin dışarıdan püskürtülmesi ile de kesme sıcaklıklarının önemli ölçüde azaldığı gözlemlenmiştir (Şekil 7). Bu durum kriyojenik şartlarda dıştan soğutmanın kesme bölgesindeki sıcaklıkları azaltmadaki etkisini göstermektedir.



Şekil 7: Kesme sıcaklığı değerleri.

3.3 Yüzey Pürüzlülüğü

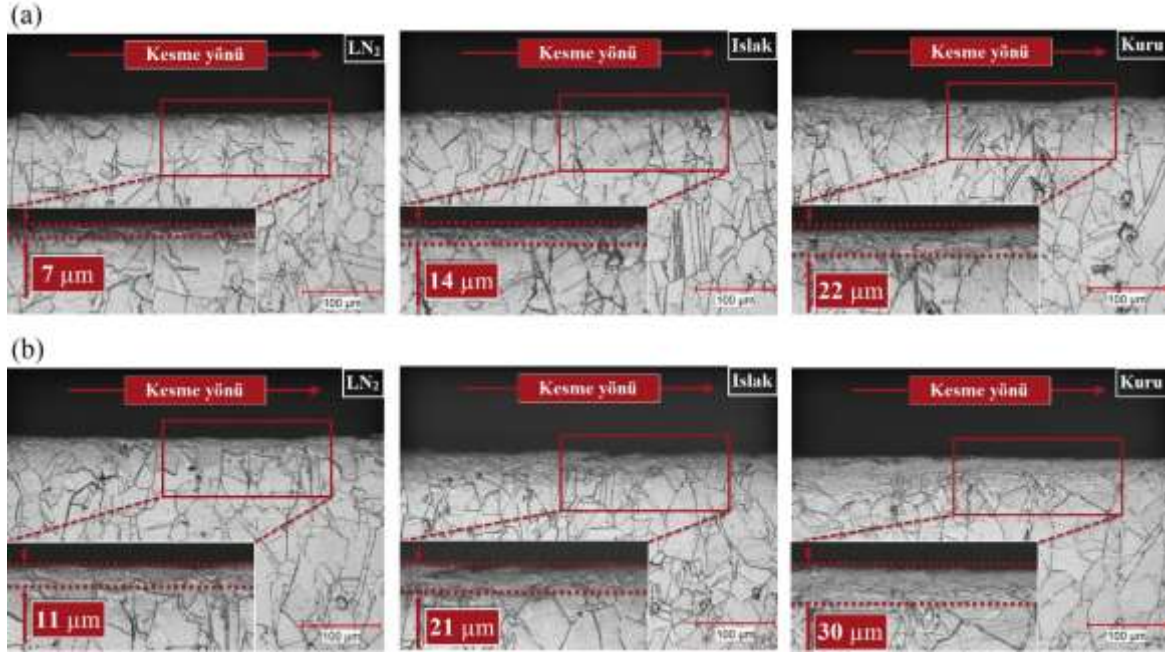
Şekil 8, farklı işleme koşullarındaki Ra değerlerini göstermektedir. En düşük değerler ıslak şartlar altında %178–265 aralığında bir iyileşme ile elde edilmiştir. Bu durum, ıslak kesme koşullarının takım-talaş ve takım-iş parçası ara yüzeylerinde yeterli soğutma ve yağlama etkileri ile açıklanabilir [27]. Kriyojenik delme koşullarında kuru şartlara göre daha iyi Ra değerleri elde edilmesine rağmen ıslak şartlarda olduğu kadar pürüzsüz yüzeyler elde edilememiştir. Bu nedenle, kriyojenik koşullardaki etkin soğutma yerine ıslak koşullarda yağlama ve orta düzey soğutma kombinasyonunun, Inconel 718 gibi sünek ve yapışma eğilimi yüksek olan bir malzemenin delinmesinde daha iyi Ra değerleri elde etmek için öncelikli olarak düşünülmesi gerektiği sonucuna varılabilir. Kaplama malzemesi, tüm kesme koşullarında yüzey pürüzlülüğünü iyileştirmiştir. Deney sonuçlarına göre, TiAlN kaplama Ra değerlerini %2 –23 arasında azaltmıştır. Kesici takımlarda kaplama malzemesinin kullanım amaçlarından biri, kesici takımın aşınma direncini arttırmaktır [28]. Daha düşük kesici takım aşınması ile daha pürüzsüz yüzeylerin elde edileceği bir gerçektir. Bu sebeple, TiAlN kaplamalı matkaplar kullanılarak gerçekleştirilen deneylerde daha düşük Ra değerlerinin elde edilmesi, matkap uçlarının kaplama malzemesi ile artan aşınma direnci ve düşük sürtünme katsayısı ile ilişkilendirilebilir [23].



Şekil 8: Yüzey pürüzlülüğü değerleri.

3.4 Mikroyapı Analizi

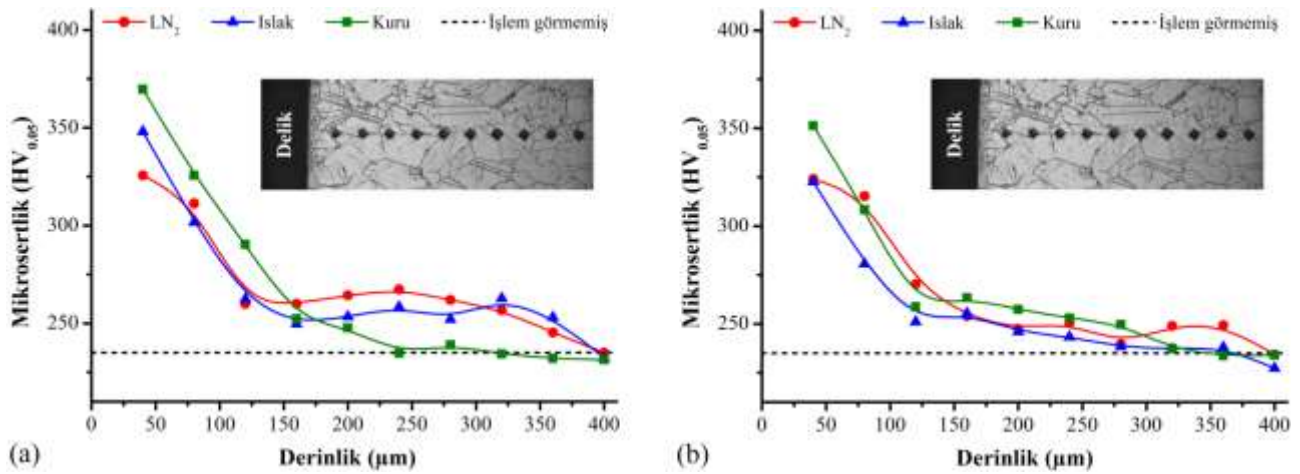
Delme operasyonları ardından kaplamasız (Şekil 9a) ve kaplamalı (Şekil 9b) matkaplar ile gerçekleştirilen deneyler sonucu farklı soğutma/yağlama ortamlarının yüzey altı mikroyapı değişimlerine etkileri Şekil 9'da verilmiştir. Delme operasyonu sırasında plastik deformasyon sonucu yüzey altında tane ufalanmasının baskın olduğu bir tabaka meydana gelmiştir. Kriyojenik şartlarda iş parçası malzemesinin gevrekleşmesi sonucu, bu deforme olmuş tabaka kalınlığı diğer şartlara kıyasla azalmıştır. Diğer taraftan en fazla yüzey altı plastik deformasyon bölgesi kalınlığı kuru şartlarda gözlemlenmiştir. Yüksek kesme sıcaklıkları ve eksenel kuvvet değerlerinin bu tabaka kalınlığının artmasında önemli rol oynadığı bilinmektedir [29]. Islak şartlardaki düşük eksenel kuvvet ve tork değerleri ve yüksek olmayan kesme sıcaklıkları kuru şartlardan daha az plastik deformasyon bölge kalınlığı oluşumunu sağladığı söylenebilir. Kaplama malzemesinin tüm işleme şartlarında deforme olmuş bölge kalınlığını arttırdığı tespit edilmiştir. Kaplama malzemesi, matkap ucu kesici kenar yarı çapını bir miktar arttırmaktadır. Pu ve arkadaşları [30], artan kesici kenar yarı çapının daha fazla ezme etkisi ortaya çıkardığını ve bu durumun yüzey altı mikroyapıyı daha fazla etkilediğini belirtmişlerdir.



Şekil 9: a) Kaplamasız, b) TiAlN kaplamalı matkapla ile farklı işleme koşullarında gerçekleştirilen yüzey altı deformasyon olmuş tabaka kalınlıkları.

3.5 Mikrosertlik Değişimi

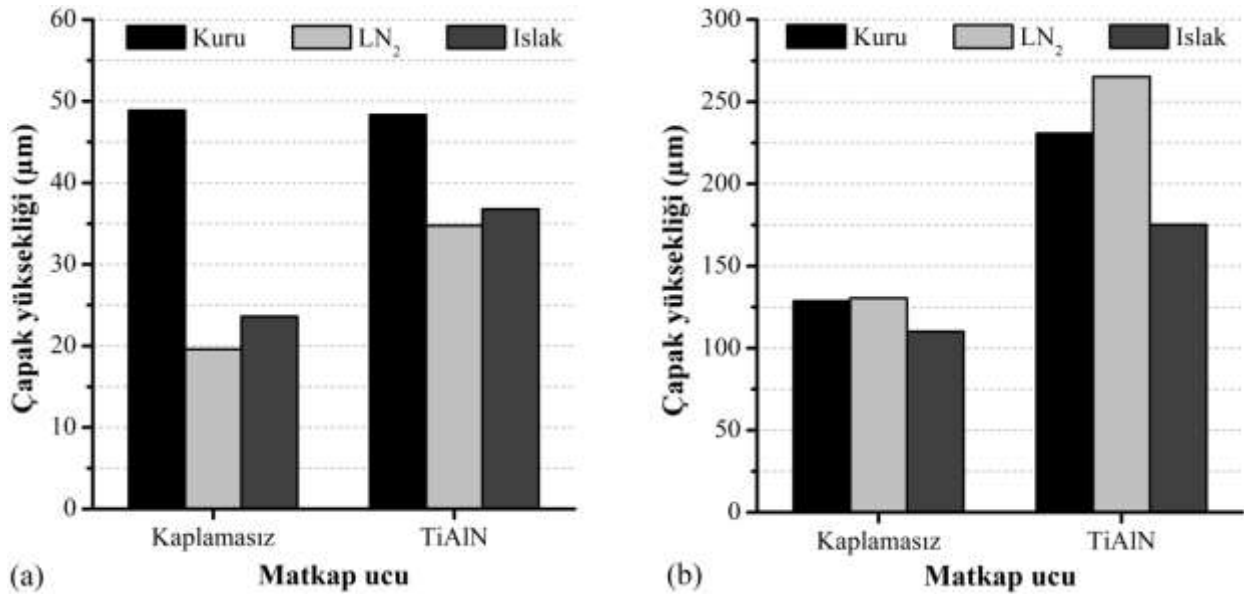
Farklı soğutma/yağlama ortamlarının ve kaplama malzemesinin işlenmiş yüzey altında meydana gelen mikrosertlik değişimine etkileri Şekil 10'da gösterilmektedir. Kriyojenik şartlarda elde edilen sertlik değerleri mikroyapı analizinde elde edilen sonuçlarla paralellik göstermiş ve genel olarak diğer şartlara göre daha düşük sertlik değerleri elde edilmiştir. Talaşlı imalatı gerçekleştirilen sünek bir malzemenin işlenmiş yüzey altında meydana gelen sertlik değişiminin plastik deformasyon bölgesinin kalınlığı ile alakalı olduğu bilinen bir gerçektir [27]. Öte yandan kaplama malzemesinin plastik deformasyon bölgesi kalınlığının artmasına sebep olmasına rağmen mikrosertlik değerlerini çok etkilemediği görülmüştür. Kriyojenik soğutma sertlik değerlerinde bir düşüş sağlasa da diğer şartlar ile kıyaslandığında bu değerler arasında fazla bir fark gözlemlenmemiştir. Bu durumun Zhou ve arkadaşlarının [29] belirttiği üzere işlenmiş yüzey altında meydana gelen deformasyonun soğutma/yağlama şartlarından ve kaplama malzemesinden daha çok kesme parametrelerinden etkilenmesi şeklinde açıklanabilir.



Şekil 10: Yüzey altı mikrosertlik değerleri a) kaplamasız, b) TiAlN kaplamalı matkaplar.

3.6 Çapak Oluşumu

Şekil 11, farklı işleme şartlarında delik girişinde ve delik çıkışında meydana gelen çapak yüksekliği değerlerini göstermektedir. Tüm kesme şartlarında delik girişinde ve çıkışında düzenli çapak oluşmuştur. Delik girişinde meydana gelen çapak yükseklikleri incelendiğinde (Şekil 11a) kuru şartlar altında daha fazla çapak oluşumunun meydana geldiği görülmektedir. Bu durum, kuru şartlardaki yüksek eksenel kuvvet, tork ve kesme sıcaklıkları ile ilişkilendirilebilir. Yüksek sıcaklıklar malzeme sünekliğini arttırmakta ve daha fazla çapak oluşumuna neden olmaktadır. Diğer yandan kriyojenik şartlarda malzeme yüzeyinin etkili bir şekilde soğutulması malzemenin gevrekleşmesine ve delik girişinde oluşan çapak yüksekliklerinin azalmasına sebep olmuştur. Deney sonuçları kriyojenik şartların delik girişindeki çapak oluşumunu %6–60 aralığında azalttığını göstermektedir. Ancak kriyojenik soğutma delik çıkışında meydana gelen çapak yüksekliklerinin artmasına (%34'e kadar) sebep olmuştur (Şekil 11b). Bunun sebebi kriyojenik şartlar altında meydana gelen yüksek eksenel kuvvet ve tork değerleri ve hızlı takım aşınması ile ilişkilendirilebilir. Genel olarak kaplama malzemesi delik girişinde meydana gelen çapak yüksekliğini fazla etkilemezken ($5\text{ }\mu\text{m}$ 'ye kadar), delik çıkışında oluşan çapak yüksekliğinin %59-103 aralığında artmasına sebep olmuştur. Bu durum kaplama malzemesinin kullanımıyla kesici kenar yarı çapının artması ve kaplamalı matkaplar kullanıldığında daha yüksek eksenel kuvvet ve tork değerlerinin gözlemlenmesi ile ilişkilendirilebilir.



Şekil 11: a) Delik girişi ve b) çıkışında meydana gelen çapak yüksekliği değerleri.

4 SONUÇLAR

Bu çalışmada Inconel 718 süperalaşımının karbür matkaplar ile boydan boya delinmesinde farklı kesme koşullarının (kuru, kriyojenik, ıslak) ve kaplama malzemesinin (TiAlN) kesme sıcaklıkları, kesme kuvvetleri, yüzey bütünlüğü ve çapak oluşumu üzerine etkileri araştırılmıştır. Bu araştırmanın bulguları şu şekildedir:

- Inconel 718 süperalaşımının delinmesinde kesme bölgesine uygulanan kriyojenik soğutmanın kesme sıcaklıklarını önemli derecede düşürdüğü, işlenmiş yüzey altında meydana gelen deforme olmuş tabaka kalınlığını azalttığı ve mikrosertlik değerlerini düşürdüğü, ayrıca delik girişinde çapak oluşumunu minimize ettiği tespit edilmiştir.
- Diğer yandan kriyojenik soğutma şartlarında daha yüksek eksenel kuvvet ve tork değerleri meydana gelmiş ve delik çıkışında daha yüksek çapak oluşumu gözlemlenmiştir.

- Kuru şartlarda soğutucu ve yağlayıcıların olmayışı kesme bölgesinde yüksek sıcaklıkların meydana gelmesine, yüksek eksenel kuvvet ve tork değerlerinin oluşmasına ve kötü yüzey kalitesine neden olmuştur.
- Kriyojenik ve kuru şartlar ile karşılaştırıldığında ıslak şartlarda daha düşük eksenel kuvvet ve tork değerleri, daha iyi yüzey kalitesi, daha az çapak oluşumu ve düzenli ve düşük takım aşınması gözlemlenmiştir.
- Kaplama malzemesi, eksenel kuvvet ve tork değerlerinin yükselmesine ve çapak oluşumun artmasına sebep olmuştur.
- Deney sonuçları, kriyojenik şartlar altında daha iyi yüzey kalitesi elde etmenin mümkün olduğunu ancak düşük kesme sıcaklıklarının işleme performansını olumsuz etkilediğini göstermiştir.

TEŞEKKÜR

Yazarlar, bu çalışmayı 3578 numaralı proje ile destekleyen Ankara Yıldırım Beyazıt Üniversitesi, Bilimsel Araştırma Projeleri Birimi'ne teşekkür eder.

KAYNAKÇA

- [1] Oezkaya, E., Beer, N., Biermann, D., 2016, "Experimental studies and CFD simulation of the internal cooling conditions when drilling Inconel 718", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 108, Pages 52–65.
- [2] Chen, Y.C., Liao, Y.S., 2003, "Study on wear mechanisms in drilling of Inconel 718 superalloy", *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 140 (1–3), Pages 269–273.
- [3] Ezugwu, E.O., Wang, Z.M., Machado, A.R., 1999, "The machinability of nickel-based alloys: A review". *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 86, Pages 1–16.
- [4] Sharman, A.R.C., Amarasinghe, A., Ridgway, K., 2008, "Tool life and surface integrity aspects when drilling and hole making in Inconel 718", 2008, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 200, Pages 424–432.
- [5] Dudzinski, D., Devillez, A., Moufki, A., Larrouquere, D., Zerrouki, V., Vigneau, J., 2004, "A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 44, Pages 439–456.
- [6] Blau, P., Busch, K., Dix, M., Hochmuth, C., Stoll, A., Wertheim, R., 2015, "Flushing strategies for high performance, efficient and environmentally friendly cutting", *Procedia CIRP*, Volume 26, Pages 361–366.
- [7] Groover, M., 2010, *Fundamentals of Modern Manufacturing Materials, Processes and Systems*, 5th ed., John Wiley & Sons Inc, NJ.
- [8] Grzesik, W., 2008, *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*, 1st ed., Elsevier, Oxford.
- [9] Lopez De Lacalle, L.N., Perez-Bilbatua, J., Sanchez, J.A., Llorente, J.I., Gutierrez, A., Alboniga, J., 2000, "Using high pressure coolant in the drilling and turning of low machinability alloys", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 16, Pages 85–91.
- [10] Zeilmann, R.P., Weingaertner, W.L., 2006, "Analysis of temperature during drilling of Ti6Al4V with minimal quantity of lubricant", *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 179, Pages 124–127.
- [11] Aslantas, K., Cicek, A., Uzun, I., Percin, M., Hopa, H.E., 2016, "Performance evaluation of a hybrid cooling-lubrication system in micro-milling of Ti6Al4V alloy", *Procedia CIRP*, Volume 46, Pages 492–495.
- [12] Shokrani, A., Dhokia, V., Newman, S.T., 2016, "Comparative investigation on using cryogenic machining in CNC milling of Ti-6Al-4V titanium alloy". *Machining Science and Technology*, 20, 475–494, 2016.
- [13] Aramcharoen, A., 2016, "Influence of cryogenic cooling on tool wear and chip formation in turning of titanium alloy", *Procedia CIRP*, Volume 46, Pages 83–86.
- [14] Ezugwu, E.O., 2004, "High speed machining of aero-engine alloys", *Journal of the Brazilian Society*

of Mechanical Sciences and Engineering, Volume 26, Pages 1–11.

- [15] Kaynak, Y., Lu, T., Jawahir, I.S., 2014, "Cryogenic machining-induced surface integrity: A review and comparison with dry, MQL, and flood-cooled machining", 2014, *Machining Science and Technology*. Volume 18, Pages 149–198.
- [16] Yildiz, Y., Nalbant, M., 2008, "A review of cryogenic cooling in machining processes", 2008, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 48 (9), Pages 947–964.
- [17] Ahmed, L.S., Kumar, M.P., 2016, "Cryogenic drilling of Ti–6Al–4V alloy under liquid nitrogen cooling". *Materials and Manufacturing Processes*, Volume 31, Pages 951–959.
- [18] Biermann, D., Hartmann, H., 2012, "Reduction of burr formation in drilling using cryogenic process cooling", *Procedia CIRP*, Volume 3, Pages 85–90.
- [19] Giasin, K., Ayvar-Soberanis, S., Hodzic, A., 2016, "The effects of minimum quantity lubrication and cryogenic liquid nitrogen cooling on drilled hole quality in GLARE fibre metal laminates". *Materials and Design*, Volume 89, Pages 996–1006.
- [20] Xia, T., Kaynak, Y., Arvin, C., Jawahir, I.S., 2016, "Cryogenic cooling-induced process performance and surface integrity in drilling CFRP composite material", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 82, Pages 605–616.
- [21] Aramcharoen, A., Chuan, S.K., 2014, "An experimental investigation on cryogenic milling of Inconel 718 and its sustainability assessment", *Procedia CIRP*, Volume 14, Pages 529–534.
- [22] Pusavec, F., Hamdi, H., Kopac, J., Jawahir, I.S., 2011, "Surface integrity in cryogenic machining of nickel based alloy–Inconel 718". *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 211, Pages 773–783.
- [23] Uçak, N., 2017, "The effects of cutting conditions on cutting temperature and hole quality in drilling of Inconel 718 using solid carbide drills, Master Thesis, Ankara Yıldırım Beyazıt University.
- [24] Hong, S.Y., Ding, Y., Jeong, W., 2001 "Friction and cutting forces in cryogenic machining of Ti-6Al-4V", *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Volume 41 (15), Pages 2271–2285.
- [25] Stephenson, D.A., Agapiou, J.S., 2016, *Metal Cutting Theory and Practice*, 3rd ed., CRP Press, New York.
- [26] Outerio, J.C., Lenoir, P., Bosselut, A., 2015, "Thermo-mechanical effects in drilling using metal working fluids and cryogenic cooling and their impact in tool performance", *Production Engineering*, Volume 9, Pages 551–562.
- [27] Thakur, A., Gangopadhyay, S., 2016, "State-of-the-art in surface integrity in machining of nickel-based super alloys", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 100, Pages 25–54.
- [28] Pervaiz, S., Rashid, A., Deiab, I., Nicolescu, M., 2014, "Influence of tool materials on machinability of titanium- and nickel-based alloys: A review", *Materials and Manufacturing Processes*, Volume 29, Pages 219–252.
- [29] Zhou, J.M., Bushlya, V., Stahl, J.E., 2012, "An investigation of surface damage in the high speed turning of Inconel 718 with use of whisker reinforced ceramic tools", *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 212, Pages 372–384.
- [30] Pu, Z., Outeiro, J.C., Batista, A.C., Dillon, O.W., Puleo, D.A., Jawahir, I.S., 2012, "Enhanced surface integrity of AZ31B Mg alloy by cryogenic machining towards improved functional performance of machined components", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 56, Pages 17–27.

6th SESSION

MATKAP GEOMETRİSİNİN OLUŞTURULMASINDA PARAMETRİK MODELLEME YAKLAŞIMI

Harun Gökçe^a , Mehtap Yavuz^b ve Ulvi Şeker^c

a, TÜBİTAK SAGE, Aerodinamik Birimi, Ankara/TÜRKİYE, harungokce@yahoo.co

b, Çankırı Karatekin Üniversitesi, MYO Mekatronik Bölümü, Çankırı/TÜRKİYE, mehtapyavuz@karatekin.edu.tr

c, Gazi Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, İmalat Mühendisliği, Ankara/TÜRKİYE, useker@gazi.edu.tr

Özet

Delme, nispeten basit bir işlem gibi görünse de, gerçekte karmaşık ve zor bir süreçtir. Kesme sıcaklığının artması, kesme kuvvetlerinin artması, talaşların delik içerisinde sıkışması, soğutma sıvısının geçişini zorlaştırması gibi etkenler bu imalat sürecinin zorluğunu artırmaktadır. Bu zorlukların aşılması için doğru kesici takım ve kesme parametrelerinin belirlenmesi önem arz etmektedir. Kesici takım tasarımı, tecrübe ve yüksek maliyet gerektirse de araştırmacılar tarafından yaygın olarak çalışılan bir konudur. Farklı matkap geometrilerinin oluşturulma zorunluluğu, takım tasarımcılarının imalat sürecine yönelik parametrik modelleme yaklaşımının kullanımını zorunlu kılmıştır. Parametrik modelleme yaklaşımı, birbirleri ile matematiksel ilişkili olan geometrilerin, yeniden türetilmesine olanak sağlamaktadır. Bu çalışmada, endüstride yaygın olarak kullanılan matkap tasarımları incelenmiş ve imalata yönelik, parametrik ve matematiksel denklemlere bağlı özgün bir matkap geometrisi modellenmiştir.

Anahtar kelimeler: Delik delme, Takım geometrisi, Parametrik Tasarım.

PARAMETRIC MODELING APPROACH IN THE CREATION OF DRILL GEOMETRY

Abstract

Although drilling seems to be a relatively simple process, it is actually a complicated and difficult process. Factors such as increasing the cutting temperature, increasing the cutting forces, trapping the chips in the hole, making the coolant difficult to pass increases the difficulty of this manufacturing process. In order to overcome these difficulties, it is important to determine the correct cutting tool and cutting parameters. Cutting tool design, although it requires experience and high cost is also an issue widely studied by researchers. The necessity of forming different drill geometries necessitates the use of a parametric modeling approach to the manufacturing process of tool designers. The parametric modeling approach allows for the re-derivation of geometries that are mathematically related to each other. In this study, drill designs commonly used in the industry are examined and a unique drill geometry based on manufacturing-oriented, parametric and mathematical equations is modeled.

Keywords: Drilling, Tool geometry, Parametric design.

1 Giriş

Matkaplar en yaygın metal işleme takımları olmasına rağmen, talaş kaldırma mekanizması diğer yöntemlere göre daha karmaşık ve anlaşılması zordur. Delik delme işlemini ve delme performansını etkileyen birçok faktör mevcuttur. Bunlardan biri de matkap geometrisidir. Matkap uç geometrisi ile buna bağlı olarak oluşturulan matkap kanal formları matkabın en kritik tasarım kriterleridir. Bu geometrilerdeki en küçük değişiklik dahi talaş kaldırma performansını önemli ölçüde etkilemektedir [1]. Helisel matkap geometrisinin belirlenmesinde; düşük kesme kuvveti, yüksek aşınma direnci, yüksek burulma ve eğilme dayanımı, talaş tahliye yeteneği gibi farklı tasarım kriterleri vardır. Matkap tasarımında bu değişkenlerin tamamının değerlendirilmesi yüksek düzeyde tecrübe gerektirir [2]. Matkap geometrisini oluşturan geometrik yapıların belirlenmesi için son yıllarda araştırmacılar tarafından pek çok çalışma yapılmıştır.

Fujii ve ark., Bilgisayar geleneksel bir matkap uç geometrisini düşey kesme düzlemi ve eğimli kesme düzlemi olmak üzere iki düzlemde incelemiş ve bu şekilde matkap ucundaki açıları daha ayrıntılı bir şekilde gözlemlemişlerdir [2]. Diğer bir çalışmalarında; matkap uç geometrisinde radyal kesici kenar analizi yapmışlardır. Takım dış çevresindeki nominal yaklaşma açısı ve radyal kesici kenar açısından faydalanarak taşlama konisi açısı arasındaki ilişkiyi incelemişlerdir [3]. Tsai ve ark., matkap performansını ve uç geometrisini etkileyen, konik, hiperbolik ve eliptik uç geometrisine sahip matkap modellerini kapsayan daha geniş bir modelleme yaklaşımı geliştirmeyi amaçlamıştır [4]. Tsai ve Wu, matkap yanak konturu ve matkap açıları için kesin denklemler türetmiş ve bu denklemlerin doğrudan taşlama parametrelerinden hesaplanabileceğini göstermişlerdir. Dış köşelere yakın kesici ağzın aşırı eğim açılarını artırmak için elipsoidal matkap için bir kanal konturu tasarlamışlardır [5].

Thangaraj ve diğerleri, delik delme sürecinde iki kenarlı matkaplarda oluşan sıcaklık dağılımını metalografik ve mikro-sertlik teknikleri yardımıyla incelemişlerdir [6]. Chen ve diğerleri, split uçlu matkaplara etkileyen kuvvet ve moment tahmini yapmak için split parametrelerini de içeren bir matematiksel model geliştirmişlerdir. Sonlu Elemanlar metodu kullanarak düzenledikleri bu matematiksel modelden elde ettikleri minimum kuvvet ve momentlerini referans alarak optimum split uçlu matkap geometrisini belirlemeye çalışmışlardır [7]. Ren ve arkadaşı, kesici kenar açılarının etkisini belirlemek amacıyla teorik bir çalışma yapmışlardır. Yapılan matematiksel modeller ile kesme açılarının delik hatalarını %5'den daha az etkilediği belirlenmiştir [8]. Hsieh & Lin çalışmalarında, çok kanallı matkap tasarımı için bütünsel ve basit bir yöntem sunmuşlardır. Önerilen modelin özelliklerden biri, dönme eksenli tipli kesici takımların ve disk tipi aşındırıcı taşlama tekerlerinin dönen geometriye göre modellenmiş olmasıdır. Diğer bir özellik ise, kanal ve yanak yüzeylerinin matematiksel modellerinin bütünleştirilmiş olmasıdır [9]. Hocheng ve Tsao, helisel matkapların yanı sıra, farklı matkap geometrilerinin etkilerini de ele aldıkları çalışmalarında, delaminasyon seti üzerinde kritik ilerleme kuvveti tahmin edilmiş ve helisel matkap ile karşılaştırılmıştır [10].

Paul ve arkadaşları, delik delmede itme ve torku en aza indirmek için helisel matkap uç geometrilerinin optimizasyonunu araştırmışlardır. Üç yaygın matkap uç geometrisi, yani konik, racon ve helisel profiller, her biri kendine özgü özelliklerini muhafaza ederken delme kuvvetleri için optimize edilmiştir. Optimize edilen matkaplar, delme kuvvetlerinde belirgin bir azalma göstermiştir [11]. Hsieh küçük deliklerin çapını ve uzunluğunu dikkate aldığı çalışmasında, helisel bir kesici takımın matematiksel modelini oluştururken [12], Pirtini ve arkadaşı, delme işleminde delik kalitesi ve kuvveti araştırmışlardır. Çalışmada teorik modellemeye ilave olarak deneysel çalışmada yapılmıştır. Deneyler alüminyum AI 7039 malzeme, sabit kesme hızında 5 farklı ilerleme ile işlenmiştir [13]. Jung ve diğerleri yaptıkları çalışmada, ikinci dereceden (kuadratik) model tabanlı olmayan karmaşık matkap yanak yüzeyleri ve kesici kenar konturlarının oluşturulmasına olanak sağlayan yenilikçi bir serbest taşlama metodunun gelişimini detaylı olarak ele almışlardır [14]. Degenhardt ve diğerleri yaptıkları çalışmada, farklı çaplarda matkaplar üzerinde talaş-kırıcı kanalları yerleştirmek için genel bir formül önermişlerdir. Bu genellemenin etkinliğini doğrulamak için, elektro-tahliye işleme (EDM)

kullanan bir üretim süreci kullanarak kanal, standart ve parabolik kanal şekilli 6.35 ve 3.18 mm çapındaki matkapların talaş yüzeyi üzerine yerleştirilmiştir. Sonuçlar talaş boyutunun azaldığını göstermiştir. [15]. Hocheng ve Tsao, yaptıkları deneysel çalışmalarında, delaminasyon seti üzerinde kritik ilerleme kuvveti tahminlerini incelemiş ve farklı matkap uçlarının etkilerini karşılaştırmışlardır [16].

Vijayaraghavan, imalat parametrelerinin yanı sıra geometriye bağlı olarak otomatik 3B matkap modelleri oluşturmak için bir çalışma yapmıştır. Çalışmada, Solidworks BDT yazılımındaki araçlarla otomatik bir matkabın geliştirilmesini ele almıştır [17]. Audy, delme işleminde kesme kuvveti ve gücünü değerlendirerek, matkap ve geometrik özellikleri arasındaki ilişkiyi, matematiksel açıdan tanımlayan ve açıklayan bilgisayar destekli sistematik bir çalışma yapmışlardır [18]. Audy başka bir çalışmada, matkap uç geometrik özellikleri (D , $2W$, δO , ψ , CIO) ve tahmini performans ölçümleri arasındaki ilişkinin, helisel (GPT) matkaplarla Bisalloy 360 çelik tip iş parçası malzemesinin delinmesinde, kesme kuvvetleri (itme ve tork) ve kesme gücünün değerlendirildiği bilgisayar destekli sistematik bir çalışma yapmıştır [19]. Wang ve Zhang, yüksek dayanımlı çeliklerin delinmesi için düzlem yüzeyli matkap uç tasarımının modifiye edildiği bir çalışma sunmuşlardır. Modifiye edilen matkap uç tasarımının, tüm ağızlarda ve kesici kenarın çevresinde boşaltılmış uca pozitif normal talaş açısı verdiği bir geometrik analizde gösterilmiştir [20]. Tsao, Çekirdek matkap içerisinde sıkışan talaşlar sebebiyle, kompozit malzemelerin delinmesinde üç-çekirdekli matkapları araştırmıştır [21]. Sambhav ve diğerleri, genel uç geometrisine sahip helisel matkapların geometrisini ve kuvvetlerini modellemek için bir yöntem sunmuşlardır. NURBS kullanan bi-parametrik yüzey parçalarına bağlı olarak bir ağızlı helisel matkap için bilgisayar destekli tasarlanmış (CAD) geometrik modelden başlayarak, kesici kenar ve kesici ağız için genel bir model sunarken, kuvvetlerin tahmini için mekanistik model kullanılmıştır [22]. Abele ve Fujara, helisel matkap tasarımı ve optimizasyonu için işlem gücünü kullanarak yeni bir bütünsel yöntem sunmuşlardır. Sayısal simülasyon modelleri; yapısal sertlik ve güç, tork ve ilerleme kuvveti, soğutma sıvısı akış direnci, talaş tahliye yeteneği ve talaş oluk taşlana bilirlüğünü hesaplamışlardır [23]. Ema, düz ağızlı helisel matkapların kesme performansı üzerine uç geometrisinin etkilerini sistematik bir şekilde incelediği çalışmada, farklı öz kalınlıkları, uç açıları, ağız boşluk açıları, helis açıları ve zırh genişliklerine sahip birçok matkap kullanmıştır ve delik delmede tork ve ilerleme kuvvetini ölçmüştür [24].

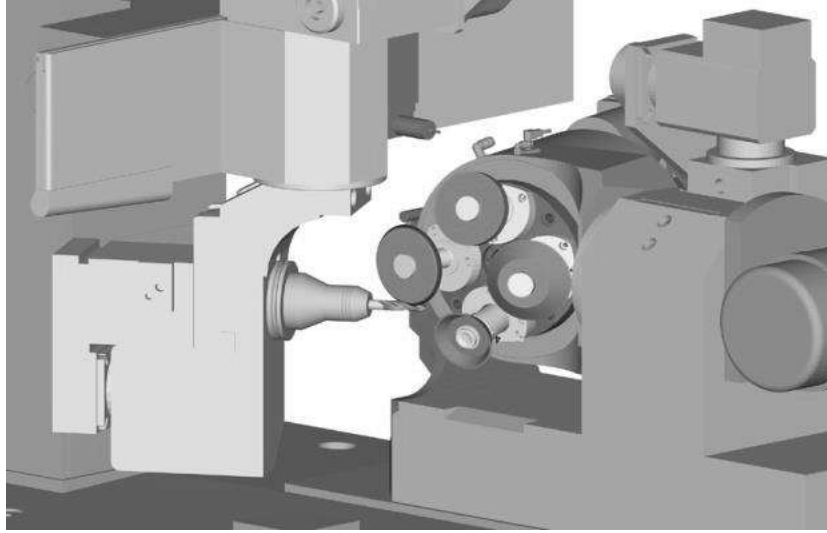
Literatürdeki çalışmalara ek olarak bu çalışmada endüstride yaygın kullanılan matkap tasarımları incelenmiş ve imalata yönelik, parametrik ve matematiksel denklemlere bağlı özgün bir matkap geometrisi modellenmiştir. Matkap geometrisinin inşasında kullanılan parametre ve eşitliklerin, takım tezgahlarında nasıl kullanıldığı detaylı olarak anlatılmıştır.

2 Matkap Tasarımı ve Modelleme

Geleneksel ve standart matkap analizinde, matkap modellenirken aynı zamanda da bir matkabın nasıl bir taşlama tezgahında taşlanacağı göz önünde bulundurulmalıdır. Bugün, matkap uçlarının karmaşıklığı ve yüksek işçilik maliyetleri, taşlama makinelerinin doğru, çok yönlü ve otomatik olmasını gerektirir. Bu gereksinimlerden dolayı endüstride 4, 5 ve hatta 6 eksenli bilgisayar kontrollü taşlama tezgahlarının kullanımı yaygın olarak ortaya çıkmaktadır. Günümüzde matkapların çoğu, bu çok eksenli taşlama tezgahlarında imal edilmektedir (Şekil 1). Farklı tezgah kullanımları nedeni ile matkap imalatında farklı yaklaşımlar sergilenebilmektedir. Bu nedenle, tüm imalat süreçlerinin merkezini oluşturan 3B (Üç Boyutlu) katı modelin matematiksel modelinin doğru belirlemek çok önemlidir.

Geometrik olarak matkap, matkap gövdesi ve saptan oluşur. Matkap gövdesi matkabın talaş kaldıran, sap bölgesi ise, matkap mekanizmasını tutan ve çalıştıran bölümleridir. Matkap için 3B model hazırlanırken, modellemenin kolay olması için, matkap gövdesi, kanal ve uç geometrisi olarak iki parçaya ayrılabilir.

Kanal, saptan kesici kenarların dış köşesine uzanan kesme bölgesi iken, uç geometrisi matkabın iş parçasına girişini kolaylaştıran bölgedir.



Şekil 1. Beş eksenli matkap taşlama tezgahı 3B model görüntüsü

Matkap kanalı, birincil ve ikinci kanal olmak üzere iki geometrik yapıdan oluşmaktadır. Kesici kenarın da içinde bulunduğu birincil kanal, taşlama yapılan yüzey boyunca matkaba kesici kanal oluşturan kısımdır. İkinci kanal ise kesme hareketi için birincil kanal kadar önem arz etmemektedir. Bu kanal geometrisinin amacı, talaş kaldırmayı etkili bir şekilde kolaylaştırmak ve matkap gövdesi için yeterli mukavemet ve dayanım sağlamak olarak ifade edilebilir.

Geleneksel iki ağızlı helisel matkapların geometrik parametreleri, imalat parametreleri ile hesaplanır. Matkap imalatı, kanal yüzey taşlaması ve yanak yüzey taşlaması olarak adlandırılan başlıca iki kademeli taşlamadan oluşur. Bu taşlama operasyonunun parametreleri, matkabın geometrik parametrelerini belirler. Uç açısı ve öz kalınlığı gibi parametreler, matkabın imalat parametrelerinin kapalı fonksiyonlarıdır. İki ağızlı helisel matkap imal edilirken başlangıç malzemesi, matkap için gerekli çapa sahip silindirik bir çubuktur. Şekilde sembolik olarak gösterildiği gibi, kanal taşlama esnasında, matkap kendi eksenini doğrultusunda aşağı doğru dönerek hareket ederken, taşlama taşı yerinde belirli bir devirde dönmektedir. Matkabın çift hareketi helis açısını ve pozisyonunu kontrol ederken taşlama taşının profili, matkap kanal kesitinin geometrisini oluşturur. İki ağızlı bir matkap için, her iki kanalı oluşturmada taşlama taşı, matkap geometrisine dik olacak şekilde iki kez talaş kaldırır. Matkabın talaş ile ilk temas yüzeyi olan yanak geometrisini oluşturmak için, taşlama taşı sabit bir eksen etrafında döner ve matkap olduğu yerde döner. Bu taşlama, her iki yan yüzeyi oluşturmak için simetrik pozisyonlarda iki kez gerçekleştirilir.

Çizelge 1. Matkap temel gövde parametreleri

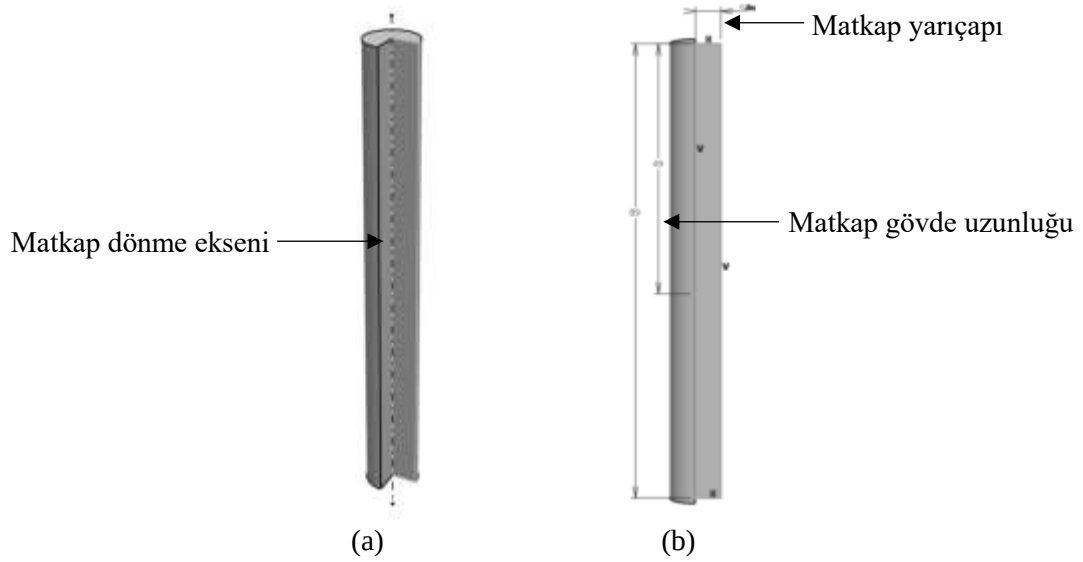
Parametreler	Tanım	Değer
D	Matkap çapı	10 mm
D _{sap}	Matkap gövde çapı	10 mm
L	Matkap toplam uzunluğu	49 mm
L _{gövde}	Matkap gövde uzunluğu (matkap çap uzunluğu)	89 mm

2.1 Temel Gövde Modelinin Oluşturulması

Matkap gövdesinin oluşturulması için; matkap çapı, matkap gövde çapı, toplam uzunluğu ve gövde uzunluğu değişkenlerine ihtiyaç duyulmaktadır. Bu parametre değerleri, talaş kaldıracak malzemenin mekanik,

kimyasal ve boyutsal özellikleri ile ilgilidir. Bu nedenle, bu çalışma kapsamında kullanılacak parametreler, imalat sürecine uygun hazırlanmıştır. 3B modelin oluşturulmasında CATIA P3 V5-6R2015 BDT paket programı kullanılırken, matematiksel hesaplamalarda MATLAB R2015b paket programı kullanılmıştır.

Çizelge 1’de gösterilen dört parametre Şekil 2’de gösterildiği gibi matkap modelinin temel gövdesini oluşturmak için parametre ekranına girilir. Sketch ekranında bu değerler eksenel simetrik özelliğinden yararlanılarak, çap ölçüleri yarıçap değeri olarak işlenmiş ve döndürülmek sureti ile matkap kaba geometrisi oluşturulmuştur.



Şekil 2. Matkap temel gövde modelinin 3B oluşturulması

2.2 Talaş Kanal Modelinin Oluşturulması

Kanal, kesme kuvvetlerini ve kesicinin rijitliği için çok önemli olan çekirdek boyutunu belirler. Aynı zamanda, talaşların uzaklaştırılmasını sağlar ve işleme esnasında onları tahliye eder. Bununla birlikte, bu iki özellik birbiriyle çelişkilidir. Yüksek rijitliğe sahip bir takım elde etmek için çekirdek yarıçapı büyük, kanalın kesit alanı ve kanal derinliği küçük olmalıdır. Buna karşılık, talaş akışının daha hızlı olmasını sağlayan daha büyük kanal boşluğu talaşları daha hızlı bir şekilde tahliye eder. En yüksek takım rijitliği ve en hızlı talaş tahliyesi için kanal şeklini optimize etmek zordur. Yani doğrudan imalat sürecini yansıtan talaş kanal modeli çok önemlidir.

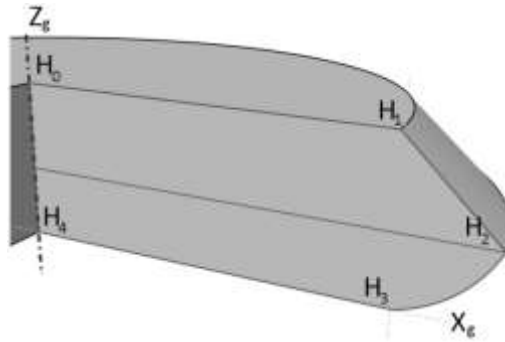


Şekil 3. Kanal geometrisinin oluşturulması

Endüstride, helisel matkap kanallarının oluşturulmasında doğrudan ve tersine yöntemler olmak üzere iki farklı metot kullanılır. Bu iki yöntem arasındaki fark, taşlama uygulamasının yapılacağı takım tezgahının ve kullanılacak taşlama taşı özelliklerinin belirlenmesidir. Doğrudan yöntemde, standart bir taşlama taşı seçilirken, tersine yöntemde standart geometriye sahip olmayan bir taşlama taşı seçilir. İki yöntemde de kanal geometrisi, işleme sırasında taşlama taşının kılıfı olan taşlama taşı süpürme hacminin dış yüzeyinin bir parçası olarak temsil edilir. Şekil 3’de geleneksel olmayan bir taşlama taşı geometrisi ile oluşturulmak istenen matkap kanal yapısı gösterilmiştir.

2.2.1 Taşlama Taşı Modelinin Oluşturulması

Standart taşlama taşının parametrik modeli oluşturulurken düz ya da açılı taşlama taşı kullanılabilir. Düz taş için, taşlama taşının her iki tarafındaki yanaklar düzdür ve taşlama taşının dönüş çevresi normalindedir. Açılı taşlama taşı için, taşın bir yanağı düz diğer yanağı taşlama taşının çevresine bir açı ile eğimlidir. Genellikle, bu tip taşlama taşları popüler ve ekonomiktir. Aşağıdaki şekilde, bu çalışma kapsamında kullanılan açılı taşlama taşını oluşturan değişkenler gösterilmektedir (Şekil 4).



Şekil 4. Geleneksel olmayan taşlama taşı profilinin parametreleri

Açılı taşın parametrik denklemini elde etmek için, bir taşlama taşı koordinat sistemi x_g, y_g, z_g referanslı 2B düzlem yüzeyde oluşturulur. Düz yanak yüzeyinin merkezinde, z_g eksenini, taşlama taşı eksenini ve x_g ve y_g düz yanak yüzeyinde ve birbirine dik olacak şekilde oluşturulur. Şekilde taşlama taşının profili x_g, y_g, z_g düzleminde H_0, H_1, H_2, H_3 ve H_4 poligonu olarak gösterilmiştir (Şekil 4).

Taşlama taşı çevresinin yarıçapı R_w , taşlama taşının kalınlığı W_w ve kenarın eğim açısı ϕ dir. H_0 ile başlayan koordinatlar, $L_0 = 0$ koşuluyla L_0, L_1, L_2, L_3 ve L_4 uzunlukları ile beş köşeli bir poligon olarak ifade edilmiştir.

Bu durumda H_0, H_1, H_2, H_3 ve H_4 koordinatları sırasıyla;

$$[0, 0, W_w]^T, [L_1, 0, W_w]^T, [L_1 + (L_2 - L_1)\cos\phi, 0, W_w - (L_2 - L_1)\sin\phi]^T, [L_3, 0, 0]^T, [0, 0, 0]^T$$

şeklinde tanımlanabilir. Taşlama taşının parametrik inşası için h gibi bir referans değişkene ihtiyaç duyulur. h cinsinden H_0, H_1, H_2, H_3 ve H_4 poligonunun oluşturulacağı denklemler aşağıda verilmiştir.

$$H_0H_1 \text{ kenarı için, } 0 < h \leq L_1 \quad {}^gq_1 = \begin{bmatrix} h \\ 0 \\ W_w \\ 1 \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

$$H_1H_2 \text{ kenarı için, } L_1 < h \leq L_2 \quad {}^{g}q_2 = \begin{bmatrix} L_1 + (h - L_1)\cos\phi \\ 0 \\ W_w - (h - L_1)\sin\phi \\ 1 \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

$$H_2H_3 \text{ kenarı için, } L_2 < h \leq L_3 \quad {}^{g}q_3 = \begin{bmatrix} R_w \\ 0 \\ L_3 - h \\ 1 \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

$$H_3H_4 \text{ kenarı için, } L_3 < h \leq L_4 \quad {}^{g}q_4 = \begin{bmatrix} L_4 - h \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

Taşıma taşı, profil poligonunun z_g etrafında 360° döndürülmesi ile oluşturulur. Taşıma taşı yüzeyinin dönme matrisi ve parametrik denklemleri şu şekilde formüle edilir.

$${}^g r = \begin{bmatrix} {}^g r_x \\ {}^g r_y \\ {}^g r_z \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos v & -\sin v & 0 & 0 \\ \sin v & \cos v & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} {}^g q \quad (2.5)$$

Bu yüzey denklemi ile tüm doğruların döndürülerek oluşturulan yüzey denklemleri elde edilmiş olur.

2.2.2 Taşıma Taşının Matkap Temel Gövde Modelinden Çıkartılarak Talaş Kanal Geometrisinin Oluşturulması

Matkap talaş kanal geometrisinin elde edilmesi için imalatla kullanılacak taşıma tezgahının kinematiğinin bilinmesi gerekmektedir. Tezgah kinematiğine bağlı olarak hareketin matematiksel modelinin çıkarılması gerekmektedir. Tezgah üzerindeki taşıma taşı koordinat sistemi $(x_g y_g z_g)$ tezgah koordinat sistemi $(x_d y_d z_d)$ ile eşitlenir. Genel olarak tezgah koordinat sistemi yukarıdaki şekilde gösterildiği gibi matkap temel geometrisinin önü olarak tanımlanır. İşleme esnasında θ dönüş açısına bağlı olarak taşıma taşının konumu ve yönü değişir. Bu sayede efektif kanal modelinin oluşması sağlanır. Taşıma taşı, koordinat sistemi z_g ekseninde $k_z \theta$ 'ya eşit olacak şekilde Δz_g kadar çevrilir. k_z , kesici kenarın helis açısı ile ilişkili katsayıdır. Taşıma dönüşüm matrisi;

$$M^T(0,0,\Delta z_g) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & \Delta z_g \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

Taşıma taşı koordinat sistemi z_g ekseninde θ kadar döndürülür. Dönüş matrisi;

$$M^R(z_g \theta) = \begin{bmatrix} \cos \theta & -\sin \theta & 0 & 0 \\ \sin \theta & \cos \theta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

Taşıma taşı koordinat sistemi, x_g ekseninde $(R_w + r_c) + k_x \cdot \theta$ 'ya eşit Δx_g kadar çevrilir. Helisel matkap konikleştirilmişse, k_x , kesicinin konik açısı ile ilişkilidir. Dönüşüm matrisi;

$$M^T(\Delta x_g, 0, 0) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & \Delta x_g \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

Taşılama taşı koordinat sistemi x_g ekseninde β açısı kadar döndürülür. Dönüş matrisi;

$$M^R(x_g, \beta) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \beta & -\sin \beta & 0 \\ 0 & \sin \beta & \cos \beta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

Taşılama taşı koordinat sistemi y_g ekseninde α açısı kadar döndürülür. Dönüş matrisi;

$$M^R(y_g, \alpha) = \begin{bmatrix} \cos \alpha & 0 & \sin \alpha & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin \alpha & 0 & \cos \alpha & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

Taşılama taşı açısı $\theta = 360^\circ$ eşit olduğu durum için Euler kuralına göre eşdeğer kinematik hareket matrisi aşağıdaki gibi gösterilebilir.

$${}^d_g M = M^T(0, 0, \Delta z_g) M^R(z_g, \theta) M^T(\Delta x_g, 0, 0) M^R(x_g, \beta) M^R(y_g, \alpha) \quad (2.11)$$

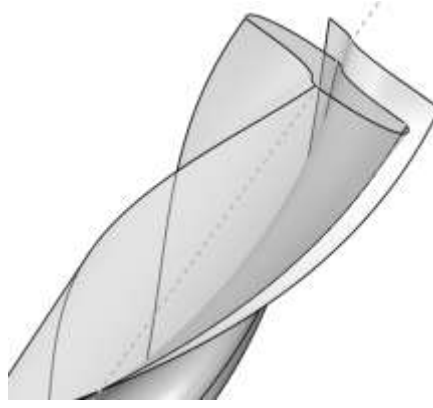
Taşılama taşına ait kinematik hareket matrisi elde edilmesi ile matkap talaş kanal geometri genel denklemi aşağıdaki gibi bulunur:

$${}^d S(h, v) = {}^d_g M(\theta, \alpha, \beta, k_x, k_z) \cdot {}^g S(h, v) \quad (2.12)$$

Yukarıdaki formüllerden faydalanılarak mevcut temel matkap geometrisi için kanal geometrisi elde edilmiştir. 10mm çapında, kesici kenar helis açısı 30° olan helisel yekpare karbür bir matkap ele alınmıştır. Farklı parametre değerleri olan taşılama taşı, helisel matkabın kanallarını imal etmek için kullanılmıştır. Bu taşılama taşının parametreleri aşağıdaki ölçü gösterimi ile verilmiştir.

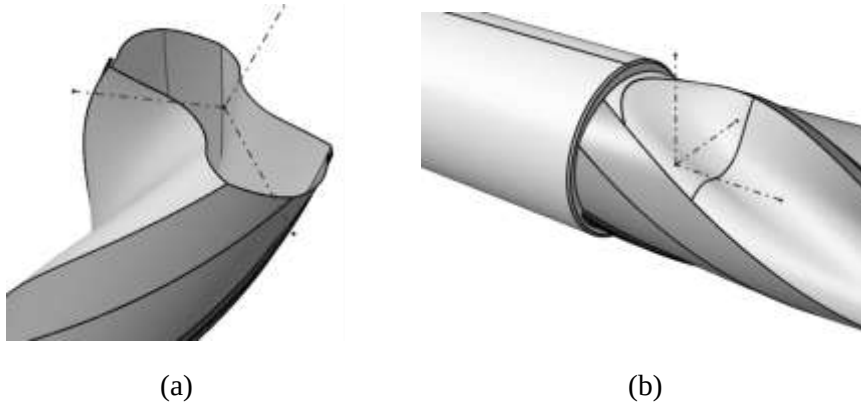
Çizelge 2. Matkap kanalını kesmek için kullanılan taşılama taşının parametre değerleri

	Taşılama yarıçapı R_w (mm)	75
	Taş genişliği W_w (mm)	7,5
	Taş dış genişliği W_0 (mm)	1
	Taş açısı	45°
	Taşılama taşı eğim açısı	25°



Şekil 5. Helis geometrisinin oluşturulması

Nihai kanal geometrisinin elde edilmesi için, son pozisyondaki taşlama taşının pozisyonunu dikkate almak gerekmektedir. Aşağıdaki şekilde 3B model üzerinde taşlama taşının giriş ve çıkış pozisyonları gösterilmiştir. İlk adımda, taşlama taşı koordinat sistemi matkap koordinat sistemi ile çakışıktır (Şekil 6-a). Daha sonra çalışma ekseninde helis boyunca yeni pozisyona çevrilir (Şekil 6-b).



Şekil 6. Kanal modelleme çıkış formunun belirlenmesi

Yukarıdaki şekilde gösterilen nihai koordinat sistemi, θ kadar $-z$ ekseninde döndürülür. Yeni taşlama taşı koordinat sistemi Şekil 7’de gösterilmiştir. Kanal uzunluğu ve açısı arasındaki ilişki:

$$\theta = \frac{\Delta z_g \cdot \tan(\beta)}{\pi \cdot D_{\text{matkap}}} \cdot 360^\circ \quad (2.13)$$

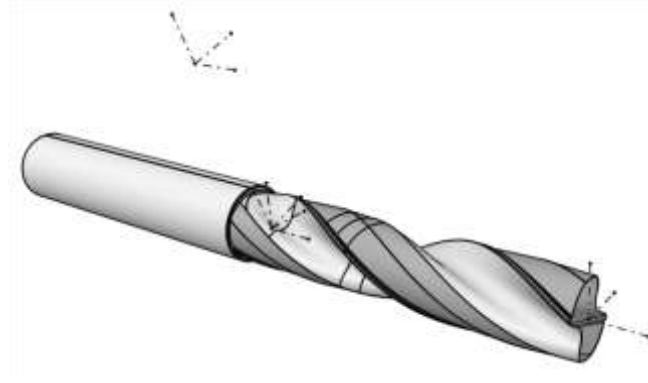


Şekil 7. Kanal modelleme: çıkış formu dönme ekseninin belirlenmesi

Kanal uzunluğu Δz_g , helis açısı β ve matkap çapı D_{drill} değerleri yerine konularak θ değeri elde edilir. Son olarak, kırmızı renkteki koordinat sistemi x eksenı boyunca Δx_g kadar çevrilir. Yenisi kırmızı renkte gösterilmiştir. Kırmızı koordinat sistemi, taşlama taşının son konumunu ve yönünü tanımlar. Δx_g aşağıdaki formüle göre hesaplanabilir:

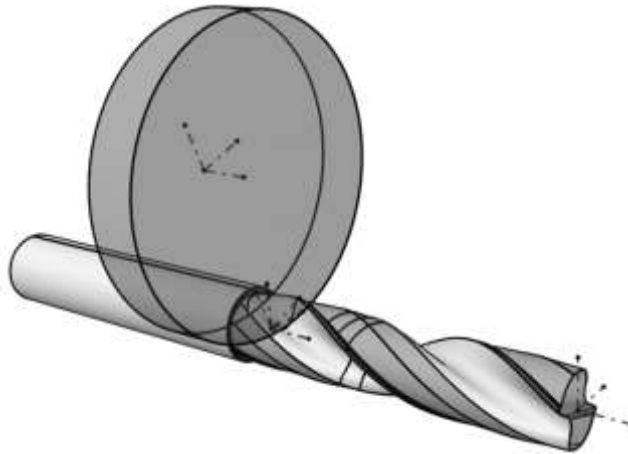
$$\Delta x_g = \frac{D_{taşlama\ tekeri}}{2} + \frac{D_{çekirdek}}{2} \cdot \frac{1}{\cos \alpha} \quad (2.14)$$

Taşlama taşının çapı $D_{taşlama\ tekeri}$, çekirdek çapı $D_{çekirdek}$ ve α açısı değerleri yerine konularak, Δx_g değeri bulunur.



Şekil 8. Kanal modelleme çıkış formu taşlama taşı dönme merkezinin belirlenmesi

Matkap gövdesi ve kanal sonundaki bağlantı alanı, salt taşlama taşı yüzeyi tarafından oluşturulduğundan, bizim nihai pozisyonunda bir taşlama taşı çizmemiz gerekir. Aşağıdaki şekilde kanal geometrisi taşlama çıkış profili süpürme hacmi gösterilmiştir.



Şekil 9. Kanal modelleme: çıkış formu taşlama taşının matkap gövdesinden çıkarılması

Nihai taşlama taşı yüzeyinin süpürme alanı matkap temel gövdesinden çıkarıldıktan sonra matkap talaş kanal gövdesi elde edilmiş olur.

2.3 Yanak Modelinin Oluşturulması

Helisel matkap uç geometrisi, yanak yüzeyleri ve yanak yüzeyleri arasındaki kesişim eğrisi olan radyal ağız kapsamaktadır. Matkap ucu önemli ölçüde matkap performansını ve ömrünü etkileyen bir özelliktir, bu yüzden kesicinin katı modelindeki matkap uç geometrisini doğru bir şekilde oluşturmak çok önemlidir. Matkap uç yanak geometrisi, düzlemsel, kuadratik(karesel), helis ve çok yönlü olmak üzere dört farklı şekilde sınıflandırılmaktadır. Düzlemsel yanaklar; tek düzlem yanaklarını ve çok düzlem yanaklarını kapsar. Karesel yanaklar; konik, silindirik, elips (racon) ve hiperbolik yanakları kapsar. Helisel yanaklar; sabit ve sabit olmayan helis açısı yanaklarını kapsar. Çok yönlü yanaklar; çoklu tip yanakları bir noktada birleştiren özel yanaklardır. Yanak yüzeyleri; kesici kenar şeklini, matkap uç açısını ve boşluk açısını belirlediği için gerçek yanağa uygun olarak katı yanak modellerini oluşturmak açısından üretim yöntemlerini modellemek çok önemlidir. Neticede, radyal ağız, yanaklar arasındaki kesişim otomatik olarak bulunmuştur. Bu nedenle, helisel matkap yanağının parametrik modellenmesi, delme simülasyonu için hayati önem taşımaktadır.

2.4 Konik Yanak Modelinin Oluşturulması

Bu çalışmada, matkap konik yanak modelinin oluşturulması için popüler bir kuadratik yanak tasarımı hazırlanmıştır. Kuadratik yanakların genel matematik modeli şöyledir:

$$\frac{x_g^2}{a^2} + \frac{y_g^2}{a^2} + \delta \frac{z_g^2}{c^2} = 0 \quad (2.15)$$

Burada; konik yanak için, $\delta = -1, a = 0, c = 0$ ve $\tan\theta = \frac{a}{c}$ eşitliği kullanılır. Özellikle, konik yanak için, koni koordinat sistemindeki noktalar arasında aşağıdaki ilişki vardır:

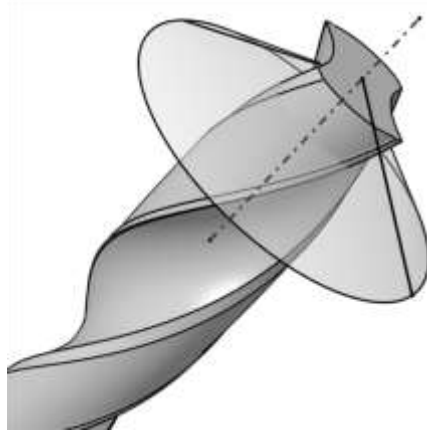
$$x_g^2 + y_g^2 - (z_g \cdot \tan\theta)^2 = 0 \quad (2.16)$$

Matkap ucu konik yanaklarının parametrik modellenmesi: Helisel matkap ucunun konik yanaklarının parametrik modelini inşa etmek için, “yarım uç açısı”, “koni tepe noktasından matkap ucuna mesafe”, “matkap ekseninden koni eksenine eğik mesafe”, “radyal ağız açısı” parametrik olarak alınmıştır.

Çizelge 3. Konik yanak modelleme için parametreler

Parametreler	Tanım	Değer
ρ	Matkap yarım uç açısı	70°
θ	Yarım koni açısı	50°
d	Koni eksenini boyunca ölçülen koni tepe noktasından matkap	10 mm
S	Matkap eksenini ve koni eksenini arasındaki eğik mesafe	3 mm
C	Radyal ağız açısı	100°

Yanak modeli, yukarıda belirtilen parametrik değişkenlere göre hazırlanan konik süpürme kesitinin matkap gövdesinden süpürülmesi ile oluşmaktadır. Üretim sisteminde, taşlama taşı düzgün bir şekilde yanak süpürme açısına paralel şekilde yönlendirildikten sonra, konik bir yanak taşlama taşının yanı sıra bir yol boyunca taşlanır.



Şekil 10. Konik yanak ve taşlama konisi

2.5 Düzlemsel Yanak Modelinin Oluşturulması

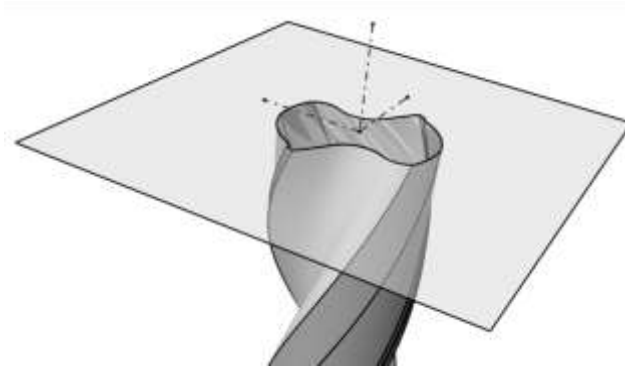
Taşlama taşı ile konik yanak yüzeylerini oluşturduktan sonra, konik yanak yüzeylerinin bitiminde talaşın akışını kolaylaştıracak düzlemsel yanak yüzeyleri oluşturulur. Matkap uç noktası ile çakışık pozisyondaki koordinat sistemi, aşağıda belirtilen bir dizi taşıma ve döndürme işlemine tabi tutulur. Taşlama taşı eksenine yeni eksen takımı pozisyonuna getirilerek alanın düzlemsel süpürülmesi sağlanır. Mevcut eksenin taşıma matrisi:

$${}^d_gT = Trans(s, 0, 0) Rot\left(x, \frac{\pi}{2} - \rho\right) Rot(y, \alpha) \quad (2.17)$$

Yeni eksen matrisinde oluşacak düzlemsel yanağın matematik modeli:

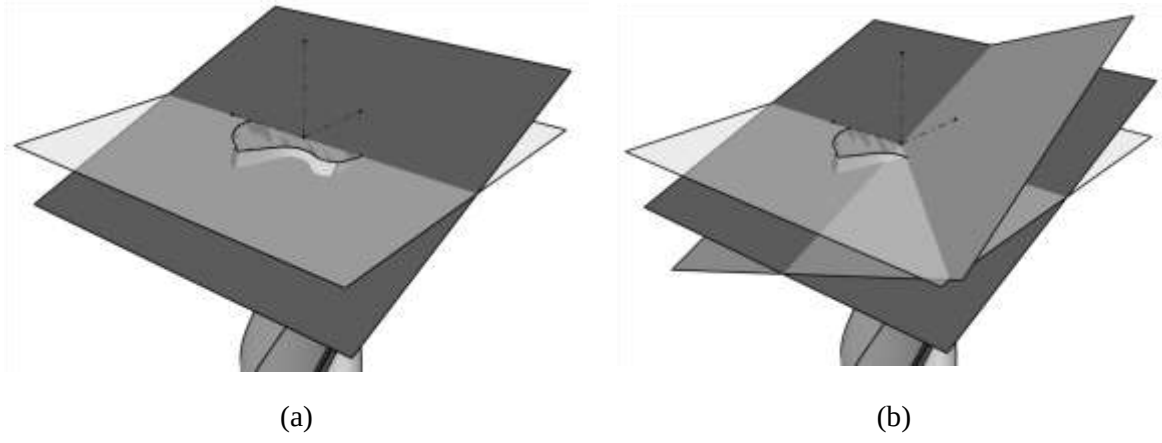
$${}^dS(u, v) = {}^d_gT {}^gS(u, v) \quad (2.18)$$

Helisel matkap ucunun düzlemsel yanaklarının parametrik bir modelini oluşturmak için, boşluk ve uç açıları parametrik olarak alınır. Taşlama taşı düzgün bir şekilde konumlandırıldıktan sonra, düz bir yanak taşlama taşının yanı sıra bir yol boyunca taşlanabilir. İmalat süreci oldukça basit olduğundan, matematiksel modeli kolaylıkla kurulabilir. Düzlemsel yanağın oluşması dört adımda tanımlanabilir.



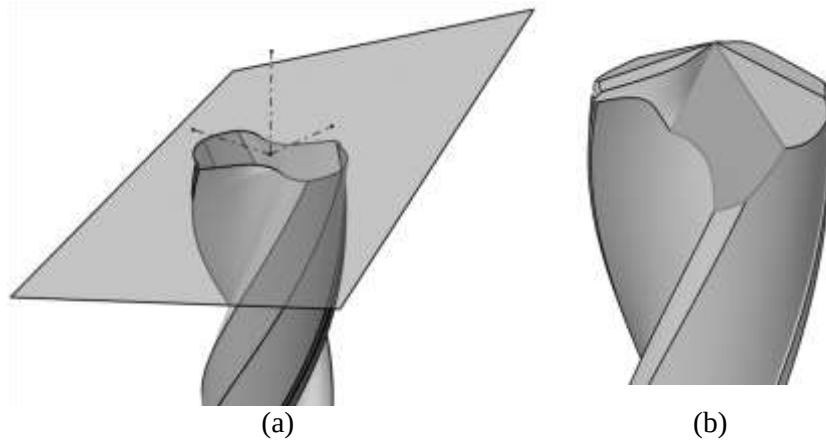
Şekil 11. Kesici koordinat sisteminin, öz kalınlığının yarısı kadar pozitif x eksenine yönünde döndürülmesi

İlk olarak matkap koordinat sistemi varsayılarak, kesici alt düzleminin merkezinde kurulur ve z eksenine takım sapına doğru kesici eksenine ve uçları hizalanır. İlk adımda, bu koordinat sistemi pozitif x eksenine boyunca öz kalınlığının yarısı kadar çevrilir. Bu koordinat sistemi aşağıdaki diyagramda iki konumda çizilmiştir.



Şekil 12. Kanal modelleme çıkış formunun belirlenmesi

İkinci aşamada, kesici koordinat sistemi, aşağıdaki diyagramda gösterildiği gibi x ekseninde matkap uç açısının yarısı kadar döndürülür. Üçüncü aşamada, kesici koordinat sistemi, Y ekseninde boşluk açısı kadar döndürülür. X ve Y ekseninden geçen düzlem, helisel matkap ucunun yanak yüzeyini temsil eder. Aşağıdaki diyagramda kırmızı renkte gösterilen düzlem ve Boolean işlemi uygulanarak kaldırılır, bir yanak yüzeyi sonunda matkabın katı modelinde oluşturulur.



Şekil 13. Nihai taşlama taşı konumu

2.6 Matkap yarık Geometrisi (gash) Oluşturulması

Helisel matkap performansı genellikle, işleme esnasındaki ilerleme kuvveti ve tork ile ölçülür. Matkap performansını etkileyen özellikler arasında radyal ağız önemli bir yer tutmaktadır. Radyal ağızın talaş açısı negatif olduğundan delme işlemi esnasında karşı konulan ilerleme kuvvetinin büyük bir kısmı bu bölgede oluşur. Bu nedenle radyal ağızın uzunluğu, büyük ilerleme kuvveti oluşturan uzun radyal ağızlı bir matkap için optimize edilmelidir.

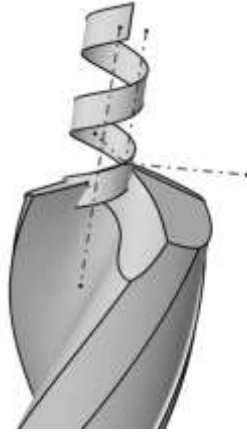
Yeterli uzunluğa sahip olmayan bir radyal ağızlı matkap, işleme esnasında parça üzerinde pozisyonlandırılmaz. Bu problemi gidermek için matkap ucuna, matkap yarığı (split/gash) olarak adlandırılan ek yüzeyler oluşturulur. Matkap splitinin temel avantajı, radyal ağızın kısalmasına katkı sağlaması ve ikincil kesici kenarın pozitif talaş açılı olarak oluşuyor olmasıdır.

Çizelge 4. Matkap yarığının modelleme parametreleri

Parametreler	Bu model 1’de kullanılan değerler
Temel yarık (gash) açısı	43°
XY düzleminde yarık açısı	-8°
Uçtaki eksenel eğim	5°
Merkezdeki eksenel eğim	0°
S yarık radüsü	1.5 mm
S yarık ofseti	0.1 mm
Yürüyüş (walk) açısı	100°
Yürüyüş (walk) uzunluğu	12 mm
Yarma (gashing) taşlama taşı çapı	120 mm

Yeterli uzunluğa sahip olmayan bir radyal ağızlı matkap, işleme esnasında parça üzerinde pozisyonlandırılmaz. Bu problemi gidermek için matkap ucuna, matkap yarığı (split/gash) olarak adlandırılan ek yüzeyler oluşturulur. Matkap splitinin temel avantajı, radyal ağızın kısılmasına katkı sağlaması ve ikincil kesici kenarın pozitif talaş açılı olarak oluşuyor olmasıdır. Bu tez çalışmasında geliştirilen parametrik matkap geometrisi üzerine, örnek bir matkap yarığı geometrisi oluşturulmuştur. Aşağıda parametrik matkap yarığı geometrisi oluşturulması adımlar halinde anlatılmıştır.

Matkap yarığının parametrik modeli, XY düzlemine gash-yarık açısı, gash-yarık eksen, başlangıç noktasının konumu, başlangıçtaki talaş açıları ve ucunda gash-yarık’ın son noktaları (uçtaki eksenel eğim ve merkezdeki eksenel eğim) ve çıkış açısı (yürüyüş açısı vb.) gibi bazı parametreler içerir. Bu parametreler gash-yarık özelliklerini tanımlar. Örneğin, “gash-yarık eksen”, “S gash-yarık ofseti”, “S gash-yarık yarıçapı” ve “XY düzleminde gash-yarık açısı” ile tespit edilir.

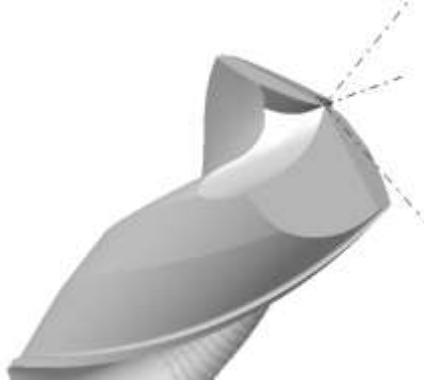
**Şekil 14.** Helis kılavuzu yarık oluşturmak amacıyla çizilir

Matkap yarığının başlangıç noktasında, yarık eksen etrafında ve yarık açısına eşit helis açısı ile bir helis kılavuzu çizer. Helis, yarığın bitiş noktasında durur. Helis kılavuzu yukarıdaki şekilde beyaz renkte gösterilmiştir.



Şekil 15. Taşlama taşı matkap splitinin başlangıç noktasında konumlanması

Yarığın başlangıç noktasındaki talaş açısına göre taşlama taşı çizilir. Yarığın bitiş noktasındaki talaş açısına dayalı olarak, talaş yüzeyi, helis kılavuzu boyunca efektif taşlama kenarı süpürülerek oluşturulabilir. Talaş yüzeyi aşağıdaki şekilde mavi renkte gösterilmiştir. Yarığın çıkış açısına göre, bir kılavuz eğrisi aşağıdaki şemada gösterildiği gibi tanımlanmıştır. Kılavuza göre, taşlama taşının efektif taşlama kenarı bulunur ve yüzey, oluşturulan kılavuz eğrisi boyunca süpürülür. Split, talaş kaldırma işlemi kullanılarak, yarık ve ikincil yanak yüzeyi aşağıdaki şemada gösterildiği gibi oluşturulmuştur. Matkap spliti (ya da yarık) ve onun ikincil yanağı oluşturulmuştur ve yarıklı bir matkap aşağıdaki şemada gösterilmiştir.



Şekil 16. Gashing uygulanmış matkap uç geometrisi

Şekilde, imalat özellik tabanlı helisel matkabın nihai parametrik modelini göstermektedir. Gövde, kanallar, yanaklar, radyüs splitleri, içten soğutma kanalı delikleri ve sırt gibi geometrik özellikler uygun olarak tamamlanmıştır. Bu model, eğer titreşim hataları gibi taşlama hataları göz ardı edilirse tam olarak taşlama özelliklerini yansıtır.

3 Sonuç

Kesici takım tasarımı, tecrübe ve yüksek maliyet gerektirse de araştırmacılar tarafından yaygın olarak çalışılan bir konudur. Kapsamlı imalat süreçleri için farklı matkap geometrilerinin oluşturulma zorunluluğu, takım tasarımcılarının imalat sürecine yönelik parametrik modelleme yaklaşımının kullanımını zorunlu kılmaktadır. Parametrik modelleme yaklaşımı, birbirleri ile matematiksel ilişkili olan geometrilerin, yeniden türetilmesine olanak sağlamaktadır. Bu çalışmada, imalata yönelik, parametrik ve matematiksel denklemlere bağlı özgün bir matkap geometrisi modellenmiştir. Matkap geometrisini oluşturan geometrik unsurlar birbirleri ile matematiksel ilişki içerisinde hazırlanmıştır.

4 Kaynakça

1. Zhu, J., *Machining Feature Based Geometric Modeling of Twist Drills in Mechanical & Industrial Engineering, Applied Science (Mechanical Engineering)* 2011, Concordia University: Canada.
2. Fujii, S., M.F. Devries, and S.M. Wu, *An Analysis of Drill Geometry for Optimum Drill Design by Computer Journal Of Engineering for Industry*, 1970. 70(5).
3. Fujii, S., M.F. Devries, and S.M. Wu, *Analysis of the Chisel Edge and the Effect of the d -Theta Relationship on Drill Point Geometry*. ASME Journal Of Engineering For Industry, 1971. 93: p. 1093-1105.
4. Tsai, W.D. and S.M. Wu, *A Mathematical Model for Drill Point Design and Grinding*. Journal of Engineering for Industry, 1979. 101: p. 333-340.
5. Tsai, W.D. and S.M. Wu, *Computer Analysis of Drill Point Geometry* International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1979. 19: p. 95-108.
6. Thangaraj, A., P. Wright, and M. Nissle, *New experiments on the temperature distribution in drilling*. Journal of Engineering Materials and Technology, 1984. 106(3): p. 242-247.
7. Chen, W.C., et al., *Design optimization of a split-point drill by force analysis*. Journal of Materials Processing Technology, 1996: p. 314-322.
8. Ren, K. and J. Ni, *Analyses of Drill Flute and Cutting Angles*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 1999. 15: p. 546-553.
9. Hsieh, J.F. and P.D. Lin, *Mathematical model of multi-flute drill point*. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2002: p. 1181-1193.
10. Hocheng, H. and C.C. Tsao, *Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits*. Journal of Materials Processing Technology, 2003: p. 335-339.
11. Paul, A., S.G. Kapoor, and R.E. DeVor, *Chisel edge and cutting lip shape optimization for improved twist drill point design*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005. 45(4-5): p. 421-431.
12. Hsieh, J.-F., *Mathematical model for helical drill point*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005. 45(7-8): p. 967-977.
13. Pirtini, M. and I. Lazoglu, *Forces and hole quality in drilling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005. 45(11): p. 1271-1281.
14. Jung, J., R. Mayor, and J. Ni, *Development of freeform grinding methods for complex drill flank surfaces and cutting edge contours*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005. 45(1): p. 93-103.
15. Degenhardt, J.A., R.E. DeVor, and S.G. Kapoor, *Generalized groove-type chip breaker effects on drilling for different drill diameters and flute shapes*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005. 45(14): p. 1588-1597.
16. Hocheng, H. and C.C. Tsao, *Effects of special drill bits on drilling-induced delamination of composite materials*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2006. 46(12-13): p. 1403-1416.
17. Vijayaraghavan, A., *Automated Drill Design Software*. Laboratory for Manufacturing and Sustainability, 2006.

18. Audy, J., *A study of computer-assisted analysis of effects of drill geometry and surface coating on forces and power in drilling*. Journal of Materials Processing Technology, 2008. 204(1-3): p. 130-138.
19. Audy, J., *A Study of Computer Assisted Analysis of Effects of Drill Point Geomerical Features on Forces And Power in Drilling With General Purpose Twist Drills*. MM (Modern Machinery) Science Journal, 2008: p. 4-5.
20. Wang, J. and Q. Zhang, *A study of high-performance plane rake faced twist drills*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2008. 48(11): p. 1276-1285.
21. Tsao, C.C., *Investigation into the effects of drilling parameters on delamination by various step-core drills*. Journal of Materials Processing Technology, 2008. 206(1-3): p. 405-411.
22. Sambhav, K., S.G. Dhande, and P. Tandon, *CAD Based Mechanistic Modeling of Forces for Generic Drill Point Geometry*. Computer-Aided Design & Applications, 2010: p. 809-819.
23. Abele, E. and M. Fujara, *Simulation-based twist drill design and geometry optimization*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2010. 59(1): p. 145-150.
24. Ema, S., *Effects of Twist Drill Point Geometry on Torque and Thrust*. 2012, Faculty of Education, Gifu University: Japan. p. 165-174.

EPOKSİ ESASLI NANOKOMPOZİTLERİN YÜKSEK HIZLI FREZELENMESİNDE MWCNT VE NANO GRAFEN KATKISININ KESME KUVVETLERİ VE YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜNE ETKİLERİ

Uğur Emiroğlu^{a*}, Alper Uysal^b ve Erhan Altan^c

a, Yıldız Teknik Üniversitesi Makine Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/TÜRKİYE,

emiroglu@yildiz.edu.tr

b, Yıldız Teknik Üniversitesi Makine Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/TÜRKİYE,, auysal@yildiz.edu.tr

c, Yıldız Teknik Üniversitesi Makine Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/TÜRKİYE,

ealtan@yildiz.edu.tr

Özet

MWCNT (çok duvarlı karbon nanotüp) ve nano grafen parçacıkların, polimer malzemelerin mekanik ve termo-mekanik özelliklerini geliştirdiği bilinmektedir. Ayrıca, polimer matrise bu parçacıklar ilave edilerek üretilen nanokompozitler, mühendislik malzemeleri olarak geliştirilmekte ve kullanımları gün geçtikçe artmaktadır. Ancak, talaşlı şekillendirmeleri ve nano parçacıkların işlem üzerine etkileri hakkında bilgi eksikliği mevcuttur. Bu sebeple, bu çalışmada, epoksi esaslı nanokompozitlerin yüksek hızlı frezelenme deneyleri yapılmıştır. İlk önce, epoksi matris ağırlıkça %0,05, %0,1 ve %0,2 oranlarında MWCNT ve nano grafen parçacık takviyelendirilerek nanokompozitler üretilmiştir. Daha sonra frezeleme işlemleri gerçekleştirilmiş ve MWCNT ve nano grafen parçacıkların kesme kuvvetleri ve yüzey pürüzlülüğü üzerine etkileri incelenmiştir. Yalın epoksi matrise göre, MWCNT ve nano grafen parçacık katkısının kesme kuvvetlerini azalttığı ve yüzey kalitesinde iyileştirmeler sağladığı görülmüştür.

Anahtar kelimeler: Yüksek hızlı frezeleme, kesme kuvvetleri, yüzey kalitesi

THE INFLUENCES OF MWCNT AND NANO GRAPHENE REINFORCEMENTS ON CUTTING FORCES AND SURFACE ROUGHNESS IN HIGH SPEED MILLING OF EPOXY BASED NANOCOMPOSITES

Abstract

It is known that MWCNT (multi walled carbon nanotube) and nano graphene particles enhance the mechanical and thermo-mechanical properties of polymeric materials. In addition, nanocomposites produced by adding these particles to polymeric matrix have been developed as engineering materials and their usage is increasing day by day. However, there is lack of knowledge about their machining and the effects of nano particles on process. Therefore, in this study, high speed milling experiments were conducted on epoxy based nanocomposites. Firstly, nanocomposites were produced by reinforcing MWCNT and nano graphene particles at 0,05%wt., 0,1%wt. and 0,2%wt. to epoxy matrix. After that milling operations were performed and the effects of MWCNT and nano graphene particles on cutting forces and surface roughness were investigated. It has been that MWCNT and nano graphene particles addition reduced cutting forces and provided improvements in surface quality.

Keywords: High speed milling; cutting forces; surface quality

1 Giriş

Epoksi esaslı kompozit malzemeler, hafiflik ve kimyasallara karşı gösterdikleri direnç özelliklerinden dolayı özellikle havacılık ve otomobil endüstrisinde kullanılmaktadırlar. Ancak, epoksi malzemenin sahip olduğu düşük mekanik ve termal özellikleri kullanımlarını sınırlandırmaktadır. Bu sebeple, farklı parçacıklarla takviyelendirilmiş epoksilerin geliştirilmesi ve incelenmesi konusunda çeşitli çalışmalar yürütülmektedir. Montazeri vd. [1], epoksiye MWCNT (çok duvarlı karbon nanotüp) katılmasıyla elastisite modülü ve çekme dayanımının arttığını belirtmişlerdir. Yang vd. [2], epoksiye MWCNT katkısının ısı iletkenliğine etkilerini incelemişler ve düşük miktarlarda MWCNT katkısıyla (hacimce ~%5) epoksinin ısı iletkenliğinin oldukça arttığını (~%684) görmüşlerdir. Shiu ve Tsai [3] grafen katkılı epoksi nanokompozitlerin termal ve mekanik özelliklerini moleküler dinamik simülasyon yöntemi kullanarak incelemişlerdir. Araştırmacılar, epoksiye grafen katkısının daha yüksek elastisite modülü, camsı geçiş sıcaklığı ve daha düşük ısıl genleşme katsayısı sağladığını belirlemişlerdir. Zakaria vd. [4] tarafından yapılan çalışmada, MWCNT ve nano grafen katkılı epoksi nanokompozitlerin mekanik ve termal özellikleri incelenmiştir. Deneysel sonuçlara göre hem MWCNT takviyeli hem de grafen katkılı epoksi nanokompozitlerin özelliklerinde önemli iyileşmeler görülmüştür. Ayrıca, nano grafen katkısının, MWCNT katkısından daha yüksek termal özellikler ve biraz daha düşük mekanik özellikler sağladığı belirtilmiştir. Li vd. [5] nano grafen katkılı epoksi nanokompozitlerin mekanik, termal ve elektriksel özelliklerini araştırmışlar ve nano grafen katkısının elastisite modülünü, ısı iletkenlik katsayısını ve elektrik iletkenliğini arttırdığını belirlemişlerdir. Yao vd. [6] ise nano grafen katkısının yalın epoksinin çekme dayanımını ve ısı iletkenliğini oldukça arttırdığını belirtmişlerdir. Literatürdeki çalışmalar, epoksi malzemeye çeşitli parçacıkların katılmasıyla mekanik ve termal özelliklerinde önemli iyileşmeler sağlandığını ortaya koymaktadır. Ayrıca, bu epoksi nanokompozit malzemelerin kullanımının özellikle boyutsal hassasiyetin veya yüzey kalitesinin gerektiği uygulamalarda artacağı tahmin edilmekte ve farklı yöntemlerle üretilen bu malzemelerin kalitesini arttırmak için başta frezeleme olmak üzere talaşlı şekillendirme işlemlerine ihtiyaç duyulmaktadır. Bu sebeple, bu yeni malzemelerin talaşlı şekillendirme davranışını anlamak amacıyla bazı çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Samuel vd. [7] yalın, karbon fiber ve MWCNT katkılı polikarbonat polimer malzemenin mikro frezelenmesinde yüzey pürüzlülüğü ve kesme kuvvetlerini incelemişlerdir. Çalışmada, polikarbonat ve nano parçacık ara yüzeyi boyunca oluşan kayma ve daha iyi ısı iletkenlik nedeniyle en düşük yüzey pürüzlülüğü ve kesme kuvvetlerinin, MWCNT katkılı polikarbonat nanokompozit malzemede olduğu belirtilmiştir. Ayrıca, Samuel vd. [8] yapıdaki MWCNT miktarının arttırılmasıyla nanokompozit malzemenin termal özelliklerinin artmasından dolayı talaş kaldırma kabiliyetinin arttığını belirtmişlerdir. Zinati ve Razfar [9] nano CaCO_3 katkısının poliamit malzemenin frezelenmesinde yüzey pürüzlülüğü ve kesme kuvvetlerine etkilerini analiz etmişlerdir. Araştırmacılar, nano CaCO_3 katkısının yağlayıcı etkisinden dolayı kesme kuvvetlerini önemli derecede düşürdüğü ancak yüzey pürüzlülüğü üzerine önemli bir etkisinin olmadığı sonucuna varmışlardır. Aynı araştırmacılar yaptıkları başka bir çalışmada [10], MWCNT katkılı poliamit nanokompozitin frezelenmesinde yüzey pürüzlülüğünü incelemişler ve MWCNT katkısının yüzey kalitesini bir miktar arttırdığını belirtmişlerdir. Arora vd. [11] yalın ve grafen katkılı epoksi kompozitlerin mikro frezelenmesini incelemişlerdir. Grafen katkısının düşük olduğu (ağırlıkça %0,1 ve %0,2) kompozitlerde, epoksinin deformasyonunun önemli olduğu ve grafen katkısının yüksek olduğu (ağırlıkça %0,3) kompozitlerde ise grafenlerin topaklandığı ve talaşlı şekillendirme işlemini ara yüzey kaynaklı hataların belirlediği belirtilmiştir. Ayrıca, en yüksek kesme kuvvetleri ve en düşük takım aşınma değeri ağırlıkça %0,2 grafen katkılı kompozitlerin frezelenmesinde gözlemlenmiştir. Gong vd. [12] MWCNT katkılı HDPE (yüksek yoğunluklu polietilen) nanokompozitin frezelenmesinde kesme hızının ve ilerlemenin yüzey pürüzlülüğüne etkilerini incelemişler ve ilerlemenin yüzey pürüzlülüğü üzerine etkisinin kesme hızının etkisinden daha fazla olduğunu belirlemişlerdir. Kumar vd. [13] nano grafen ve nano grafen/MWCNT katkılı polikarbonat nanokompozitlerin mikro frezelenmesini incelemişlerdir. Nano grafen ve MWCNT katkısının, ısı iletkenliğini arttırdığı ve malzemenin ısıdan daha az etkilenmesini sağladığı için boyutsal hassasiyeti ve

yüzey kalitesini iyileştirdiği belirtilmiştir. Ayrıca, yalın polikarbonat malzemenin frezelenmesinde daha düşük kesme kuvvetleri oluştuğu görülmüştür.

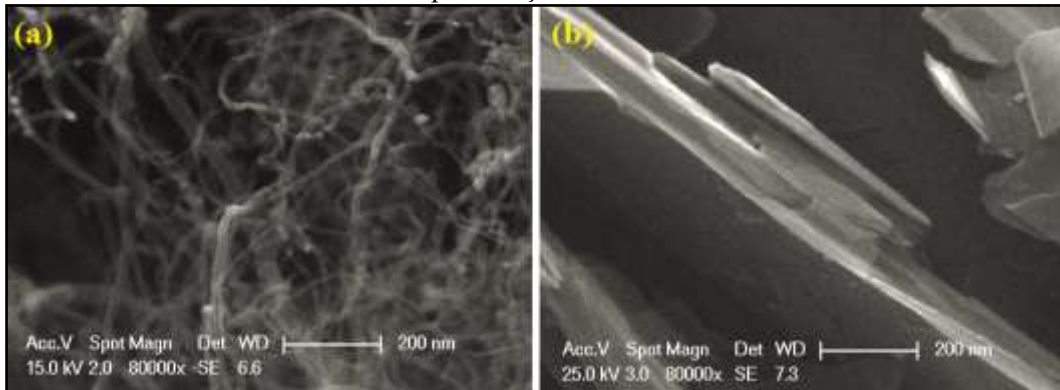
Literatürdeki çalışmalar incelendiğinde, parçacık takviyeli kompozitlerin talaşlı şekillendirilmesinde, katkı amaçlı ilave edilen parçacıkların işlem üzerine etkilerinin araştırılmasının, bu kompozitlerin hassas uygulamalarda kullanımının artmasıyla daha önemli hale geldiği görülmektedir. Bu sebeple, bu çalışmada, ağırlıkça %0,05, %0,1 ve %0,2 oranlarında MWCNT ve nano grafen parçacık katkılı epoksi nanokompozitlerin yüksek hızlı frezelenmesinde, parçacık türünün, katkı oranının, kesme hızının ve ilerlemenin kesme kuvvetlerine ve yüzey pürüzlülüğüne etkileri incelenmiştir.

2 Deneysel Çalışmalar

Deneysel çalışmalarda, yalın epoksi olarak farklı atmosferik şartlara, suya, ısıya ve kimyasallara karşı dirençli ve fiziksel özellikleri Tablo 1’de verilen epoksi ve sertleştiriciden oluşan iki bileşenli epoksi reçine kullanılmıştır. Yalın epoksi ve sertleştirici karışımına SEM (Taramalı Elektron Mikroskobu) görüntüleri Şekil 1’de verilen MWCNT ve nano grafen parçacıklar ağırlıkça %0,05, %0,1 ve %0,2 oranlarında katılarak nanokompozitler üretilmiştir. Kullanılan MWCNT parçacıklar, ortalama 9,5 nm çapında, 1,5 µm uzunluğunda ve 275 m²/gram yüzey alanına sahip olup nano grafen parçacıklar ise ortalama 7 µm çapında, 6 nm kalınlığında ve 130 m²/gram yüzey alanına sahiptir. Her iki nano parçacık da yalın epoksiye katılmadan önce neminin alınması amacıyla 120°C sıcaklıkta 1 saat süreyle etüvde kurutulmuşlardır. Daha sonra yalın epoksiye katılacak nano parçacık miktarı hassas teraziyle ayarlanmış, elle karıştırılmış ve karıştırma işlemi sırasında karbon esaslı nano parçacıkların matris içerisinde homojen dağılımını sağlamak amacıyla literatürde [14] belirtildiği gibi ağırlıkça aynı oranda polivinilpirolidon katılmıştır. Epoksi, sertleştirici ve nano parçacık karışımı, yaklaşık 30 dakika karıştırıldıktan sonra kalıba dökülmüş, 1 gün sonra kalıptan çıkarılmış ve laboratuvar şartlarında 7 gün bekletilmiştir.

Fiziksel Özellik	Değer
Yoğunluk	1,1 g/cm ³
Viskozite (25°C)	83 K.U.
Renk	Şeffaf
Parlama noktası	45°C
Dokunma kuruluğu (20°C)	4 saat
Kullanıma hazır olma süresi (20°C)	5-7 gün
Sıvı karışımın kullanım süresi (20°C)	30 dakika
Uygulama sıcaklığı	+5°C; +35°C

Tablo 1. Yalın epoksi reçinenin fiziksel özellikleri



Şekil 1. Nano Parçacıkların SEM Görüntüleri, a) MWCNT, b) Nano Grafen

Nanokompozitler, 120x80x25 mm boyutlarında üretildikten sonra First marka MCV-300 model CNC işleme merkezinde maksimum 24000 dev/dak devirde çalışabilen Gisstec SC16 hız kafası kullanılarak Tablo 2’de verilen frezeleme parametreleri ile işlenmiştir. Frezeleme işlemlerinde, 8 mm çapında iki kesen ağızlı kaplamasız WC (Tungsten Karbür) saplı freze çakısı kullanılmıştır. Kesme kuvvetleri, Kistler marka 9257BA model dinamometre ile ve frezelenmiş nanokompozitlerin yüzey pürüzlülük değerleri Mitutoyo marka SJ210 model yüzey pürüzlülüğü ölçüm cihazı ile ölçülmüştür. Her deney için beş ölçüm yapılmış ve değerler bu ölçümlerin ortalamasının hesaplanması ile belirlenmiştir.

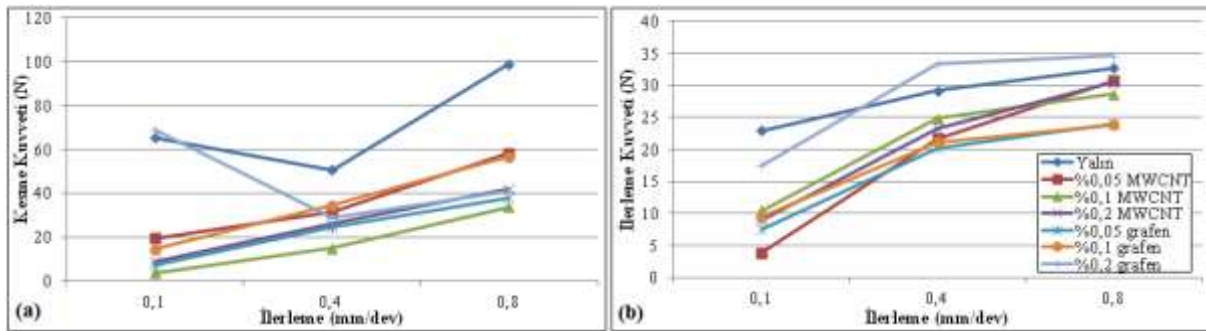
Parametre	Değer
Devir, n (dev/dak)	15000 / 18000 / 21000
Kesme hızı, V (m/dak)	377 / 452 / 527
İlerleme, f (mm/dev)	0,1 / 0,4 / 0,8
Eksenel kesme derinliği, ap (mm)	2
Radyal kesme derinliği, ae (mm)	8

Tablo 2. Frezeleme parametreleri

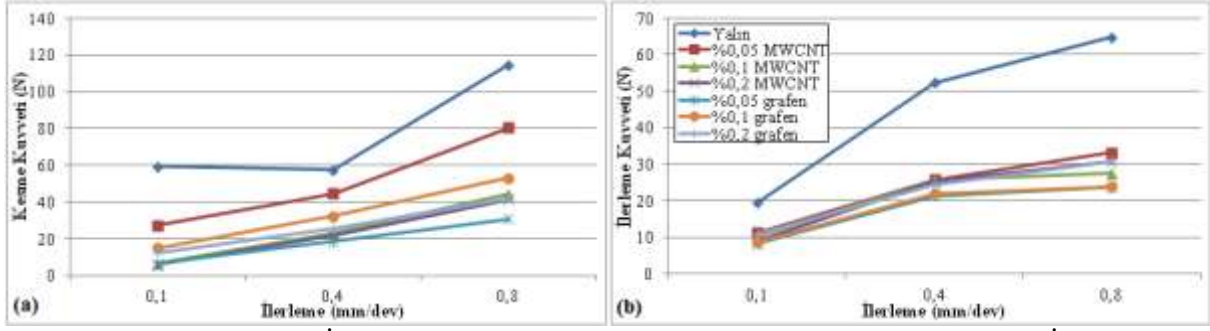
3 Kesme Kuvvetleri ve Yüzey Pürüzlülüğü Sonuçları

Şekil 2, Şekil 3 ve Şekil 4’te kuvvetlerin ilerleme değeri ve katkı oranları ile değişimi verilmektedir. Kesme ve ilerleme kuvvetleri genel olarak MWCNT ve nano grafen katkılı nanokompozitlerde yalın epoksi malzemeye göre daha düşük elde edilmiştir. MWCNT katkı oranları incelendiğinde, %0,05 katkı oranında diğer katkı oranlarına göre yüksek kesme kuvveti elde edilirken %0,1 ve %0,2 katkı oranlarında birbirine çok yakın ve %0,05 katkı oranına göre çok daha düşük kesme kuvveti gözlemlenmektedir. Nano grafen katkısında ise genellikle katkı oranı arttıkça kesme kuvveti artış göstermektedir.

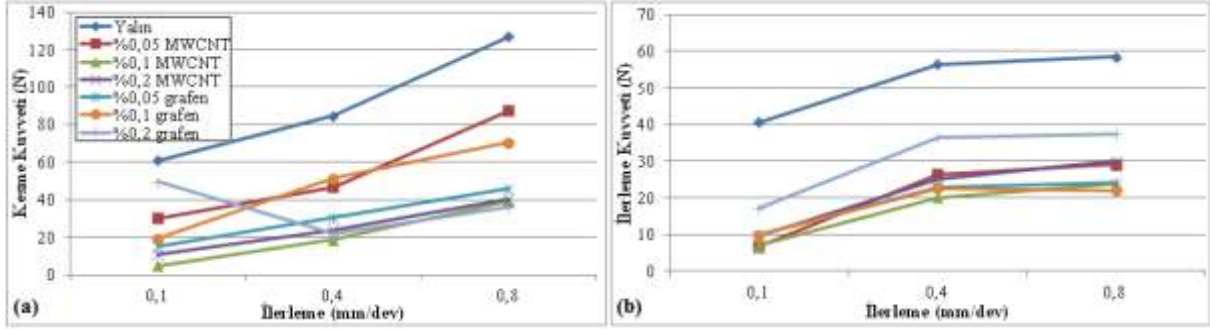
Epoksi esaslı nanokompozit malzemelerin yüksek hızlı frezelenmesinde, ilerleme arttırıldığında kesme ve ilerleme kuvvetlerinin genel olarak artma eğiliminde olduğu Şekil 2 – Şekil 4 incelendiğinde görülmektedir. İlerleme arttırıldığında, kesme kuvvetinin lineere yakın bir artış gösterdiği ancak ilerlemenin 0,1 mm/dev değerinden 0,4 mm/dev değerine arttırıldığında ilerleme kuvvetinin yüksek bir artış gösterdiği 0,4 mm/dev değerinden 0,8 mm/dev değerine arttırıldığında ise bu artış değerinin daha az olduğu belirlenmiştir. Devirin etkisi incelendiğinde ise kesme kuvvetlerinin devir arttırıldığında genel olarak bir miktar arttığı görülmüş ancak seçilen deney şartlarında kuvvetler üzerine fazla etkili olmadığı belirlenmiştir.



Şekil 2. Kesme Kuvvetlerinin İlerleme ile Değişimi (15000 dev/dak), a) Kesme Kuvveti, b) İlerleme Kuvveti

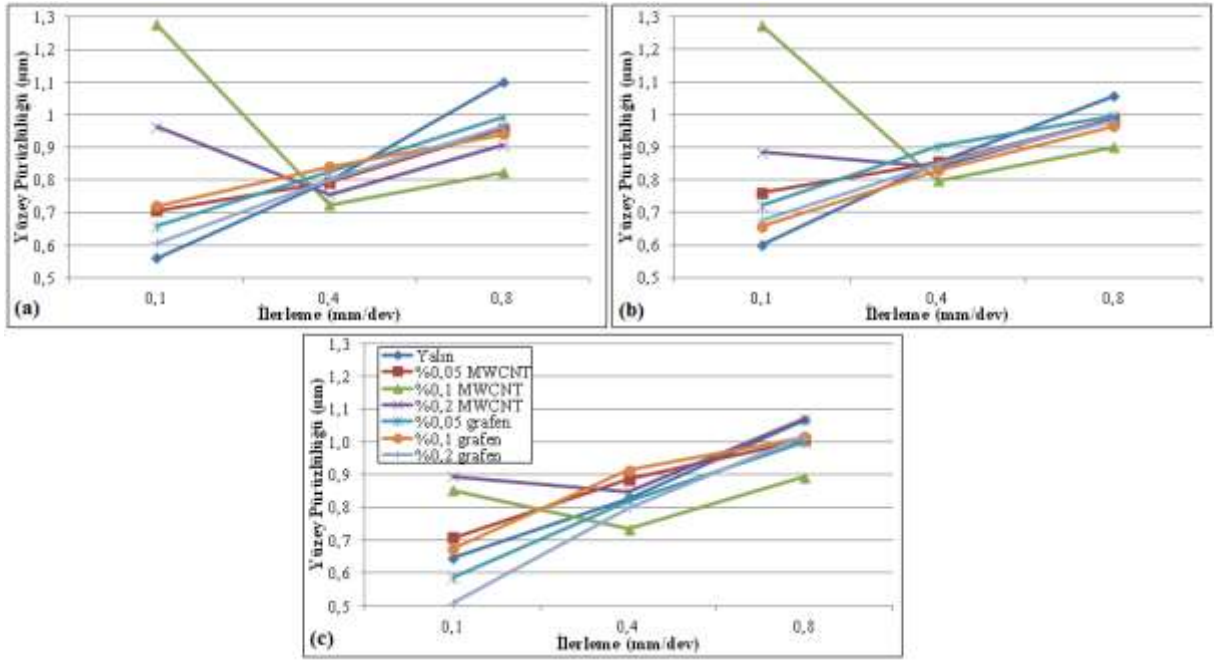


Şekil 3. Kesme Kuvvetlerinin İlerleme ile Değişimi (18000 dev/dak), a) Kesme Kuvveti, b) İlerleme Kuvveti

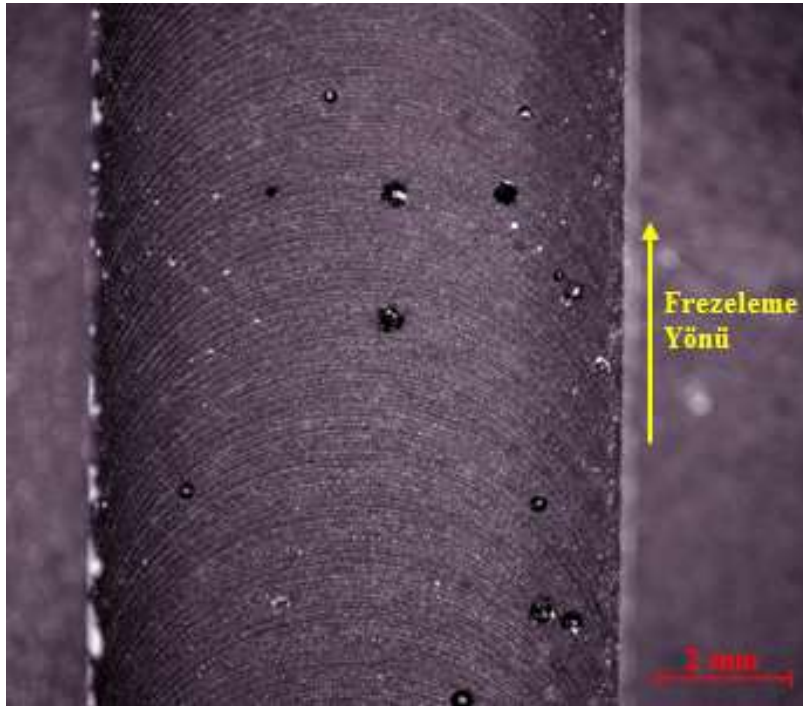


Şekil 4. Kesme Kuvvetlerinin İlerleme ile Değişimi (21000 dev/dak), a) Kesme Kuvveti, b) İlerleme Kuvveti

Yüzey pürüzlülüğü ölçümleri incelendiğinde, devir arttırıldığında yüzey pürüzlülüğü değerlerinde çok fazla bir değişimin olmadığı ve ilerlemenin arttırılmasıyla yüzey pürüzlülüğünün genel olarak arttığı görülmüştür. Yalın epoksi malzemeye göre MWCNT ve nano grafen katkısı genel olarak yüzey pürüzlülük değerlerinde iyileşmeler meydana getirmiştir. Epoksi matrise MWCNT ve nano grafen parçacıkların katılmasıyla, malzemenin ısı iletkenliği önemli ölçüde iyileşmekte ve bu da kesme bölgesindeki ısının uzaklaşmasını ve malzemenin ısı etkisinde kalarak yumuşama eğiliminin azalmasını sağlamaktadır. Bu sebeple, yüzey pürüzlülük değerlerinde iyileşmeler sağlanmıştır. Ayrıca, nano parçacıkların ilavesiyle epoksi malzemenin dayanım ve sertlik gibi mekanik özellikleri de iyileştiğinden, frezeleme işlemi sırasında malzemedan kopma yerine kesilme gerçekleşmekte ve katkı oranı arttırıldıkça yüzey pürüzlülük değerleri azalmaktadır. Ağırlıkça %0,1 ve %0,2 MWCNT katkılı nanokompozit malzemelerin 0,1 mm/dev ilerleme değerinde frezelenmesinde, yüzey pürüzlülüğü değerlerinin epoksi matris içerisindeki topaklaşan MWCNT parçacıkların koparak malzemedan ayrılması ve koptuğu bölgelerde boşluk meydana getirmesi nedeniyle yüksek olduğu görülmüştür (Şekil 5 ve Şekil 6). Ayrıca, ilerlemenin arttırılmasıyla artan ısının malzeme üzerinden iletilmesi yüksek MWCNT katkı oranlı nanokompozit malzemelerde daha etkin olduğundan ısıdan daha az etkilenen bu malzemelerde yüksek ilerleme değerinde daha düşük yüzey pürüzlülüğü elde edilmiştir.



Şekil 5. Yüzey Pürüzlülüğünün İlerleme ile Değişimi, a) 15000 dev/dak, b) 18000 dev/dak, c) 21000 dev/dak



Şekil 6. Düşük ilerleme değerinde(0.1mm/dev) %0.1 MWCNT katkılı malzeme de oluşan boşluklar(10X büyütme)

4 Değerlendirme ve Sonuç

Bu çalışmada, yalın epoksi ve ağırlıkça %0,05, %0,1 ve %0,2 oranlarında MWCNT ve nano grafen parçacık takviyeli epoksi esaslı nanokompozitlerin yüksek hızlı frezelenmesinde, kesme kuvvetleri ve yüzey pürüzlülüğü incelenmiştir. Gerçekleştirilen deneysel çalışmalardan elde edilen sonuçlar aşağıda verilmektedir:

- Yalın epoksi malzemeye takviye malzemesi olarak katılan MWCNT ve nano grafen parçacıklar, epoksi matrisin ısı iletkenliğini artırarak [8] frezeleme işlemi sırasında oluşan ısının kesme bölgesinden daha kolay uzaklaşmasını sağlamasından ve ayrıca yağlayıcılık özelliklerinden dolayı kesme kuvvetlerinin azalmasına neden olmuşlardır. Ancak nano grafen katkı oranı arttırıldıkça, Kumar vd. [13] tarafından da belirtildiği gibi epoksi matris içerisinde homojen dağılmayan parçacıkların sayısının artması ve topaklanma eğiliminin oluşması kesme kuvvetlerinin artmasına neden olmuştur.
- Epoksi matris içerisine MWCNT ve nano grafen parçacıkların katılması yüzey pürüzlülük değerlerinde iyileşmeler sağlamış ve katkı oranı arttırıldıkça yüzey pürüzlülük değerleri genel olarak azalmıştır. Bunun sebebi de MWCNT ve nano grafen katkısının malzemenin ısı etkisinde kalarak yumuşama eğiliminin azalmasını sağlamasıdır[8].
- Devir arttırıldığında yüzey pürüzlülüğü değerlerinde çok fazla bir değişimin olmadığı ve ilerlemenin arttırılmasıyla yüzey pürüzlülüğünün genel olarak arttığı görülmüştür.

5 Kaynakça

- [1] Montazeri, A., Javadpour, J., Khavandi, A., Tcharkhtchi, A., Mohajeri, A. (2010). “Mechanical Properties of Multi-Walled Carbon Nanotube/Epoxy Composites”, *Materials and Design*, Volume 31, Pages 4202-4208.
- [2] Yang, S.Y., Ma, C.C.M., Teng, C.C., Huang, Y.W., Liao, S.H., Huang, Y.L., Tien, H.W., Lee, T.M., Chiou, K.C. (2010). “Effect of Functionalized Carbon Nanotubes on the Thermal Conductivity of Epoxy Composites”, *Carbon*, Volume 48, Pages 592-603
- [3] Shiu, S.C., Tsai, J.L. (2014). “Characterizing Thermal and Mechanical Properties of Graphene/Epoxy Nanocomposites”, *Composites Part B: Engineering*, Volume 56, Pages 691-697
- [4] Zakaria, M.R., Kudus, M.H.A., Akil, H.M., Thirizir, M.Z.M. (2017). “Comparative Study of Graphene Nanoparticle and Multiwall Carbon Nanotube Filled Epoxy Nanocomposites based on Mechanical, Thermal and Dielectric Properties”, *Composites Part B: Engineering*, Volume 119, Pages 57-66.
- [5] Li, Y., Zhang, H., Porwal, H., Huang, Z., Bilotti, E., & Peijs, T. (2017). “Mechanical, electrical and thermal properties of in-situ exfoliated graphene/epoxy nanocomposites.” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Volume 95, Pages 229-236.
- [6] Yao, H., Hawkins, S.A., Sue, H.J. (2017). “Preparation of epoxy Nanocomposites Containing Well-Dispersed Graphene Nanosheets”, *Composites Science and Technology*, Volume 146, Pages 161-168.
- [7] Samuel, J., DeVor, R.E., Kapoor, S.G., Hsia, K.J. (2006). “Experimental Investigation of the Machinability of Polycarbonate Reinforced with Multiwalled Carbon Nanotubes”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Volume 128, Issue 2, Pages 465-473.
- [8] Samuel, J., Dikshit, A., DeVor, R.E., Kapoor, S.G., Hsia, K.J. (2009). “Effect of Carbon Nanotube (CNT) Loading on the Thermomechanical Properties and the Machinability of CNT-Reinforced Polymer Composites”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Volume 131, Issue 3, Pages 031008-1-9.
- [9] Zinati, R.F., Razfar, M.R. (2013). “An Investigation of the Machinability of PA 6/nano-CaCO₃ Composite”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 68, Pages 2489-2497

- [10] Zinati, R.F., Razfar, M.R. (2014). “Experimental and Modeling Investigation of Surface Roughness in End-Milling of Polyamide 6/Multi-Walled Carbon Nano-Tube Composite”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 75, Pages 979-989
- [11] Arora, I., Samuel, J., Koratkar, N. (2013). “Experimental Investigation of the Machinability of Epoxy Reinforced with Graphene Platelets”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Volume 135, Issue 4, Pages 041007-1-7
- [12] Gong, Y., Baik, Y.J., Li, C.P., Byon, C., Park, J.M., Ko, T.J. (2017). “Experimental and Modeling Investigation on Machined Surfaces of HDPE-MWCNT Polymer Nanocomposite”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 88, Pages 879-885
- [13] Kumar, M.N., Mahmoodi, M., Tabb-khPaz, M., Park, S.S., Jin, X. (2017). “Characterization and Micro End Milling of Graphene Nano Platelet and Carbon Nanotube Filled Nanocomposites”, *Journal of Materials Processing Technology*, In Press, DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2017.06.005
- [14] Wernik, J.M., Meguid S.A. (2014)9. “On the Mechanical Characterization of Carbon Nanotube Reinforced Epoxy Adhesives”, *Materials and Design*, Volume 59, Pages 19-32

AISI D2 VE AISI 304 ÇELİKLERİNİN TEL ELEKTRO EROZYON İLE İŞLENMESİNDE TEL ELEKTROT ÖZELLİKLERİNİN YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜNE ETKİSİ

Hüseyin Gürbüz^a, Şehmus Baday^b

*a, Batman Üniversitesi, Teknoloji Fakültesi, Makine ve İmalat Mühendisliği Bölümü, Batman
e-posta: huseyin.gurbuz@batman.edu.tr
sehmus.baday@batman.edu.tr*

Özet

Birçok alanda makine parçalarının verimlilikleri, performansı ve işleme doğruluğunun değerlendirilmesinde yüzey pürüzlülüğü büyük bir önem arz etmektedir. Yapılan deneysel çalışmada tel elektro erozyon tezgâhında AISI 304 ve AISI D2 çeliklerinin hem püskürtmeli hem de daldırılmış soğutma yöntemiyle tel elektrot özelliklerine bağlı olarak iş parçalarının işlenmesi sonucu oluşan yüzey pürüzlülük sonuçları değerlendirilmiştir. 0,25 ve 0,30 mm çapındaki Zn (çinko) kaplamalı ve kaplamasız pirinç tel elektrotlar karşılaştırıldığında, en düşük yüzey pürüzlülük değerleri Zn (çinko) kaplı tel elektrotlarla en yüksek yüzey pürüzlülük değerleri ise kaplamasız tel elektrotla ortaya çıkmıştır. İş parçası türüne bağlı olarak AISI D2 çeliğinin işlenmiş yüzeyinde elde edilen yüzey pürüzlülük değerleri AISI 304 paslanmaz çeliğine göre daha düşük olduğu tespit edilmiştir. Genel olarak çinko kaplı pirinç tel elektrotun çap artışına bağlı yüzey pürüzlülük değerlerinin arttığı görülmüştür.

Anahtar kelimeler: Tel elektrot çapı, Kaplamalı ve kaplamasız tel elektrotlar, Yüzey pürüzlülüğü.

THE EFFECT OF WIRE ELECTRODE PROPERTIES ON SURFACE ROUGHNESS IN WIRE ELECTRO DISCHARGE MACHINING OF AISI D2 AND AISI 304 STEELS

Abstract

Surface roughness is of great importance when evaluating the efficiency, performance and machining accuracy of machine parts in many fields. In this experimental work, in wire electro discharge machining, the results of surface roughness stemming from the machining of workpieces depending on wire electrode properties, by applying both flushing and submerging techniques to AISI 304 and AISI D2 steels, were evaluated. When compared to Zn (zinc) coated and uncoated brass wire electrodes of 0.25 and 0.30 mm in diameter, the lowest surface roughness values emerged with Zn (zinc) coated wire electrodes, while the highest surface roughness values emerged with uncoated wire electrodes. Depending on the workpiece type, the surface roughness values obtained on the machining surface of the AISI D2 steel were found to be lower than those of the AISI 304 stainless steel. Generally, surface roughness values were seen to increase due to increase in diameter of zinc coated brass wire electrode.

Keywords: Wire electrode diameter, Uncoated and coated wire electrodes, Surface roughness.

1 Giriş

Tel Elektro-Erozyon tezgâhları (WEDM), iletken malzemelerin istenilen yüksek ölçü tamlığı ve yüzey kalitesinde ihtiyaç duyulan karmaşık şekilleri üretmek için yaygın olarak kullanılmaktadır [1]. İşleme operasyonlarında ölçü tamlığı ve yüzey kalitesi şartlarını yerine getirmek için doğru işleme parametrelerini ayarlamak oldukça büyük bir önem arz etmektedir. Tel Elektro-Erozyon ile işleme sürecinde en önemli işleme parametrelerinden biri de tel elektrotun kendisidir. Tel elektrotun boyutları, malzemesi ve performansı farklılık gösterebilir, bu nedenle doğru tel elektrot seçimi kararl bir işleme süreci sağlamak için çok önemlidir. Genellikle, tel elektro-erozyon uygulamalarında iş parçası malzemelerinin işlenmesinde tel elektrot çapları 0.25-0.33 mm [2-5], tel elektrot malzemesi pirinç, kaplama türü olarak ise çinko kaplı tel elektrotlar [1-10] yaygın bir şekilde kullanılmaktadır.

Khan ve ark. tel elektro erozyon ile işlemede yüzey pürüzlülüğü üzerinde tel elektro çaplarının etkisini araştırmışlardır. Yapmış oldukları çalışmada tel elektrot çapının yüzey pürüzlülüğü üzerinde önemli bir etkisinin olduğunu vurgulamışlardır. Tel elektrot çapı artığında yüzey pürüzlülüğünün kötüleştiğini tespit etmişlerdir [5]. Sharma ve ark. yapmış oldukları deneysel çalışmada Inconel 706 iş parçası malzemesinin tel elektro erozyon ile işlenmesinde tel elektrot çapının yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkisini tespit etmişlerdir. Yüzey pürüzlülük değerlerinin, tel elektrot çapının artışına bağlı olarak arttığını tel elektrot çapını azalmasına bağlı olarak ise azaldığını bulmuşlardır [6]. Kuriakose ve Shunmugam, kaplamalı tel elektrotların Ti6Al4V malzemesinin yüzey pürüzlülüğü üzerinde etkisini incelemek için bir çalışma yürütmüşlerdir. İşlenmesi zor olan bu iş parçasının yüzeyinden elde edilen yüzey pürüzlülük değerleri üzerinde kaplamanın önemli bir etkiye sahip olduğunu bulmuşlardır [7]. Newton ve ark. Inconel 718 malzemesini çinko (Zn) kaplamalı bakır tel elektrot ile işlemiş ve işlenmiş yüzeyinin karakteristiğini incelemişlerdir. Yüzey pürüzlülüğü üzerinde en etkili parametrelerden birinin de tel elektrot çapının olduğunu tespit etmişlerdir [8]. Saha ve Mondal, kaplamalı ve kaplamasız tel elektrotların yüzey pürüzlülüğü üzerinde etkisini belirlemek için bir çalışma yürütmüşlerdir. Yürüttükleri bu çalışmada özellikle çinko kaplamalı pirinç tel elektrotların sağladığı daha iyi soğutma özelliğinden dolayı kaplamasız tel elektrotlara göre daha iyi yüzey pürüzlülük değerlerini elde ettiklerini vurgulamışlardır [9]. Manjaiah ve ark. $Ti_{50}Ni_{50-x}Cu_x$ iş parçası malzemesini işlenmesi sonucu oluşan yüzey pürüzlülük sonuçlarını üzerinde farklı tip tel elektrotların etkilerini değerlendirmişlerdir. Pirinç tel elektrotlarla elde ettikleri yüzey pürüzlülük değerlerinin çinko kaplı tel elektrotlarla elde edilen yüzey pürüzlülük değerlerinden daha yüksek çıktığını bulmuşlardır [10]. Ayrıca literatürde WEDM ile işlemede yüzey pürüzlülüğü etkileyen birçok parametrenin olduğu gözlemlenmiştir. Yapılan çalışmalarda genellikle yüzey pürüzlülüğü üzerine vurum süresi, vurum ara süresi, deşarj akımı, tel gerginliği, ilerleme oranı v.b. parametrelerin etkileri incelenmiştir [11-17].

Dabade ve ark. INCONEL 718 malzemesinin işlemesi sonucu oluşan yüzey pürüzlülüğü üzerinde tel gerginliği, kıvılcım aralığı voltajı ve vurum ara süresi olduğunu vurgulamışlardır. Bu parametrelerin yüzey pürüzlülüğü değerlerinin düşük çıkması üzerinde etkili olduğu tespit etmişlerdir [1]. Fard ve ark. metal matris kompozit malzemesin tel elektro erozyon tezgâhında işlenmesinde vurum süresi ve tel ilerleme oranı artıkça yüzey pürüzlülüğün kötüleştiğini vurum ara süresi arttığında ise iyileştiğini bulmuşlardır [11]. Sharma ve ark. Inconel 706'nın türbin disk uygulaması için WEDM performans özelliklerinin değerlendirilmesinde vurum süresi artıkça yüzey pürüzlülüğün arttığını vurum ara süresi arttığında ise azaldığını tespit etmişlerdir [12]. Soundararajan ve ark. sıkıştırılmalı döküm A4313alaşımının tel elektro erozyon ile işlenmesinde vurum süresi ve maksimum akımın artması yüzey pürüzlülüğünü artırdığını vurum ara süresinin artmasına bağlı olarak ise yüzey pürüzlülüğü değerlerinin düştüğünü bulmuşlardır [13]. Alias ve ark. titanium Ti-6Al-4V alaşımını pirinç tel elektrot kullanarak ilerleme oranının artışına bağlı olarak yüzey pürüzlülüğünü iyileştirdiğini vurgulamışlardır [14]. Liao ve ark. tel elektro erozyon ile işlemede yüzey pürüzlülüğü üzerinde en etkili parametrenin vurum süresi olduğunu bulmuşlardır [15]. Rozenek ve ark. tel erozyonda metal matrisli kompozit malzeme ve pirinç tel kullanarak vurum süresi ve akımın artmasına bağlı

olarak artan boşalım enerjisi yüzey pürüzlülüğü değerlerini arttırdığını vurgulamışlardır [16]. Zhang, nanokompozit seramik malzemenin tel elektrot erozyon ile işlenmesi sonucunda güç transistor sayısı ile yüzey pürüzlülüğün değiştiğini güç transistor sayısı arttıkça yüzey pürüzlülüğün arttığını bulmuştur. Ayrıca vurum süresinin artmasına bağlı olarak yüzey pürüzlülüğün kötüleştiğini bulmuşlardır [17].

Literatürdeki çalışmalarda yüzey pürüzlülüğü üzerinde birçok parametrenin etkisi olduğu vurgulanmıştır. Ancak yüzey pürüzlülüğü üzerinde kaplamalı ve kaplamasız tel elektrotların ve tel elektrot çap farkının etkisi ile ilgili çok az çalışma yapılmıştır. Yapılan bu deneysel çalışmada AISI 304 ve AISI D2 iş parçası malzemelerinin tel elektrot erozyon tezgâhında hem püskürtmeli hem de daldırılmış soğutma yöntemiyle işlenmesinde tel elektrot çapına, kaplamalı ve kaplamasız durumlarına bağlı olarak yüzey pürüzlülük sonuçları değerlendirilmiştir.

2 Materyal ve Metot

2.1 İş parçası malzemesi

Deneylerde iş parçası malzemesi olarak sac-metal kalıplarında en çok tercih edilen AISI D2 soğuk iş takım çeliği ve ekstrüzyon kalıplarında, havacılık, gıda, medikal gibi sektörlerde yaygın olarak kullanılan AISI 304 paslanmaz çelikleri kullanılmıştır. 300x80x25 mm ebadındaki her iki iş parçası için prizmatik 10 x 10 mm ölçümündeki kare malzemeler çıkarılmıştır. Deneysel çalışmalarda kullanılan malzemelere ait elektrik özdirençleri ve kimyasal bileşimleri Tablo 1-2’de verilmiştir.

C %	Si%	Mn%	P%	S%	Cr%	N%	Ni%	Elektrik özdirenci (ρ) $\Omega \cdot m \cdot 10^{-9}$
0,07	1,00	2,00	0,045	0,030	17,5-19,5	0,11	8,0-10,5	710

Tablo 1. AISI 304 çeliğin bileşenleri ve elektrik özdirenci

C %	Si%	Mn%	Cr%	Mo%	V%	Elektrik özdirenci (ρ) $\Omega \cdot m \cdot 10^{-9}$
1,55	0,3	0,4	11,8	0,8	0,8	650

Tablo 2. AISI D2 çeliğin bileşenleri ve elektrik özdirenci

2.2 WEDM tezgâhı parametreleri ve soğutma yöntemi

Makino U32 tip Tel elektrot Erozyon tezgâhında tel elektrot özelliklerine ve iş parçası malzemesine bağlı olarak kesme işlemleri gerçekleştirilmiştir. Deneylerde Püskürtmeli ve Sub Merged (Daldırılmış) olmak üzere iki farklı tip soğutma yöntemi kullanılmıştır. Kesme işlemlerinde kullanılan tezgâh parametreleri tezgâh üreticisinin önerdiği parametreler dikkate alınarak Tablo 3’te verilmiştir.

2.3 Tel Elektrotlar

Deneylerde yüzey pürüzlük üzerine tel elektrot çap farkının etkisini ortaya koymak için dört farklı tel elektrot kullanılmıştır. Tüm kesme şartlarında kullanılan tel elektrotlara ait fiziksel özellikler ve çaplar Tablo 4’te verilmiştir.

Deneylerde kullanılan işleme parametreleri	
Vurum süresi (On Time), μ s	15
Vurum ara süresi (Off Time), μ s	50
Akım (Current), Amp	39
Ateşleme akımı (Ignition current) Amp	39
Volt Gerilim (Voltage), V	40
Su basıncı (Water Pressure), Mpa	30-40
Tel Hızı (Wire Feed) m/dak	10

Tablo 3. Makina parametreleri

Tel Elektrot	Çekme Dayanımı	Kırılma Dayanımı	İletkenlik %
0.25 Pirinç	980 MPa	48.2 N	22
0.25 Zn Kaplı Pirinç	883 MPa	43.3 N	20
0.30 Pirinç	980 MPa	69.3 N	22
0.30 Zn Kaplı Pirinç	883 MPa	62.4 N	20

Tablo 4. Tel elektrotların fiziksel özellikleri

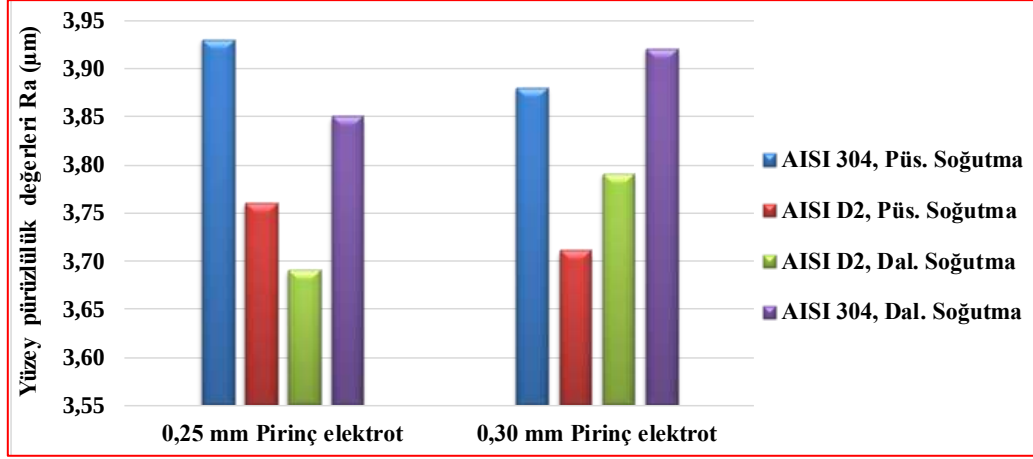
2.4 Yüzey pürüzlülüğü ölçüm cihazı

Yüzey pürüzlülük değerleri için Perthometer M1 model masa tipi yüzey pürüzlülüğü ölçüm cihazı kullanılmıştır. İş parçası malzemeleri üzerinden ölçülen yüzey pürüzlülük değerleri her bir numunenin üç yüzeyinden üç ölçüm alınarak aritmetik ortalamaları hesaplanmış ve bu değerler ortalama yüzey pürüzlülüğü değerleri olarak kabul edilmiştir.

3 Deneysel çalışmalar

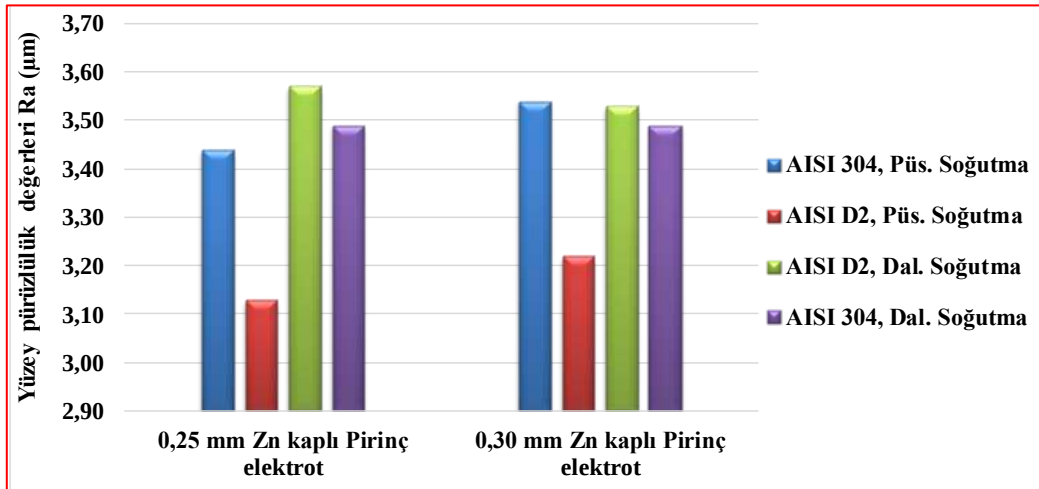
3.1 Tel elektrot çaplarına bağlı olarak yüzey pürüzlülük değerleri

Tel elektrot çaplarına (0,25 - 0,30 mm) bağlı olarak kaplamasız pirinç ve çinko kaplı tel elektrotlarla işleme sonucu iş parçası malzemelerinde oluşan yüzey pürüzlülük değerlerinin ölçüm değerleri Şekil 1-2’de verilmiştir. Şekil 1’deki kaplamasız pirinç tel elektrot çapına bağlı olarak elde edilen yüzey pürüzlülük değerlerindeki değişimler incelendiğinde, tel elektrot çapı arttığında yüzey pürüzlülük değerlerinde hem artma hem de azalma olduğu görülmüştür. Tel elektrot çap artışına bağlı olarak püskürtmeli soğutmayla işlemede yüzey pürüzlülük değerlerinde bir azalmayla karşılaşılır iken daldırılmış soğutmayla işlemede ise yüzey pürüzlülük değerlerinde bir artma olduğu tespit edilmiştir. Literatürde tel elektrot çap artışına bağlı olarak yüzey pürüzlülüğün kötüleştiği ifade edilmiştir. Tel elektrot çapının artmasıyla yüzey pürüzlülük değerlerinin artması beklenen bir durumdur [6, 8, 18]. Daha büyük tel elektrot çapının daha düşük çapta ki tel elektrota oranla transport hızı daha düşüktür. Bu durum çok az olarak tel elektrot ilerlemesini ve işleme bölgesinden sıçrayan erimiş metal miktarı önemli ölçüde azaltır. Bu yüzden işlenmiş yüzeyde mikro deliklerin ve mikro küreciklerin oluşumuna izin vererek biraz daha yüksek yüzey pürüzlülük değerlerini çıkmasına yol açacaktır [6, 18]. Aynı zamanda daha büyük bir tel elektrot çapı kullanıldığında her bir kıvılcımın sebep olduğu ısıdan etkilenmiş bölgenin artmasına bağlı olarak yüzey pürüzlülük değerlerinde artacaktır [5].



Şekil 1. Kaplamasız pirinç tel elektrotların çap farkına bağlı olarak yüzey pürüzlülük değişimleri

Yukarıda bahsedilen bu durum daldırışmış soğutmada geçerli olurken püskürtmeli soğutma tam tersi gerçekleşmiştir. Püskürtmeli soğutmada bu eğilim bu yönde gerçekleşmesi işleme esnasında tel elektrot çapından ziyade soğutmanın daha etkili olduğu düşünülmektedir. Çünkü püskürtmeli soğutma yönteminde kesme esnasında özellikle kesme bölgesindeki sıcaklık değişiminin azaltılmasına ve işleme esnasında oluşan talaşların tahliyesine yardımcı olmasıyla yüzey pürüzlülük değerlerinde bir düşüş elde edildiği düşünülmektedir. Aynı zamanda püskürtmeli soğutma yöntemi tel elektro erozyon ile kesme esnasında kıvılcımların oluşturduğu talaşların işlenmiş yüzeye daha az yapışmasına katkı sağlayarak yüzey pürüzlülük değerlerini düşürecektir. Şekil 2'deki çinko kaplı pirinç tel elektrot çap artışına bağlı olarak elde edilen yüzey pürüzlülük değerlerindeki değişimler incelendiğinde, genel olarak tel elektrot çapı arttığında yüzey pürüzlülük değerlerinin arttığı görülmüştür. Literatürde de ifade edildiği gibi tel elektrot çap artışına bağlı olarak yüzey pürüzlülük değerlerinin kötüleşmesi doğru orantılı bir şekilde hareket etmiştir.

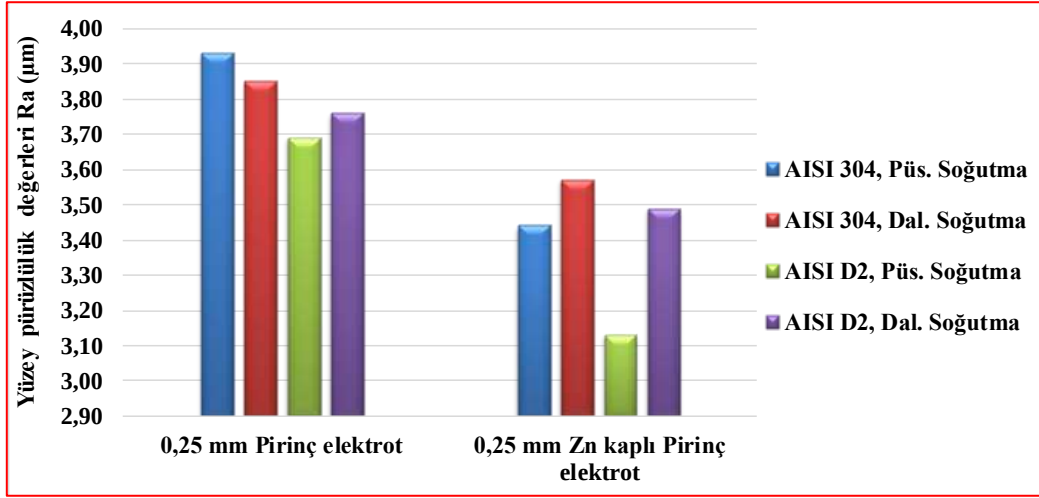


Şekil 2. Zn (Çinko) Kaplı pirinç tel elektrotların çap farkına bağlı olarak yüzey pürüzlülük değişimleri

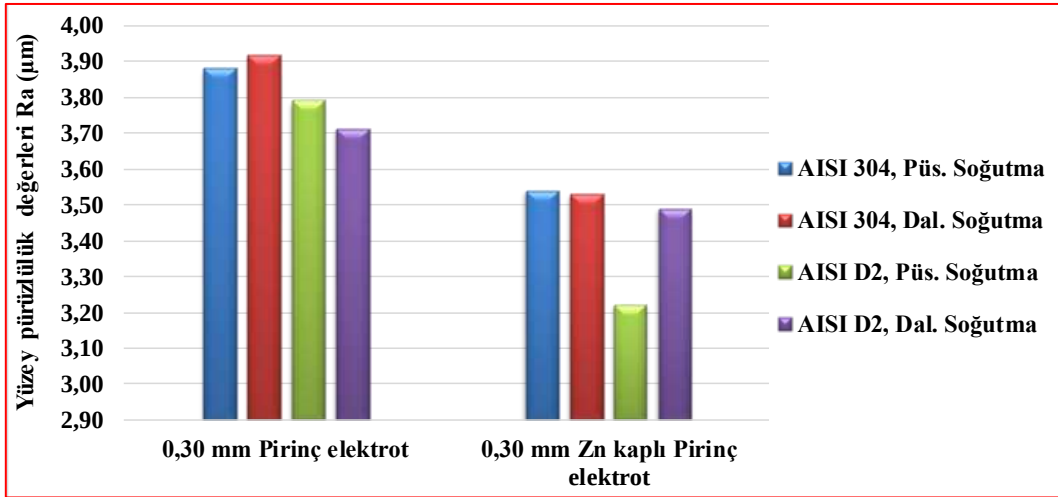
3.2 Kaplamalı ve kaplamasız tel elektrotlara bağlı olarak yüzey pürüzlülük değerleri

Kaplamasız ve Zn (çinko) kaplı 0,25 mm ve 0,30 mm çaptaki tel elektrotlarla işlenen iş parçası malzemelerinde oluşan yüzey pürüzlülük değerleri Şekil 3-4' verilmiştir. Şekil 3-4' teki yüzey pürüzlülük grafikleri incelendiğinde hem 0,25 mm hem de 0,30 mm çaplı kaplamalı ve kaplamasız tel elektrotlar karşılaştırıldığında, en düşük yüzey pürüzlülük değerleri Zn (çinko) kaplı tel elektrotlarla elde edilirken en yüksek yüzey pürüzlülük değerleri ise kaplamasız tel elektrotla elde edilmiştir. Söz konusu bu eğilim tel elektrotun kaplama özelliğine bağlı olarak açıklanmıştır. En düşük yüzey pürüzlülük değerlerinin çinko kaplı tel elektrotlarla elde edilmesi kaplama özelliğinin sağladığı yüksek çekme gerilmesinden dolayı titreşim ve

gerilim altında tel elektrotun daha düzgün bir şekilde sürdürebilirliğini sağlamasına ve yüksek sıcaklıklarda mükemmel ısı dayanaklığına atfedilmiştir [7, 9]. Ayrıca pirinç tel elektrot üzerine kaplanan çinkonun sağladığı daha iyi soğutma özelliği görmesine ve homojen bir şekilde boşalım kabiliyetine bağlı olarak da yüzey pürüzlülük değerlerinin düşmesine katkı sağlayacaktır [9, 10].



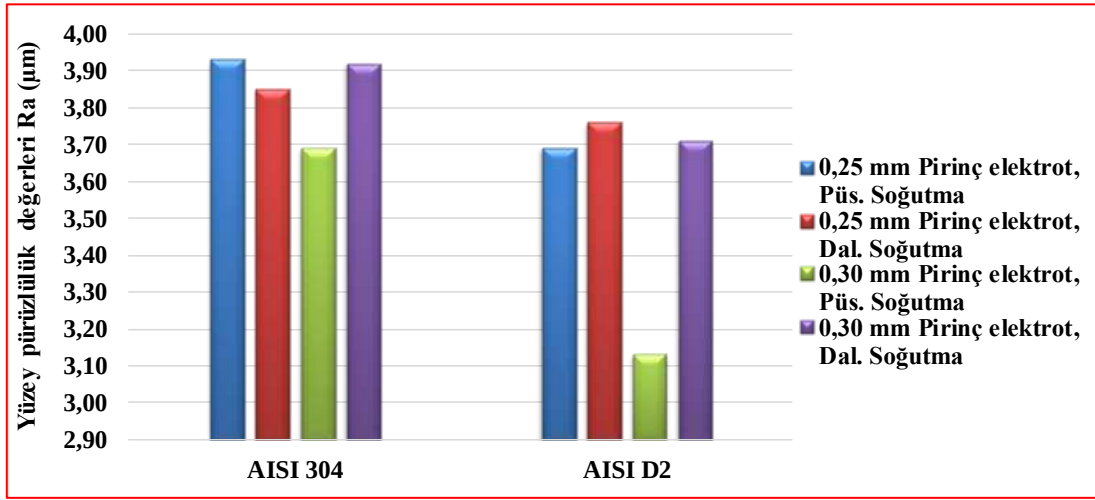
Şekil 3. Kaplamalı ve kaplamasız 0,25 mm çaplı tel elektrotlara bağlı olarak yüzey pürüzlülük değişimleri



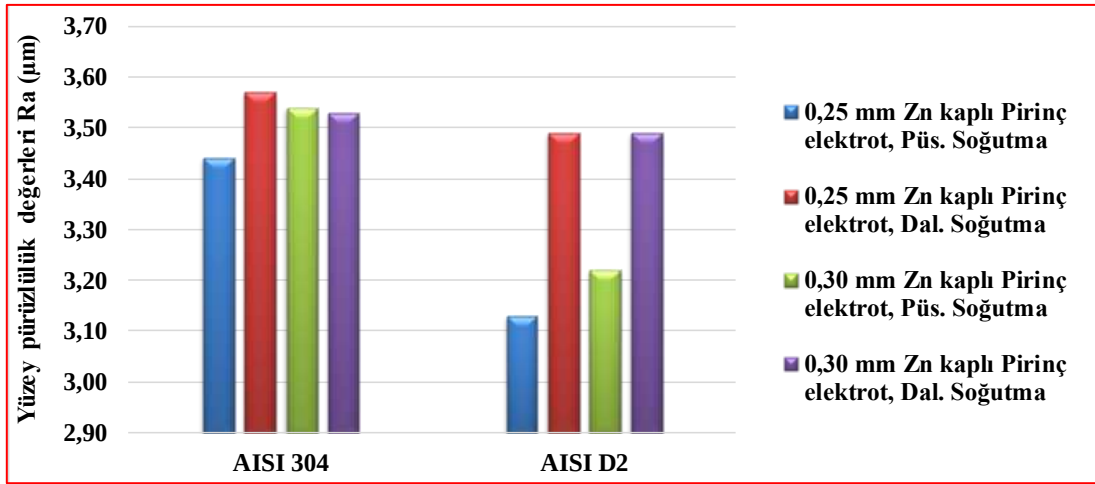
Şekil 4. Kaplamalı ve kaplamasız 0,30 mm çaplı tel elektrotlara bağlı olarak yüzey pürüzlülük değişimleri

3.3 İş parçası tipine bağlı olarak yüzey pürüzlülük değerleri

AISI 304 ve AISI D2 çeliklerinin kaplamalı ve kaplamasız (0,25 ve 0,30 mm çapındaki) tel elektrotlarla erozyon tezgâhında işlenmesi sonucu oluşan yüzey pürüzlülük değerleri Şekil 5-6'da verilmiştir. Şekil 5-6'daki iş parçası türüne bağlı olarak elde edilen yüzey pürüzlülük değerleri incelendiğinde, en yüksek yüzey pürüzlülük değerleri AISI 304 paslanmaz çeliğinin işlenmiş yüzeyinden elde edilirken en düşük yüzey pürüzlülük değerleri ise AISI D2 çeliği işlenmiş yüzeyinde tespit edilmiştir. Ortaya çıkan bu sonuç iş parçalarının elektrik iletkenlik öz dirençleri ile ilişkilendirilmiştir. Tel elektro erozyon tezgâhından işlenen iş parçaları, elektrik iletkenlik öz dirençleri bakımından karşılaştırıldığında AISI D2 iş parçası malzemesinin elektrik öz direnci düşük iken AISI 304 iş parçası malzemesinin elektrik iletkenlik öz direnci ise daha yüksektir. AISI D2 malzemesinin elektrik öz direnç değerinin AISI 304 paslanmaz çeliğinden daha düşük olması [Tablo 1-2] iş parçasından geçen elektriğin daha iyi iletmesine ve iş parçasının daha iyi tel elektrotla kesilmesine yardımcı olarak yüzey pürüzlülük değerlerinin düşmesine katkı sağlayacaktır.



Şekil 5. Kaplamasız 0,25 ve 0,30 mm çaplı tel elektrotlarla malzeme türüne bağlı olarak yüzey pürüzlülük değişimleri



Şekil 6. Kaplamalı 0,25 ve 0,30 mm çaplı tel elektrotlarla malzeme türüne bağlı olarak yüzey pürüzlülük değişimleri

4 SONUÇLAR

Tel elektro erozyon ile işlemede iki farklı tip malzeme ve soğutma yöntemine bağlı olarak tel elektrot özelliklerinin yüzey pürüzlülüğüne etkisi sonucunda elde edilen bulgular aşağıda verilmiştir.

- Kaplamasız pirinç tel elektrot çapına bağlı olarak elde edilen yüzey pürüzlülük değerlerindeki değişimler incelendiğinde, tel elektrot çapı arttığında yüzey pürüzlülük değerlerinde hem artma hem de azalma olduğu görülmüştür.
- Genel olarak çinko kaplı pirinç tel elektrot çap artışına bağlı yüzey pürüzlülük değerlerinin arttığı tespit edilmiştir.
- 0,25 ve 0,30 mm çapındaki Zn (çinko) kaplamalı ve kaplamasız tel elektrotlar karşılaştırıldığında, en düşük yüzey pürüzlülük değerleri Zn (çinko) kaplı tel elektrotlarla elde edilirken en yüksek yüzey pürüzlülük değerleri ise kaplamasız tel elektrotla elde edilmiştir.
- İş parçası türüne bağlı olarak elde edilen yüzey pürüzlülük değerleri AISI 304 paslanmaz çeliğinin işlenmiş yüzeyinden elde edilirken en düşük yüzey pürüzlülük değerleri ise AISI D2 çeliği işlenmiş yüzeyinde tespit edilmiştir.

5 Kaynakça

- [1] Dabade, U.A., Karidkar, S.S., 2016, “Analysis of response variables in WEDM of Inconel 718 using Taguchi technique”, *Procedia CIRP*, Volume 41, Pages 886-891.
- [2] Klocke, F., Lung, D., Thomaidis, D., Antonoglou, G., 2004, “Using ultra thin electrodes to produce micro-parts with wire-EDM”, *Journal of Materials Processing Technology* Volume 149, Pages 579-584.
- [3] Prasad, NBV, ParameswaraRao, Ch.V.S., Sivanaga MalleswaraRao, S., 2015, “Studies on Wire Selection for Machining with WEDM”, *International Journal of Computer Science Trends and Technology*, Volume 3, Issue 3, Pages 300-303.
- [4] Straka L., Corny I., Pitel, J., 2016, “Properties Evaluation of Thin Microhardened Surface Layer of Tool Steel after Wire EDM”, *Metals*, Volume 6, Issue 95, Pages 1-16.
- [5] Khan, A.A., Ali, M.Bt.M., Shaffiar, N.Bt.M., 2006, “Relationship of Surface Roughness with Current and Voltage During Wire EDM”, *Journal of applied sciences* Volume 6, Issue 10, Pages 2317-2320.
- [6] Sharma, P., Chakradhar, D., Narendranath, S., 2016, “Effect of wire diameter on surface integrity of wire electrical discharge machined Inconel 706 for gas turbine application”, *Journal of Manufacturing Processes*, Volume 24, Pages 170-178.
- [7] Kuriakose, S., Shunmugam, M.S., 2004, “Characteristics of wire-electro discharge machined Ti6Al4V surface”, *Materials Letters*, Volume 58 Pages 2231-2237.
- [8] Newton, T.R., Melkote, S.N., Watkins, T.R., Trejo, R.M., Reister, L., 2009, “Investigation of the effect of process parameters on the formation and characteristics of recast layer in wire-EDM of Inconel 718”, *Materials Science and Engineering A*, Volume 513–514, Pages 208–215.
- [9] Saha, A., Mondal S.C., 2016, “Multi-objective optimization in WEDM process of nanostructured hardfacing materials through hybrid techniques”, *Measurement*, Volume 94, Pages 46-59.
- [10] Manjaiah, M., Narendranath, S., Basavarajappa, S., Gaitonde, V.N., 2015, “Effect of electrode material in wire electro discharge machining characteristics of $Ti_{50}Ni_{50-x}Cu_x$ shape memory alloy”, *Precision Engineering*, Volume 41, Pages 68-77.
- [11] Fard, K.R., Afza R.A., Teimouri, R., 2013, “Experimental investigation, intelligent modeling and multi-characteristics optimization of dry WEDM process of Al–SiC metal matrix composite”, *Journal of Manufacturing Processes*, Volume 15, Pages 483-494.
- [12] Sharma, P., Chakradhar, D., Narendranath, S., 2015, “Evaluation of WEDM performance characteristics of Inconel 706 for turbine disk application”, *Materials and Design*, Volume 88, Pages 558–566.
- [13] Soundararajan, R., Ramesh, A., Mohanraj, N., Parthasarathi N., 2016, “An investigation of material removal rate and surface roughness of squeeze casted A413 alloy on WEDM by multi response optimization using RSM”, *Journal of Alloys and Compounds*, Volume 685, Pages 533-545.
- [14] Alias, A., Abdullaha. B., Abbasa, N.M., 2012, “WEDM: Influence of Machine Feed Rate in Machining Titanium Ti-6Al-4V Using Brass Wire and Constant Current (4a)”, *Procedia Engineering*, Volume 41, Pages 1812-1817.
- [15] Liao, Y. S., Huang, J.T., Su, H.C., 1997, “A study on the machining-parameters optimization of wire electrical discharge machining”, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 71, Pages 487-493.
- [16] Rozenek, M., Kozak, J., Dałbrowski, L., ěubkowski K., 2001, “Electrical discharge machining characteristics of metal matrix composites”, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 109, Pages 367-370.
- [17] Zhang, C., 2014, “Effect of wire electrical discharge machining (WEDM) parameters on surface integrity of nanocomposite ceramics”, *Ceramics International*, Volume 40, Pages 9657-9662.
- [18] Newton T.R., 2008, “Investigation of the effect of process parameters on the formation of recast layer in wire-EDM of Inconel 718”, (Master’s dissertation), Georgia Institute of Technology, Atlanta, Georgia, USA.

7th SESSION

PARAMETER OPTIMIZATION ON SURFACE ROUGHNESS DURING MILLING OF WOVEN KENAF FIBER REINFORCED EPOXY COMPOSITE

Azmi Harun^a, Che Hassan Che Haron^b, Jaharah A. Ghani^c, and Suhaily Mokhtar^d

a, School of Manufacturing Engineering, Universiti Malaysia Perlis, Perlis/MALAYSIA, azmiharun@unimap.edu.my

b, Department of Mechanical and Materials, Faculty of Engineering and Built Environment, Universiti Kebangsaan Malaysia, Selangor/MALAYSIA, chehase@gmail.com.

c, Department of Mechanical and Materials, Faculty of Engineering and Built Environment, Universiti Kebangsaan Malaysia, Selangor/MALAYSIA, jaharahaghani@ukm.edu.my

d, Department of Mechanical and Materials, Faculty of Engineering and Built Environment, Universiti Kebangsaan Malaysia, Selangor/MALAYSIA, suhaily_mokhtar@yahoo.com

Abstract

The surface roughness of a milled woven kenaf fiber reinforced epoxy composite depends on milling parameters such as spindle speed, feed rate and depth of cut. The objective of this study is to investigate the relationship between the milling parameters and their effects on the woven kenaf fiber reinforced epoxy composite. Response Surface Methodology (RSM) was used to determine the number of experiments. In RSM, the first step was to screen the main factor using a 2-level factorial design (3 factors and 2 levels). The experiment has 2³ factorial designs with 4 center points of factor values. In the second step, the Box-Behnken was developed to get the milled woven kenaf fiber reinforced epoxy composite's significant surface roughness response factor. The response for this experiment is surface roughness. Analysis of variance (ANOVA) was then performed to identify the significance of factors. At the end, an optimal setting of milling parameters and modeling equations were obtained from RSM to minimize the surface roughness value. The result shows that spindle speed and feed rate contribute most in affecting the surface roughness of the woven kenaf fiber reinforced epoxy composite. The modeling equation for optimizing surface roughness is in quadratic form.

Keywords: Woven Kenaf Fiber, Box-Behnken, Optimization

1 Introduction

In recent years, natural fiber composite has been strongly promoted in several manufacturing fields due to its good specific strength, light weight, biodegradable nature and low cost. In the automotive field, manufacturers are advised to take the environmental impact into account by considering renewable materials as alternative materials for their production since new laws such as the European Union End of Life Vehicles (ELV) regulations have been introduced [1]. Natural fiber composites are mainly used to make the bumper and door panel of cars. By employing this natural fiber composite, fuel efficiency can actually be enhanced due to great reduction in the car's weight without sacrificing its safety factor [2]. European car manufacturers have already employed natural fiber composite and this trend has started to spread over North America, reaching a 40-50% growth in the natural fiber composite industry during the year 2000 [3].

Kenaf (*Hibiscus Cannabinus*) is the one of the natural fibers that can be found abundantly in Malaysia. Natural fiber has a lower density ($1.2\text{--}1.6\text{ g/cm}^3$) compared to glass fiber (2.4 g/cm^3) which guarantees a lower weight composite [4]. Kenaf fiber can be obtained in three forms which are bast, core and pith. Kenaf bast fiber offers better mechanical properties than the other sections of the plant [5]. Typical applications of kenaf fiber are for rope, twine, paper etc. A researcher had stated that kenaf was previously cultivated for two main reasons which are to absorb nitrogen and phosphorus in the soil and accumulate carbon dioxide at remarkably high rates [6]. Compared to other synthetic fibers, natural fiber causes less damage to cutting tools and less hazard to health and the environment due to its biodegradable properties. Besides, the cost of natural fiber is much lower than synthetic fiber since it is a renewable source. Kenaf fiber reinforced with polymer (epoxy) was then introduced into engineering applications with comparable properties.

Milling is often required to remove the excess material in natural fiber reinforced plastic in order to control its tolerances and surface smoothness [7]. In this research, kenaf fibers are reinforced with epoxy due to ease of handling epoxy resin and its less hazardous nature. The milling process of kenaf fiber composite is done using a Computer Numerical Control (CNC) milling machine with $\varnothing 10\text{mm}$ 4- flutes high speed steel (HSS) cutting tool. The milling operation is for cutting slots on the kenaf fiber reinforced epoxy. After several millings (slotting), the response of surface roughness is analyzed to get the optimum parameters as determined using Response Surface Methodology (RSM). Poor surface roughness can lead to reduction in work piece quality.

Response surface methodology (RSM) is a set of statistical and mathematical modeling which helps in the developing, enhancing and optimizing processes. The measured output is known as response (surface roughness). The investigated parameters are known as factors or variables (spindle speed, feed rate and depth of cut). The objective of RSM is to determination of the optimum setting of the control variable that the result in a maximum or minimum response over a certain region of interest, R [8]. In this research, RSM can be used to investigate the relationships between measured responses and input variables. In RSM, the relationship between responses and variables is normally approximated by polynomial functions while the model parameters are acquired by a number of experiments using a designed experiment [8]. Different combinations of milling parameters and orders of the experiment runs can be obtained using response surface Box-Behnken Design (BBD). The BBD was developed by Box and Behnken. This design provides three levels for each factor and consists of a particular subset of the factorial combination from the 3^k factorial design [8]. BBD are constructed by first combining two-level factorial designs with incomplete block designs (IDB) and then adding a specified number of replicated center point [10]. The experimental results are then analyzed using the Design Expert software. Design Expert can screen for vital factors, determine ideal parameters/ process settings and develop modeling equations in order to achieve better performance and provide optimal formulations for products.

2 Experimental

2.1 Material Preparation

The kenaf fiber reinforced epoxy composites were prepared by a company in the natural fiber industry (AutoComposite) using the compress vacuum assisted resin transfer molding method. The kenaf fiber was obtained in the woven form from the bast part. This is because the bast section of a kenaf plant offers better mechanical properties. The polymer matrix used was thermoset epoxy resin which has excellent corrosion

resistance, good adhesion to fiber and gives better surface finishing. Moreover, epoxy resin causes fewer hazards to the environment compared to other plastics since it does not produce toxic gases like styrene [11]. The kenaf fibers reinforced epoxy panel has dimensions of 130mm X 90mm X 8mm in board form which was then cut into small work pieces with dimensions of 75mm X 30mm X 8mm (Figure 1). Figure 2 illustrates the milling process and direction on the kenaf fiber reinforced epoxy composite work pieces. Table 1 shows the properties of the kenaf fiber and epoxy used in this research.

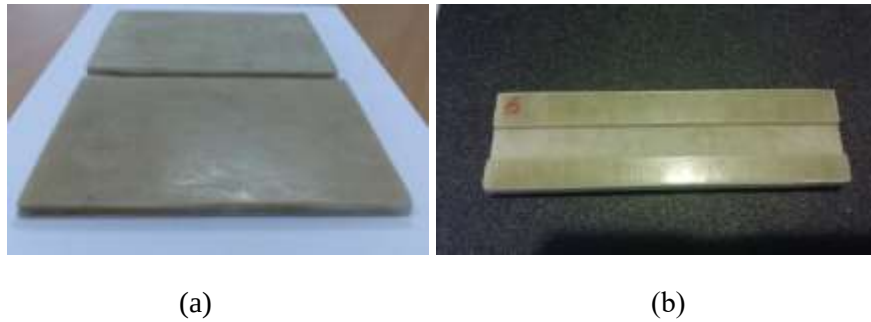


Figure 1: Kenaf fiber reinforced epoxy composite; (a) Panel form, (b) workpiece form.

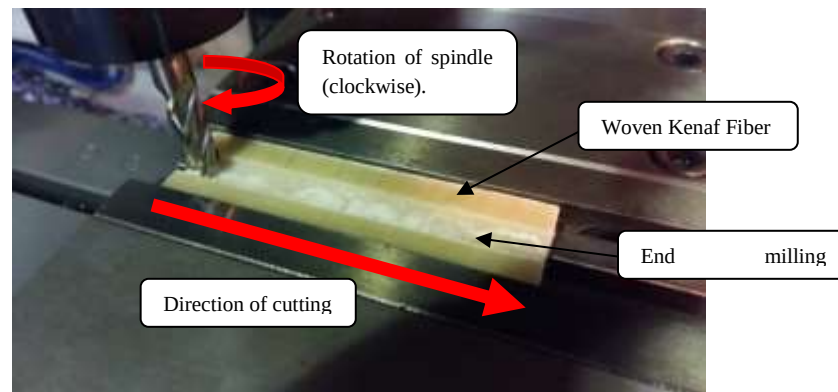


Figure 2: Illustration of end milling operation on the woven kenaf fiber reinforced epoxy composite.

2.2 Milling Parameter

Various researchers claim that cutting speed, feed rate and depth of cut are the most important factors in the machining of fiber reinforced epoxy composites. Hence, this research was conducted based on these parameters so that an obvious comparison with previous studies can be shown. A research done by Babu et al. was found to be quite similar to this research and mainly discussed about the effects of machining parameters on milled natural fiber reinforced plastic composites[12] (Table 1). So, the milling parameters' settings in this research were based on Babu et al.'s research since they had studied the machining of natural fiber composites. The unit used for spindle speed was rpm, while the unit used for feed rate was mm/min. Only one parameter which is the depth of cut was changed to 2 levels compared to the depth of cut used in Babu et al.'s research which is 2mm [12]. Response Surface Methodology (RSM) was used to analyze the data and determine the optimization parameter for the surface roughness value. The Response surface's Box-Behnken chose 17 experiment runs, including 5 runs for the center point. 3 parameters were used in this research; spindle speed, feed rate and depth of cut with 2 levels which are low and high using the Design Expert 7.0 software (Table 2).

Table 1: Parameters used in previous research [12].

Milling parameters	Levels	
	Low	High
Spindle speed (m/mm)	16	32
Feed rate (mm/rev)	0.10	0.30
Depth of cut (mm)	2	

Table 2: Parameters used in this research.

Milling parameters	Levels		Convert to	Milling parameters	Levels	
	Low	High			Low	High
Spindle speed (m/mm)	16	32		Spindle speed (rpm)	500	1000
Feed rate (mm/tooth)	0.10	0.3		Feed rate (mm/min)	200	1200
Depth of cut (mm)	2			Depth of cut (mm)	1	3

2.3 Measurement of Surface Roughness

The surface roughness results were obtained after the milling operation (slotting). The surface roughness of milled kenaf composites was measured using a surface roughness tester Mitutoyo CS-3000 525-780E-1 (Figure 3). The bottom area of slotting was measured on the slotted kenaf composites for surface roughness and its average (R_a) were recorded in Table 4 for 2-level factorial design and Table 5 for Box-Behnken Design. In this research, the surface roughness value of the bottom surface of slotting is divided into four (4) areas with five (5) points for each area. Figure 4 show the schematic illustration used for collecting data on surface roughness.

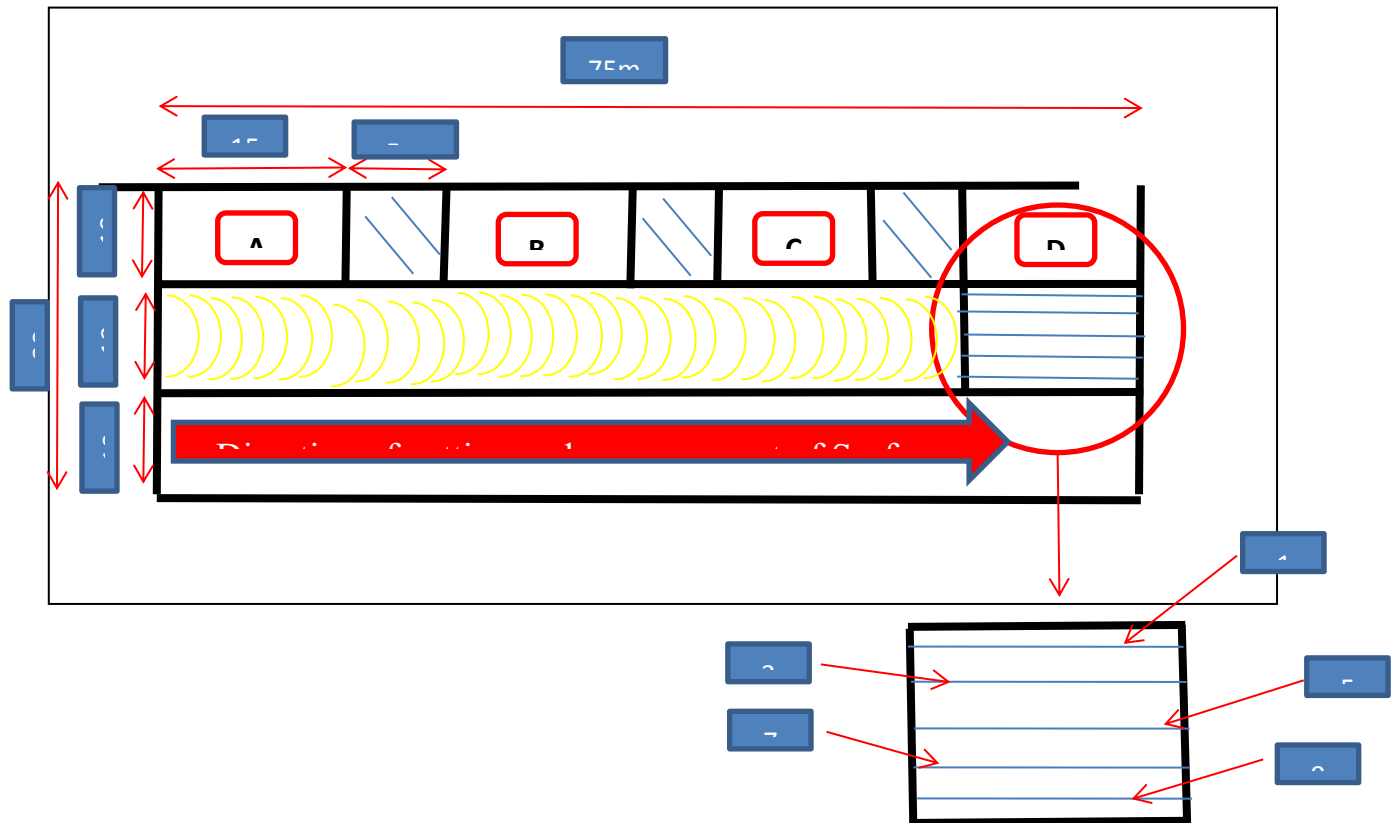


Figure 4: Illustration of schematic measurement of Surface Roughness.

Table 3: Example data collection of Surface Roughness value.

Sampel	Spindle Speed (rpm)	Feed Rate (mm/min)	Depth of Cut (mm)	R _a (μm)	Sample Areas			
					A	B	C	D
1	500	200	2	MA1	9.211	6.669	8.254	9.389
				MA2	8.335	6.45	7.428	9.175
				MA3	8.157	5.763	5.134	8.106
				MA4	6.171	4.25	4.118	7.22
				MA5	6.924	5.026	5.325	7.581
				Average	7.7596	5.6316	6.0518	8.2942
6.9343								

3 Results and Discussion

3.1 Surface Roughness

The surface roughness (R_a) of the woven kenaf reinforced epoxy composite workpiece was determined using surface roughness tester (Mitutoyo CS-3000 525-780E-1). The workpiece was divided into four regions/areas (Figure 4 and Table 3) for surface roughness measurement and the average of them was taken as the response. The results are recorded in Table 4 for 2-Level Factorial Design (2^3) and Table 5 for Box-Behnken Design.

Table 4: Experimental result of surface roughness (R_a) based on 2-Level Factorial Design (2^3).

Sample	Spindle Speed (rpm)	Feed Rate (mm/min)	Depth of Cut (mm)	R_a (μm)
1	500	200	1	6.701
2	1000	200	1	6.038
3	500	1200	1	6.338
4	1000	1200	1	7.835
5	500	200	3	4.581
6	1000	200	3	5.362
7	500	1200	3	3.934
8	1000	1200	3	6.183
9	750	700	2	7.498
10	750	700	2	7.765
11	750	700	2	7.951
12	750	700	2	7.35

Table 5: Experimental result of surface roughness (R_a) based on Box-Behnken Design.

Sample	Spindle Speed (rpm)	Feed Rate (mm/min)	Depth of Cut (mm)	R_a (μm)
1	500	200	2	6.934
2	1000	200	2	7.404
3	500	1200	2	7.41
4	1000	1200	2	6.203
5	500	700	1	6.773
6	1000	700	1	7.234
7	500	700	3	7.467
8	1000	700	3	6.383
9	750	200	1	7.576
10	750	1200	1	7.697
11	750	200	3	7.632
12	750	1200	3	7.132
13	750	700	2	7.35
14	750	700	2	7.498
15	750	700	2	7.981
16	750	700	2	7.765
17	750	700	2	7.988

3.2 Response Surface Methodology

3.2.1 Analysis of Variance (ANOVA) of Surface Roughness

First Step : Screening Design, 2-Level Factorial Design

The collected results were then analyzed using ANOVA to seek the significant factors that affect the surface roughness in milling woven kenaf reinforce composite. Table 6 shows the result of ANOVA for surface roughness. The null hypothesis is the factor has no significant effect on surface roughness. The null hypothesis is failed to reject if the p-value is more than 0.05. The Model F -value of 20.90 implies the model is significant. There is only a 1.5% chance that a "Model F-Value" this large could occur due to noise. In this case A, C, and AB are significant model terms. Values greater than 0.1000 indicates the model terms are not significant. From the ANOVA, it can be seen that factor B, AC and BC are not significant due to the p-value exceeds 0.05 (even exceeds 0.1). This means that the factor AC and BC can be eliminated. Thus, a new ANOVA had been conducted based on the factor A, B, C, and AB. The factor B cannot be ignored because this factor is the prime factor of this research. And, the existence of factor AB is still needed.

Table 6: ANOVA of factors for optimizing surface roughness

Source	Sum of Squares	df	Mean Squares	F Value	p-value Prob > F	
Model	10.56	7	1.51	20.90	0.0150	significant
A- Spindle Speed	1.87	1	1.87	25.85	0.0147	
B-Feed Rate	0.32	1	0.32	4.48	0.1247	
C-DOC	5.87	1	5.87	81.28	0.0029	
AB	1.65	1	1.65	22.79	0.0175	
AC	0.60	1	0.60	8.35	0.0630	
BC	0.20	1	0.20	2.75	0.1959	
ABC	0.06	1	0.06	0.83	0.4297	
Curvature	8.35	1	8.35	115.64	0.0017	significant
Pure Error	0.22	3	0.07			
Cor Total	19.13	11				

Table 7 illustrates the new ANOVA after reduction of factor AC, BC and ABC. The Model F-value of 13.51 implies the model is significant. There is only a 0.37% chance that the null hypothesis could occur due to noise. The null hypothesis was rejected and there are factors affecting the surface roughness. In this case A, C and AB are significant model terms. Values greater than 0.1000 indicate the model terms are not significant. If there are many insignificant model terms (not counting those required to support hierarchy), model reduction may improve the model. The "Curvature F-value" of 46.49 states that there is a significant curvature (as measured by difference between the average of the center points and the average of the factorial points) in the design space. There is only a 0.05% chance that a "Curvature F-value" this large could occur due to noise. This means there is a possibility for practicing RSM. The "Lack of Fit F-value" of 3.98 shows that the Lack of Fit is not significant relative to the pure error. There is a 14.36% chance that a "Lack of Fit F-value" this large could occur due to noise. This is good since it means the model is fit enough.

Table 7: New ANOVA after reduction the not significant factors of surface roughness.

Source	Sum of Squares	df	Mean Squares	F Value	p-value Prob > F	
Model	9.70	4	2.43	13.51	0.0037	significant
A-Spindle Speed	1.87	1	1.87	10.39	0.0181	
B-Feed Rate	0.32	1	0.32	1.80	0.2283	
C-DOC	5.87	1	5.87	32.67	0.0012	
AB	1.65	1	1.65	9.16	0.0232	
Curvature	8.35	1	8.35	46.49	0.0005	significant
Residual	1.08	6	0.18			
Lack of Fit	0.86	3	0.29	3.98	0.1434	not significant
Pure Error	0.22	3	0.07			
Cor Total	19.13	11				

Second Step : Box-Behnken Design

Table 8 demonstrates the sequential model sum of squares. To select the most suitable model, highest order polynomial was always preferred and the model must not be aliased. Table 9 illustrates lack of fit tests for modeling equations. The insignificance of lack of fit means the model is fit enough to continue the constructing equation for optimization. The quadratic model is suggested since the p-value shows no significant (< 0.05) which shows the model is fit enough.

Table 8: Sequential Model Sum of Squares.

Source	Sum of Squares	df	Mean Squares	F Value	p-value Prob > F	
Mean vs Total	908.08	1	908.08			
Linear vs Mean	0.56	3	0.19	0.61	0.6187	
2FI vs Linear	1.56	3	0.52	2.17	0.1550	
Quadratic vs 2FI	2.00	3	0.67	12.01	0.0038	Suggested
Cubic vs Quadratic	0.06	3	0.02	0.25	0.8597	Aliased
Residual	0.33	4	0.08			
Total	912.58	17	53.68			

Table 9: Lack of Fit Tests.

Source	Sum of Squares	df	Mean Squares	F Value	p-value Prob > F	
Linear	3.62	9	0.40	4.90	0.0702	
2FI	2.06	6	0.34	4.19	0.0934	
Quadratic	0.06	3	0.02	0.25	0.8597	Suggested
Cubic	0.00	0				Aliased
Pure Error	0.33	4	0.08			

The collected results were then analyzed using analysis of variance (ANOVA) and the data is displayed in Table 10. The Design Expert software was used to conduct the ANOVA and plot the interaction graphs of the surface roughness value. The null hypothesis of this experiment is that the factor has no significant effect on the surface roughness of milled kenaf composite materials. Using a confidence level of 95%, the factors are significant on surface roughness if the p-value is less than 0.05 (reject null hypothesis).

"Prob> F" values of less than 0.05 indicate that the sources are significant. The Model F-value of 11.24 implies that the model is significant. There is only a 0.06% chance that a "Model F-Value" (null hypothesis) this large could occur due to noise. There are factors which are significant in affecting surface roughness. In this case, the interaction AB (p-value = 0.0032) and AC (p-value = 0.0094) are significant model terms and have the largest contribution in effecting kenaf composites. However, factor B and C are not so significant (p-value>0.05) and cannot be eliminated since they are the main factors. These 2 factors cannot be eliminated due to the existence of AB and AC which include the factors B and C. The graphs of surface roughness value versus AB and AC interactions were plotted in Figures 5 and 6. The "Lack of Fit F-value" of 0.52 implies that the Lack of Fit is not significant due to error. There is a 77.70% chance that a "Lack of Fit F-value" this large could occur due to noise. A non-significant lack of fit is good.

Table 10: ANOVA result of factors for Surface Roughness (Quadratic model).

Source	Sum of Squares	df	Mean Squares	F Value	p-value Prob > F	
Model	3.92	6	0.65	11.24	0.0006	significant
A-S.Speed	0.30	1	0.30	5.10	0.0476	
B-Feed Rate	0.21	1	0.21	3.54	0.0892	
C-DOC	0.06	1	0.06	0.95	0.3519	
AB	0.86	1	0.86	14.82	0.0032	
AC	0.60	1	0.60	10.26	0.0094	
Residual	0.58	10	0.06			
Lack of Fit	0.25	6	0.04	0.52	0.7770	not significant
Pure Error	0.33	4	0.08			
Cor Total	4.50	16				

Figure 5 shows the effect of AB interaction on surface roughness at a low level of 200 mm/min (black line) and a high level of 1200 mm/min (red line) of Feed Rate while the depth of cut remain 2 mm. The surface roughness decreases at high spindle speed and low feed rate. Meanwhile, the surface roughness value will increase at lower spindle speed and higher feed rate. This interaction curve graph shown spindle speed value not evenly decreases with high level of feed rate for better surface roughness value. Same with interaction line between spindle speed and low level of feed rate were the spindle speed not evenly increase for worse surface roughness value. In terms of good surface roughness, every milled work piece has to be milled repeatedly and evenly. At a low feed rate, the process fails to do so and produces a rough surface on the work pieces. The result is similar with findings by G. D. Babu et al. (2013) who claimed that surface roughness decreases as spindle speed increases, whereas a low feed rate contributes the most in obtaining a good surface finish in milling other natural fibers such as Hemp, Jute, and Banana [12].

Meanwhile, interaction AC (Figure 6) shows a same graph pattern with AB. The black line indicates the low level of cut at 1mm, and the red line indicates the high level of cut at 3 mm (Feed rate 700). This interaction shows that high spindle speed and low depth of cut will decrease the surface roughness value. Meanwhile, lower spindle speed and higher depth of cut will increase the surface roughness value. The result from this study was also compared with other synthetic fibers such as carbon fiber and glass fiber in research done by J. Paulo Davim and Pedro Reis, (2005) [13]. They found that Ra increases with feed rate and decreases with cutting velocity, i.e. with a higher cutting velocity and lower feed rate, it is possible to obtain a better surface finish for both carbon fiber and glass fiber [14]. Although the depth of cut shows least significance, it still plays an essential role in affecting surface roughness but not in a critical way. These phenomena happen because the layer of woven kenaf fabric not straight and smoothly condition in the composite materials. When the cutting tools travel for milling the materials, have the area are milled with resin only, but some area are milled with woven fiber only. The data reading in the areas area milled with resin only give the low value for surface roughness. While the surface areas are milled with woven fiber give the high value of surface roughness.

In conclusion, a higher percentage contribution gives a significant impact on the surface roughness. The residual error or percentage error is the error that may occur during the measurement of the surface roughness. Besides, the error also gives a significant impact for the measurement of R_a value. The error of measurement occurs because of the composition of the material is not in uniform condition. Other than that, it also due to the resin exists on the machined surface because increasing temperature when the tool is contact the workpiece or specimen surface in the condition of high spindle speed and feed rate. This study shown the spindle speed is the most factor contribute to surface roughness value in milling woven kenaf fiber reinforce epoxy composite materials.

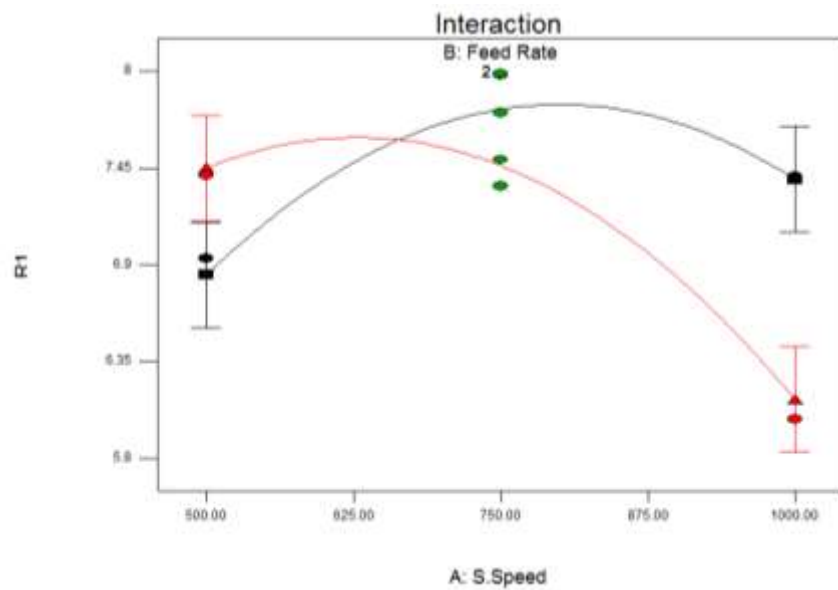


Figure 5: Effect of AB interaction on Surface Roughness.

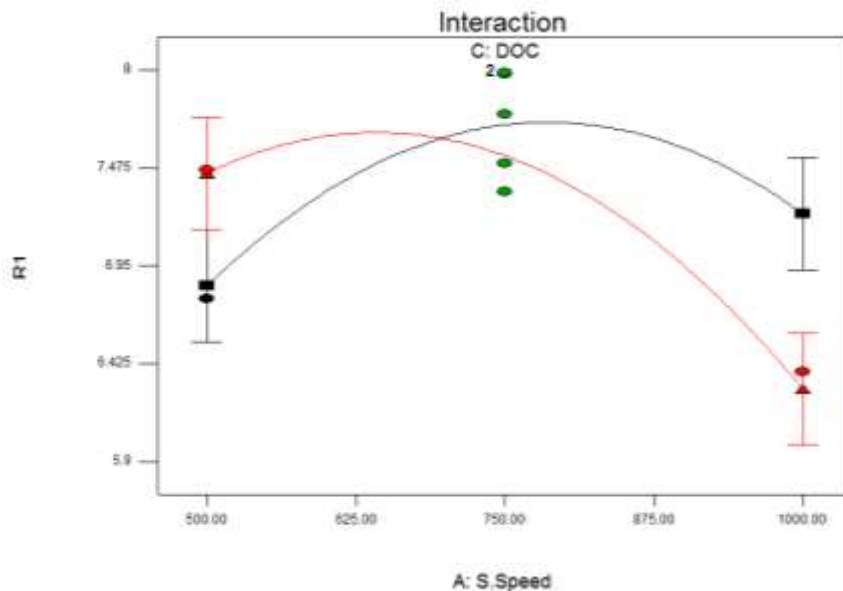


Figure 6: Effect of AC interaction on Surface Roughness.

3.2.2 Modelling equation for optimization of surface roughness

The Design Expert software was used to predict the optimum milling parameters and estimate the coefficient for the modelling equation. The suggested optimum parameters are 1000 rpm spindle speed, 1200 mm/min feed rate and 3 mm depth of cut. The predicted surface roughness is 5.98 μm with a range between 5.29 μm to 6.68 μm . This means that the optimum parameters are valid if the response (R_a) is located at the range. The linear modelling equation for the optimization of milling parameters for minimizing surface roughness is shown in equation (1).

$$\text{Surface Roughness, } R_a = -1.71182 + 0.021020*A + 2.4645 \times 10^{-3}*B + 1.07550*C - 3.71400 \times 10^{-6}*A*B - 1.54500 \times 10^{-3}*A*C - 1.07333 \times 10^{-5}*A^2 \quad (1)$$

Where;

A= spindle speed (rpm)

B= feed rate (mm/min)

C= depth of cut (mm) in terms of actual value.

3.2.3 Confirmation Tests

In order to verify the suggested optimum parameters and the modelling equations, confirmation tests were conducted. The suggested milling parameters for optimizing surface roughness and delamination are the same at 1000 rpm spindle speed, 1200 mm/min feed rate and 3 mm depth of cut. These parameters were rounded off for ease of machining. Table 11 shows the percentage error between calculated R_a using equation (1) and the measured R_a . The measured R_a was located at the prediction range (5.29 μm – 6.68 μm) and the percentage error was only 5.89%. These proved that both suggested optimum milling parameters and modelling equations are valid.

Table 11: Percentage error between calculated and measured R_a

Spindle Speed	Feed Rate	Depth of Cut	Predicted	Theory	Measurement	%Error
1000 rpm	1200 mm/min	3 mm	5.939 μm	5.668 μm	6.023 μm	5.89%

4 Conclusion

The suggested optimum milling parameters in this research for the minimization of surface roughness are 1000 rpm spindle speed, 1200 mm/min feed rate and 3 mm depth of cut (rounded off). For the optimization of surface roughness, the ANOVA of data showed a significant model and not a significant lack of fit. This indicates that the quadratic modeling equation is fit enough to express optimization. In this study, spindle speed and feed rate affects surface roughness the most as compared to depth of cut. A low feed rate promises minimum surface roughness. Spindle speed does not significantly affect surface roughness. However, a high spindle speed tends to favor a good surface finishing. The effect of depth of cut on surface roughness is not displayed clearly. Nevertheless, a low depth of cut is believed to produce products with good surface finish.

References

- [1] M.M. Davoodi, S.M. Sapuan, D. Ahmad, A. Ali, A. Khalina, and M. Jonoobi, "Mechanical properties of hybrid kenaf / glass reinforced epoxy composite for passenger car bumper beam," *Mater. Des.*, vol. 31, no. 10, pp. 4927–4932, 2010.
- [2] S. Jeyanthi and J.J. Rani, "Improving mechanical properties by kenaf natural long fiber reinforced Composite for Automotive Structures," vol. 15, no. 3, pp. 275–280, 2012.
- [3] D. Rouison, M. Sain, and M. Couturier, "Resin transfer molding of natural fiber reinforced composites: cure simulation," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 64, no. 5, pp. 629–644, Apr. 2004.
- [4] M. Huda, L. Drzal, A. Mohanty, and M. Misra, "Chopped glass and recycled newspaper as reinforcement fibers in injection molded poly(lactic acid) (PLA) composites: A comparative study," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 66, no. 11–12, pp. 1813–1824, Sep. 2006.
- [5] M. Zampaloni, F. Pourboghrat, S.A. Yankovich, B. N. Rodgers, J. Moore, L. T. Drzal, A. K. Mohanty, and M. Misra, "Kenaf natural fiber reinforced polypropylene composites : a discussion on manufacturing problems and solutions," *Compos. Part A*, vol. 38, pp. 1569–1580, 2007.
- [6] H.M. Akil, M.F. Omar, A.A.M. Mazuki, S. Safiee, Z.A.M. Ishak, and A.A. Bakar, "Kenaf fiber reinforced composites : a review," *Mater. Des.*, vol. 32, pp. 4107–4121, 2011.
- [7] S. Jahanmir, M. Ramulu, and P. Koshy, *Machining of ceramics and composites*, 1sted. New York: Marcel Dekker, 2000, pp. 267–293.
- [8] Andre I. Khuri and Siuli Mukhopadhyay, *Response surface methodology*, Sons. IncWIREs *Comp Stat* 2010 volume 2, 128-149.
- [9] M. Alauddin, M.A. El Baradie, and M. S.J. Hashmi, "Prediction of tool life in end milling by response surface methodology," *J. Mater.Process. Technol.*, vol. 71, no. 3, pp. 456–465, Nov. 1997.
- [10] Mark J. Anderson and Patrick J. Whitcomb, *RSM Simplified, Optimization Processes Using Response Surface Methodology for Design of Experiments*, Production Press, New York, 2005.
- [11] N.A.K. Hafizah, M.W.Hussin, M.Y. Jamaludin, M.A.R. Bhutta, M. Ismail, and M. Azman, "Tensile behaviour of kenaf fiber reinforced polymer composites," *J. Teknol.*, vol. 3, pp. 11–15, 2014.

- [12] G.D. Babu, K.S. Babu, and B.U.M. Gowd, "Effect of machining parameters on milled natural fiber-reinforced plastic composites," *J. Adv. Mech. Eng.*, pp. 1–12, 2013.
- [13] J.P. Davim and P. Reis, "Damage and dimensional precision on milling carbon fiber-reinforced plastics using design experiments," *J. Mater.Process. Technol.*, vol. 160, no. 2, pp. 160–167, Mar. 2005.
- [14] J.P. Davim, P. Reis, and C. ConceiçãoAntónio, "A study on milling of glass fiber reinforced plastics manufactured by hand-lay up using statistical analysis (ANOVA)," *Compos. Struct.*, vol. 64, pp. 493–500, 2004.

AN ARTIFICIAL NEURAL NETWORK BASED POWER PREDICTION MODEL FOR ROUGH CUTTING OF AISI 304

Gökberk SERİN¹, Müge KAHYA², Murat ÖZBAYOĞLU³, Hakkı Özgür ÜNVER⁴

¹TOBB University of Economics and Technology, Department of Mechanical Engineering, Söğütözü Street No:43, Söğütözü/ANKARA/TURKEY, gserin@etu.edu.tr

²TOBB University of Economics and Technology, Department of Mechanical Engineering, Söğütözü Street No:43, Söğütözü/ANKARA/TURKEY, m.kahya@etu.edu.tr

³TOBB University of Economics and Technology, Department of Computer Engineering, Söğütözü Street No:43, Söğütözü/ANKARA/TURKEY, mozbayoglu@etu.edu.tr

⁴TOBB University of Economics and Technology, Department of Mechanical Engineering, Söğütözü Street No:43, Söğütözü/ANKARA/TURKEY, hounver@etu.edu.tr

Özet

Serbest form yüzeylerine sahip çark gibi karmaşık geometrilerin işlenebilmesi için beş-eksen işleme özelliğine sahip gelişmiş takım tezgahları gerektirir. Çark parçasının kanat formları emme ve basınç yüzeylerine sahiptirler ve bu yüzeyler arasında taç yüzeyleri bulunmaktadır. İmpeller parçasının taç yüzeylerinin kaba kesimleri sırasında kaldırılan talaş emme ve basınç yüzeylerinin ince talaş kaldırma işlemleri sırasında kaldırılan talaş miktarından çok daha fazladır. Bu yüzden kaba kesim sırasında ihtiyaç duyulan güç miktarının, impeller parçasının tamamının imal edilebilmesi için ihtiyaç duyulan toplam güç miktarı üzerinde etkisi çok fazladır ve bir impeller parçasının üretim maliyetini büyük ölçüde etkiler. Bu makalede, malzemesi AISI-304 paslanmaz çelik olan impeller parçasının talaşlı imalat sırasında ihtiyaç duyulan güç miktarının ve işleme süresinin tahmin modelleri yapay sinir ağları (YSA) yöntemi kullanılarak oluşturulmuştur. Tahmin modellerini oluşturabilmek amacıyla merkezi kompozit tasarımı kullanılarak deney tasarımı yapılmıştır ve hazırlanan deney tasarımına göre deneyler gerçekleştirilmiş elde edilen verilerle tahmin modelleri eğitilmiştir. Deneyler sırasında kullanılan girdi parametreleri, kesme derinliği (a_p), yanal kayma (a_e), kesme hızı (V_c) ve diş başına ilerleme (f_z)'dir. Makinanın çektiği güç ve işleme süresi de çıktı parametreleridir. Son olarak kaba talaş için harcanan süre ve istenen güç için amaç fonksiyonları oluşturulmuş ve bir etkili bir çok-amaçlı eniyileme yöntemi olan parçacık sürü optimizasyonu (PSO) ile modellenmiştir.

Anahtar kelimeler: Frezeleme İşlemi, Güç Gerekсинimi, AISI-304 Paslanmaz Çelik, Yapay Sinir Ağları

Abstract

Machining of an impeller having multiple free-form surfaces requires advanced machine tools with five-axis machining capability. An Impeller has multiple blades with suction and pressure surfaces and hub surface between them. Usually, rough cut of this hub cavity between two blades, removes more material than finish cuts of blade surfaces. Hence, it is more significant in terms of energy demand, and it influences economics of impeller manufacturing to a great extent. In this paper, prediction models of the power required and the machining time during the rough cut of impeller from AISI 304 has established using Artificial Neural Network (ANN). The Central Composite Design (CCD) was used for design of experiments to generate the data for training ANN. The control parameters of the experiments were specified as depth of cut (a_p), stepover (a_e), cutting speed (V_c), and feed per tooth (f_z). Measured output parameters were the power demand and the machining time. Finally, objective functions for time and power load of rough cut machining has been generated using RSM models, and they are optimized by Particle Swarm Optimization (PSO) which is an effective multi-objective optimization method.

Keywords: Rough cut milling, Power Requirement, AISI 304, Artificial Neural Network

1 Introduction

Economic and environmental pressures have been rapidly building up for manufacturing companies in recent years; hence energy consumption has been receiving more attention in many industries. In order to save on energy during manufacturing, it is necessary to save both time and total power demand during a manufacturing process. Furthermore, the total power required and total manufacturing time for parts produced for high-tech industries have increased day by day, because of demanding part properties such as high dimensional accuracy and good surface quality. The machining time spent and the total power required to manufacture a complex part like impeller is quite high, which will lead to high total energy consumption as well. If both the total power and the total machining time are reduced, the energy consumption would obviously lower as well. However, it is well known that higher cutting speed, depth of cut, stepover and feed per tooth reduce machining time but increase total power requirement. Thus, it is not possible to decrease them simultaneously. More smart approach would be to find common ground between the two, as the total power requirement and the total machining time can be optimized to reduce overall energy consumption and finish the part within reasonable amount of time.

Milling is one of the most commonly used machining processes in many industries. Milling operations of high-strength materials such as AISI 304 is difficult. Manufacturing of complex parts like impeller from AISI 304 stainless steel inherently possess many difficulties. For this reason, complex and powerful machine tools are required to manufacture impeller from AISI 304. 5-axis machine tools are commonly used for especially finish cutting of complex parts like impeller. Achieving good surface quality after the finish operation of the impeller depends on quality of rough cutting. If the part geometry manufactured during the rough cutting is close to final product, good surface quality and higher dimensional accuracy can be attained with the finish cutting. Also, the machining time and power spent during the rough cutting influence total machining time and total power spent during all machining operation for complex parts [1]. Thus, the rough cutting of complex parts like impeller becomes important stage of all manufacturing to obtain better quality part efficiently with minimum energy consumption.

Modelling, characterizing and reducing energy consumption has been studied by many scholars worldwide for more than a decade. The most important of the studies on energy consumption is energy estimation model developed by Gutowski et al. [2] that distinguishes idle and cutting consumption of machine. In accordance with this model, total power has been calculated using idle required power and the multiplication of machining constant (k) and the material removal rate. Many model-based and experimental studies have been carried out since Gutowski's model. In many experimental studies, it is seen that Taguchi method and surface response method are mostly used. Altintas et al. [3] have developed new model that predict energy consumption during the milling operation of workpieces which has different properties by utilizing the STEP AP 224 protocol. In their study, energy consumption of machine tool was modelled. The effects of the process parameters on energy consumption were examined by utilizing central composite design from response surface methods (RSM) and variance analysis. After that, appropriate process parameters were determined to obtain lower energy consumption. Uluer et al. [4] has studied on energy-focused part design and process plan in Arcelik A.S. by determining the embedded energy of mechanical parts using ISO / STEP 10303-224 application protocol. The discrete event system simulation has been used to model energy consumption and scenarios based on design and operation for reducing energy consumption has been identified. Newman et al. [5] have developed theoretical system by evaluating computer-aided manufacturing planning and energy efficiency together in machining. In their study, milling is preferred as a case study and different output parameters such as the change of energy consumption according to cutting

depth are also examined. In the Moradnazhad and Unver's study, [6] generic energy model of AP 224 features for Mazak Integrex I200-ST turn-mill machine tool has been developed. The developed energy model aimed to predict the energy consumption of complex parts during the turn-mill operations. The prediction of energy consumption has been modelled using RSM for turn-mill features. The depth of cut (mm), feed (mm/rev) and cutting speed (m/min) were selected as input parameters for prediction model. Moreover, analysis of the results of the experiments was performed with Analysis of Variance (ANOVA). Another study has been performed by Aggarwal et al. [7] to minimize power consumption in turning operations of AISI P-20 tool steel. The response surface method and Taguchi method have been used to reveal effects of the cryogenic cooling on power consumption. The research carried out by Bhushan [8] has aimed to minimize the power consumption and maximize tool life for turning operations of 7075 Al alloy. In this study, the effects of the cutting speed(m/min), feed rate(mm/rev), depth of cut (mm) and nose radius (mm) on power consumption and tool life have been optimized using RSM. This study has proved to reduce power consumption by 13.55 % and increase tool life by 22.12%. In the Bagaber and Yusoff's study [9], the power consumption, surface roughness and tool wear during turning operation have been modelled using RSM for stainless steel. As a result of optimization, 4.71 %, 13.98 % and 13.94 % reduction for respectively surface roughness, tool wear and power consumption have been achieved.

There are also studies focusing on the machining of complex parts in the literature. Arriaza et al. [10] have developed the model of the trade-off analysis between energy consumption and machining time during machining of impeller from aluminium 7075. The feed rate, spindle speed, depth and width of cut were determined as input parameters. According to this study, feed rate is the most important among input parameters to balance the relationship between the machining time and energy consumption. Lim [11] aimed to increase the productivity of impellers manufactured by five-axis machine tools by minimizing rough cutting time and optimizing cutting parameters such as feed rate (mm/min), step-over (%), step-down(%). The response surface method has been used in accordance with this purpose. In the study of Bouaziz et al. [12] the estimation system based on semi-analytic approach of the machining cost of die has been developed. The total machining time has been modelled and optimized in order to reduce the machining cost.

In this study, rough cut machining experiments with AISI 304 were performed using a 5-axis machine tool. The stepover, the depth of cut, feed per tooth and cutting speed were selected as input parameters and the central composite design was determined as design of experiment method. Output variables measured of this study were the machining time and power. Variance analysis was performed using the data and 3D-response surface graphs were generated via MINITAB TM. Also, the prediction model of the machining time consumed and power required has been established using ANN. 3D-surface graphs were drawn by using the values obtained by ANN model in MATLABTM. Finally, Particle swarm optimization method has been used to optimize the objective functions of the machining time and power by utilizing prediction models obtained by RSM.

2 Design of Experiment

Response Surface Method (RSM) is a method that makes clear when analysing the relationship between process parameters and responses. Design of the Experiments (DOE) using RSM gives change to create special experimental points in the convenient range of the parameters. Thus, interaction between input parameters and responses could be explicitly observed. Vining and Kowalski [13] also point out that the RSM is one of the popular methods used to optimize the process. RSM is a mixture of mathematical and statistical techniques. This method is particularly advantageous if the process to be investigated is under the influence of more than one parameter and the goal is to optimize the output(s) of the process [14].

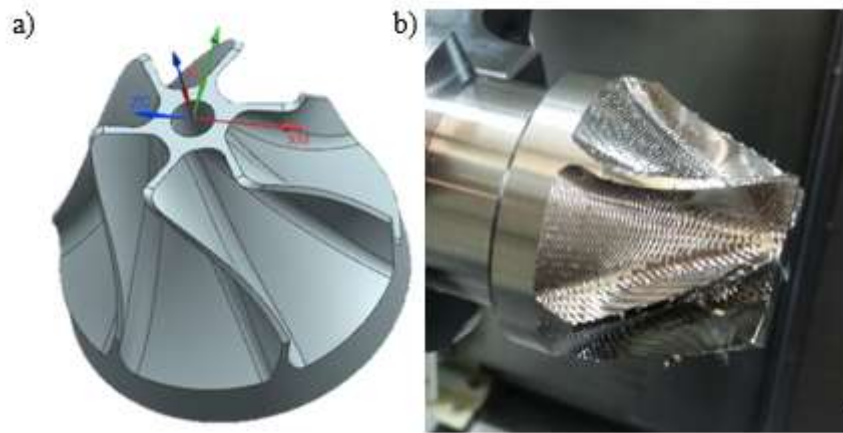


Figure 1: a) The 3D CAD model of the impeller b) An AISI-304 impeller after rough cut

Central Composite Design (CCD) is one of the choices for implementation of RSM. In this study, CCD is constituted in order to obtain DOE of the rough cutting of Impeller as shown in figure 1. Process input parameters are selected as depth of cut (a_p), stepover (a_e), feed per tooth (f_z) and cutting velocity (V_c). As responses required power (W) and the duration of the process (s) have been measured. Experiments were performed on Mazak Integrex i200-st turn-milling machine tool using AISI 304 stainless steel. JS553080Z3.0-SIRON-A coded 8mm diameter end mill manufactured by SECO, has been used as the cutting tool. This is a coated carbide tool, recommend for high depth, rough cutting. The power required during the experiments has measured with a smart meter (SOCOMECD-Diris A40) connected to the local area network, collects power load of the machine tool with 1 second intervals and transfers it to a PC via LAN. Table 1 illustrates the DOE of Central Composite Design and the results of the experiments.

Experiment No.	Stepover (mm)	Depth of cut (mm)	Feed per tooth (mm/tooth)	Cutting speed(m/min)	Power(W)	Duration(s)
1	2,25	1	0,044	75	6310	531
2	2,25	1,75	0,044	87	6415	265
3	3	1,75	0,044	75	6425	272
4	2,25	1,75	0,038	75	6311	353
5	2,25	1,75	0,05	75	6470	270
6	2,25	2,5	0,044	75	6471	217
7	1,5	1,75	0,044	75	6378	363
8	2,25	1,75	0,044	63	6365	363
9	2,25	1,75	0,044	75	6385	306
10	2,25	1,75	0,044	75	6389	306

11	1,875	1,375	0,047	81	6382	362
12	1,875	1,375	0,047	69	6360	424
13	2,625	2,125	0,047	81	6496	195
14	1,875	1,375	0,041	69	6290	485
15	2,625	1,375	0,047	81	6423	313
16	1,875	2,125	0,047	69	6440	269
17	2,625	2,125	0,041	69	6403	261
18	2,625	1,375	0,041	81	6342	357
19	2,25	1,75	0,044	75	6392	306
20	2,25	1,75	0,044	75	6389	306
21	2,625	2,125	0,047	69	6475	228
22	1,875	1,375	0,041	81	6310	414
23	1,875	2,125	0,047	81	6465	230
24	1,875	2,125	0,041	81	6395	263
25	1,875	2,125	0,041	69	6370	308
26	2,625	1,375	0,047	69	6392	366
27	2,25	1,75	0,044	75	6390	306
28	2,25	1,75	0,044	75	6391	306
29	2,625	2,125	0,041	81	6428	223
30	2,625	1,375	0,041	69	6323	418

Table 1: Design of the experiments with central composite design and result of the experiments

3 Analysis of Results

Due to reveal the interaction between process parameters and responses, analysis of the results of the experiments is carried out with Analysis of Variance (ANOVA). Analyses have carried out using MINITAB 17 which is convenient statistical software for data analysis. The result of ANOVA for Required Power is shown by Table 2. And the result of ANOVA for duration is shown by Table 3.

A, B, C, and D represent stepover, depth of cut, feed per tooth and cutting velocity in Table 2 and Table 3, respectively. Since ANOVA is defined in the 95% confidence interval, the P-value below 0.05 indicates that the input parameter is effective on the output parameter. Also, as the P-value calculated due to F-value, if the P-values of the inputs are equal to each other, then F-values could be considered to compare inputs' effectiveness. At this stage, the input parameter with the highest F-value is the most effective input

parameter. In Table 2, as the all P-values of the input parameters are equal to zero, it could be inferred that all input parameters are effective on power load. When F-values are considered, it could be seen that depth of cut is the most effective parameter on power load. Then, feed per tooth, stepover and cutting velocity are the other effective parameters, respectively. For duration of the process, again all the P-values are equal to zero in Table 3. F-values of the parameters demonstrate that depth of cut is the highest influence on time. Then cutting velocity, stepover and feed per tooth are the other effective parameters, respectively.

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Model	15	81645.1	5443	245.72	0
Blocks	1	0.1	0.1	0.01	0.938
Linear	4	81359.9	20340	918.22	0
A	1	5525.7	5525.7	249.45	0
B	1	39379.4	39379.4	1777.73	0
C	1	33016.5	33016.5	1490.48	0
D	1	3438.3	3438.3	155.22	0
Square	4	263.3	65.8	2.97	0.057
A*A	1	261.6	261.6	11.81	0.004
B*B	1	3.1	3.1	0.14	0.712
C*C	1	3.1	3.1	0.14	0.712
D*D	1	1.2	1.2	0.06	0.816
2-Way Interaction	6	21.7	3.6	0.16	0.982
A*B	1	2.1	2.1	0.1	0.761
A*C	1	4.2	4.2	0.19	0.671
A*D	1	0.7	0.7	0.03	0.865
B*C	1	8.8	8.8	0.4	0.54
B*D	1	0.7	0.7	0.03	0.865
C*D	1	5.4	5.4	0.24	0.63
Error	14	310.1	22.2		
Lack-of-Fit	10	285.3	28.5	4.6	0.077
Pure Error	4	24.8	6.2		
Total	29	81955.2			

Table 2: ANOVA table for required power

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Model	15	166968	11131	1256.07	0
Blocks	1	96	96	10.86	0.005
Linear	4	161885	40471	4566.88	0
A	1	13824	13824	1559.94	0
B	1	122408	122408	13812.85	0
C	1	10753	10753	1213.36	0
D	1	14900	14900	1681.37	0
Square	4	3646	911	102.84	0
A*A	1	119	119	13.43	0.003
B*B	1	3601	3601	406.37	0
C*C	1	9	9	1.05	0.322
D*D	1	40	40	4.52	0.052
2-Way Interaction	6	1341	223	25.22	0
A*B	1	289	289	32.61	0
A*C	1	49	49	5.53	0.034
A*D	1	64	64	7.22	0.018
B*C	1	361	361	40.74	0
B*D	1	529	529	59.69	0
C*D	1	49	49	5.53	0.034
Error	14	124	9		
Lack-of-Fit	10	124	12	5.82	0.04
Pure Error	4	0	0		
Total	29	167092			

Table 3: ANOVA table for duration

Visualising the data always make it easier to understand the relationship between inputs and outputs in a process. Using surface plots, the results of ANOVA can be verified as it is seen in Figure 2 and Figure 3. In Figure 2, surface plots that are constructed for power load of the operation are shown. The curves observed

in the graphs confirm the ANOVA results. Similar situation is seen in surface plots for duration of the process. The slope of the surface front of the each parameter differs due to the effectiveness of that parameter.

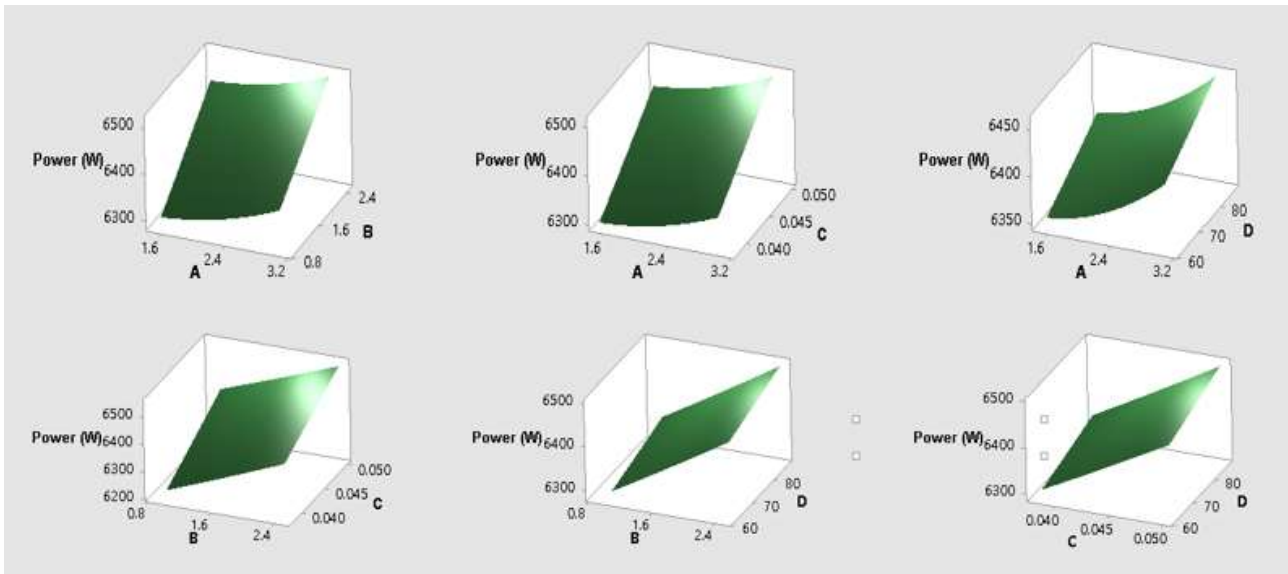


Figure 2: Surface plots of required power of the process, A: stepover (mm), B: depth of cut (mm), C: feed per tooth (mm/tooth), D: cutting speed (m/min)

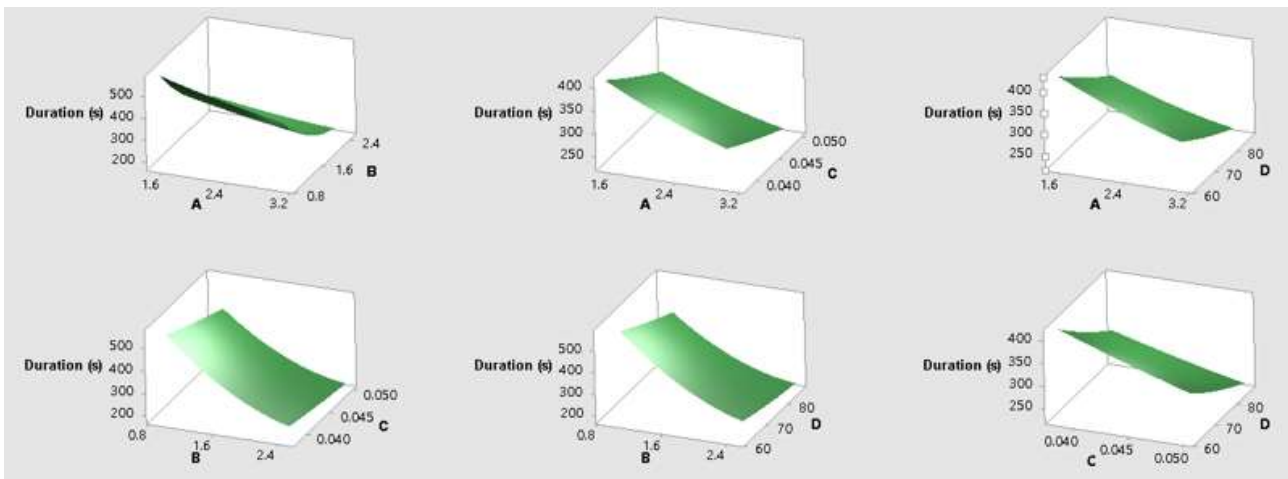


Figure 3: Surface plots of duration of the process, A: stepover (mm), B: depth of cut (mm), C: feed per tooth (mm/tooth), D: cutting speed (m/min)

4 Artificial Neural Networks

Artificial neural network (ANN) is prediction method inspired by working logic of the nerves in the human brain. The method consists of three steps such as training, cross validation and testing. Both classification and regression models can be created by ANN. In the ANN method, input data used during experiments are introduced as input parameters and results of experiments are introduced to the system as target parameters to be reached. After the input and output parameters are introduced to the system, weights change depending on learning function during training until the training of ANN model is stopped. There are two factors that will stop the training. Firstly, if the error calculated between the output parameters and the target parameter

of the model is below the desired value, the training process is stopped. Secondly, before the over-learning phase begins, the training process is stopped [15,16].

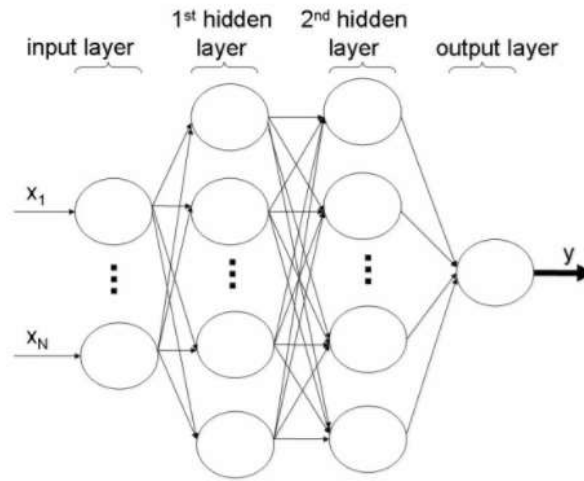


Figure 4: Artificial neural network model [15]

ANN model comprise of three layers. These layers are the input layer, the hidden layer and the output layer, as it is seen in figure 4 and each layer consists of neurons. The input parameters are introduced to system by way of the input layers. The hidden layer is the layer that sends input data from the input layers to the output layers by taking advantage of the transfer function. The output layer is the final layer that gives the outputs [17,18]. Commonly used transfer functions are signum function, Tan-sigmoid, Log-sigmoid and Gaussian distribution function. The mathematical expressions of the principal functions that can be used in the ANN model are shown in formulas 1, 2 and 3, respectively [16,18].

$$\text{Signum function} = \frac{x}{|x|} \quad (1)$$

$$\text{Tan\_sigmoid} = \left(\frac{2}{1+e^{-2x}} \right) - 1 \quad (2)$$

$$\text{Log\_sigmoid} = \left(\frac{1}{1+e^{-x}} \right) \quad (3)$$

The aim of the ANN method is to make a generalization (prediction model) between the input and output parameters by means of the neurons in the each layers. If the error calculated between target value and output value obtained by using different input parameters is not too much, the generalization made by the model is accepted [16].

As mentioned above, the prediction model of the power required and the machining time during the rough cut of impeller from AISI 304 has established using experiment data by means of ANN method. The input parameters for ANN model are stepover (mm), depth of cut (mm), feed per tooth (mm/tooth) and cutting speed (m/min). The output parameters are the power (W) and the machining time (s) consumed.

Many experiments should be carried out to create proper prediction model. In accordance with this purpose, design of experiment obtained from central composite design is used to obtain necessary data for constructing ANN model. The first eighteen of the experimental data shown in table 1 were used to train the model. The next eight data were used to cross validation and the last four data were used to test the prediction model. The feed forward back propagation network was chosen as artificial neural network type. In addition, Levenberg-Marquardt algorithm (trainlm) is used as training function and log-sigmoid function

is used as transfer function. Instead of Levenberg-Marquardt algorithm, the basic gradient descent (traind) algorithm can also be used to train model. However, the Levenberg-Marquardt algorithm yields faster results as well as more accurate approaches.

It is important that the percentage of training and cross-validation data is close to %100. As shown in figure 5, the percentage of training and cross validation data of both total time and machining time is close to 1. However, this is not efficient for the prediction model to be accepted. Furthermore, the desired value and the output values of the test data should not be very different from each other. Therefore the remaining four data from the data obtained as a result of the experiments were used to test the generated ANN model and the percentage of test data is close to %100 as shown in figure 5.

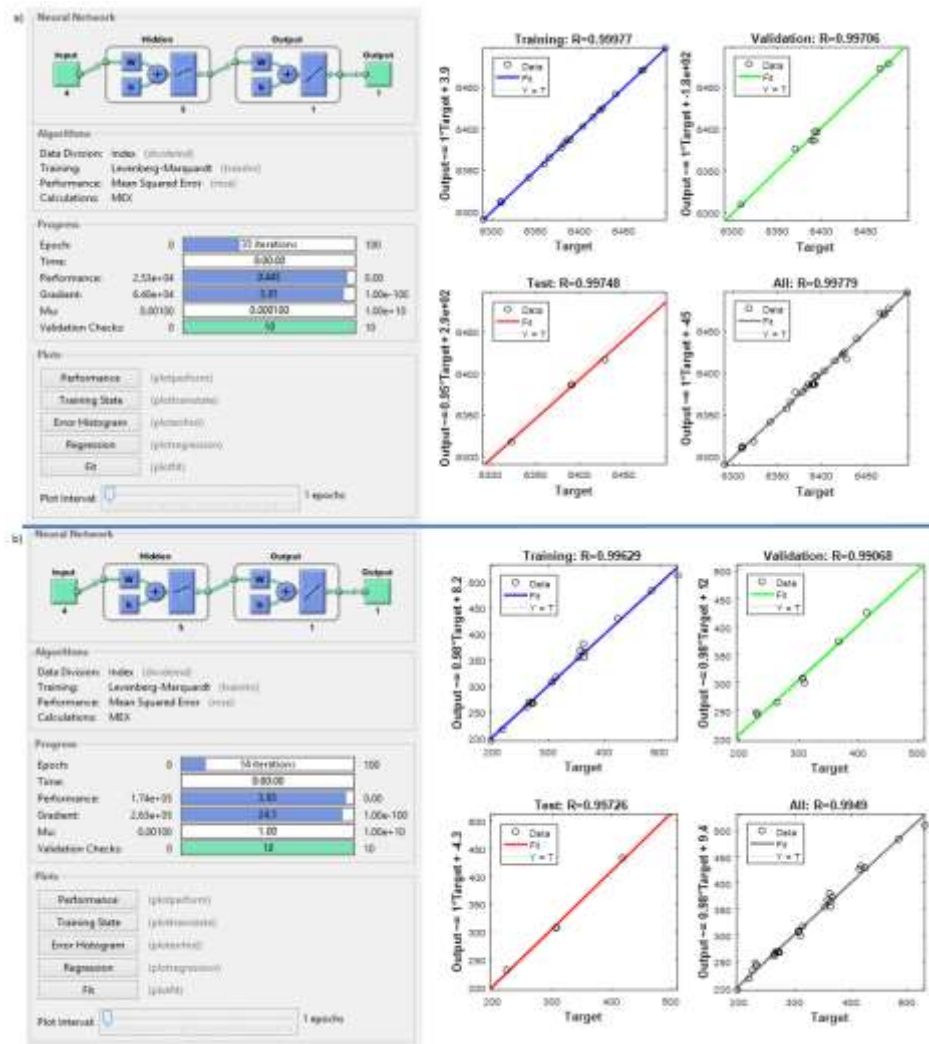


Figure 5: Architecture of ANN model and the percentage of training, cross validation and test data of (a) total power, (b) machining time

Also, it is obvious at the test data in figure 5, the target values and output values calculated by ANN model are close to each other. Another indicator of the acceptability of this model is that it seems to stop training the model after the twenty three iterations for total power and the four iterations for machining time as it is seen in figure 6. In other words, the curves in figure 6 show that the curves of the training, cross validation and test data are reduced in a harmonious manner until the twenty third and the fourth iteration. After these points, if the iteration continues, overfitting is observed in the ANN model. The overfitting is an undesirable situation. If there is overfitting in the ANN model, the error calculated between the output parameters and the target parameter of the model can be too much.

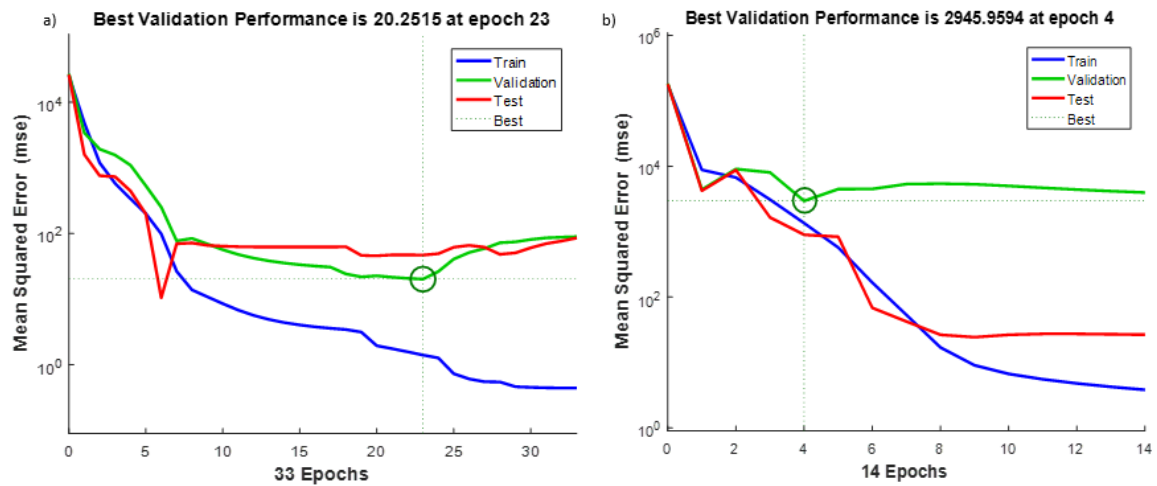


Figure 6: Performance curve of the ANN model of (a) total power, (b) machining time

The error table was created by utilizing from the remaining four data from the data obtained as shown in table 4. The average error value calculated by using the data shown in table 4 for total power is the 0,074 percent and the average error value for machining time is 1,88 percent. The error rates are within acceptable limits, so the generated ANN model can be used for prediction of total power load and machining time.

Target value of total power	Output value of total power	Error(%)	Target value of time	Output value of time	Error(%)
6390	6395	0,080	306	312	1,80
6391	6395	0,064	306	311	1,47
6428	6423	0,084	223	228	2,27
6323	6327	0,068	418	426	1,98

Tablo 4: The error calculated between output values of ANN model and target values

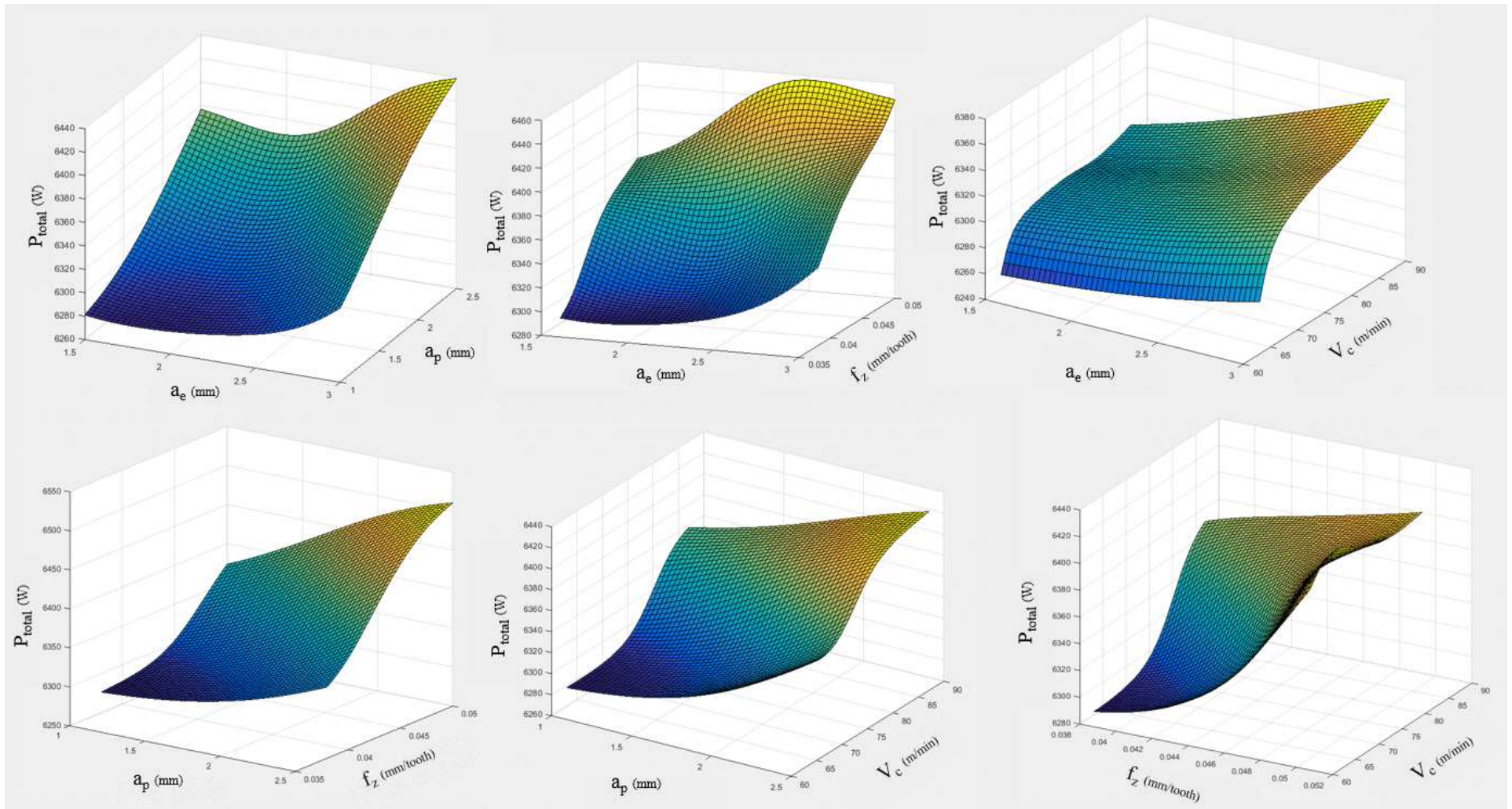


Figure 7: 3D Surface plots of estimated total power values by ANN model

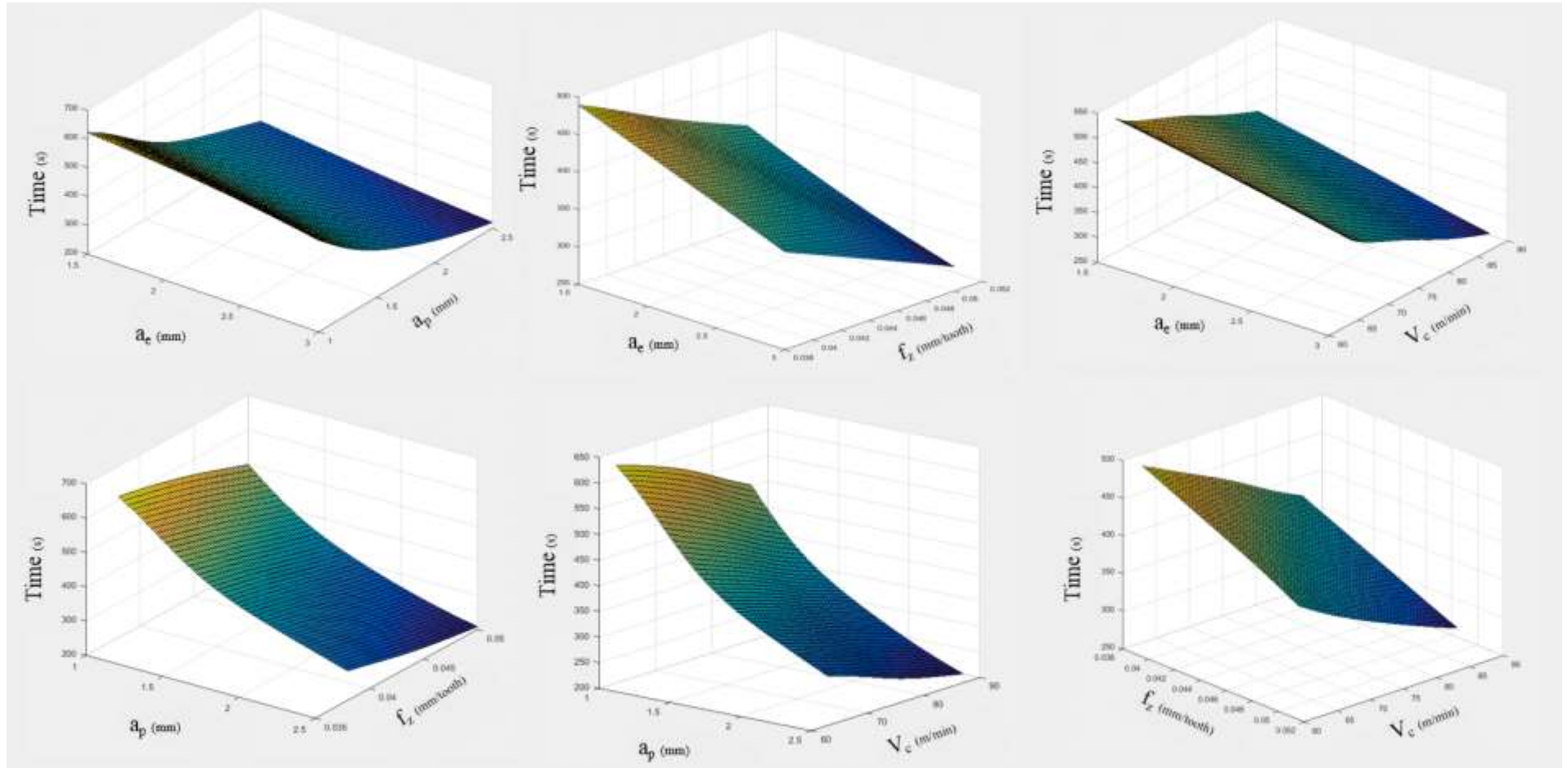


Figure 8: 3D surface plots of estimated machining time values by ANN model

3D surface plots were created by utilizing generated ANN model to observe the effect of input parameters on total power required and machining time. If stepover, depth of cut, feed per tooth and cutting speed increase, the total power required increases as shown in figure 7. Moreover, the machining time decrease if stepover, depth of cut, feed per tooth and cutting speed increases as shown in figure 8.

5 Multi-objective optimization with Particle Swarm Method

Particle Swarm Optimization is an optimization method inspired by nature, basically based on how the individuals in a swarm affect each other. This algorithm is inspired by fish and insects moving in flocks. PSO was developed by Dr. Kennedy and Dr. Eberhart [19]. It has been seen that animals that move in flocks randomly exhibit their food and safety life needs, while others are influencing the other individuals in the flock and provide them with easier reach to their flock's purpose. Each individual is called as particle, and the group of all the particles is called as the population. At each operation, the velocity and position of each particle is updated using both the experiences of the particle and whole population. The equations used to update the values of velocity and positions are shown by formula 4 and formula 5.

$$V_{id} = W \cdot V_{id} + c_1 \cdot rand_1 \cdot (P_{id} - X_{id}) + c_2 \cdot rand_2 \cdot (P_{gd} - X_{id}) \quad (4)$$

$$X_{id} = X_{id} + V_{id} \quad (5)$$

In these formulas, V_{id} =velocity of the particle, W =momentum coefficient, c_1 and c_2 are the learning coefficients, $rand_1$ and $rand_2$ are random numbers in the range of (0, 1), P_{id} =best position of the particle, P_{gd} =best position of the population, X_{id} =position of the particle.

As the objective functions of the problem, regression models obtained by RSM are utilized. The regression models of power load and duration are shown in formula 6 and formula 7, respectively.

$$\begin{aligned} Power (W) = & 5758 - 80.6 \cdot A + 127.6 \cdot B + 6776 \cdot C - 0.67 \cdot D + 21.96 \cdot A \cdot A + 2.4 \cdot B \cdot B + 37558 \\ & \cdot C \cdot C + 0.0059 \cdot D \cdot D - 2.59 \cdot A \cdot B + 454 \cdot A \cdot C + 0.091 \cdot A \cdot D - 657 \cdot B \cdot C + 0.091 \\ & \cdot B \cdot D + 32.2 \cdot C \cdot D \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} Time (s) = & 3228 - 293.3 \cdot A - 1028.0 \cdot B - 23199 \cdot C - 16.64 \cdot D + 9.19 \cdot A \cdot A + 109.63 \cdot B \cdot B \\ & - 23148 \cdot C \cdot C + 0.0116 \cdot D \cdot D + 30.22 \cdot A \cdot B + 1556 \cdot A \cdot C + 0.889 \cdot A \cdot D + 4222 \\ & \cdot B \cdot C + 2.556 \cdot B \cdot D + 97.2 \cdot C \cdot D \end{aligned} \quad (7)$$

Constraints of the problem are specified as the upper and lower bounds of the input parameters. Because of the cutting tool and material, cutting conditions are limited to a specific range. The ranges for stepover(mm), depth of cut(mm), feed per tooth(mm/tooth) and cutting velocity(m/min) are specified as (1.5, 3), (1, 2.5), (0.038, 0.05) and (63, 87), respectively.

Multi-objective optimization problems are a special case because the unique optimal solution could not be reached until opportunity of any objective is determined. In this problem, any of the objectives has not weighted, thus proceeds of different solutions could be observed.

It is not possible to find a single solution that would be optimal for all the objectives simultaneously because of the contradiction and possible incommensurability of the objective functions. In fact, the solution of a multi-objective optimization problem is a set of solution alternatives called the Pareto set. For each of these

solution alternatives, it is impossible to improve one objective without sacrificing the value of another relative to some other solution alternatives in the set. The multi-objective particle swarm optimization algorithm has been run on MATLAB™. The result generated as Pareto optimal solution set is shown in Figure 9, with pareto frontier appearing in red dots.

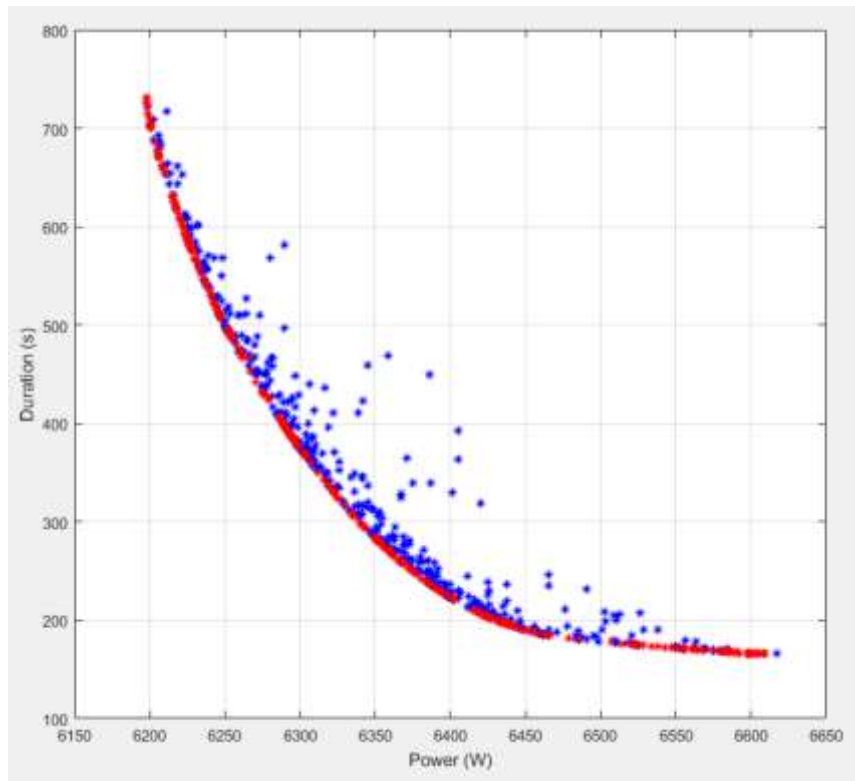


Figure 9: The Pareto optimal solution set generated by PSO

There are usually many (infinite in number) Pareto optimal solutions. The collection of these is called the Pareto set. It is from this subset of potential solutions that the final, preferred decision is chosen by the decision-makers. Therefore the different scenarios have been obtained such as the minimum total power and the maximum duration value, the maximum total power and the minimum duration value, the average duration and average total power value. The different scenarios are shown in table 5.

In fact, it is desired that both the total power and the time values required in the machining are minimum. But, it is not possible to have a minimum of both values at the same time. In accordance with this purpose, the defined input parameters for average power and average duration value are used from the scenarios in Table 5

Scenarios	Inputs				Optimization results	
	a_e (mm)	a_p (mm)	f_z (mm/tooth)	V_c (m/min)	Power (W)	Duration (s)
Max. Power, Min Duration	3	2,32	0,05	87,00	32,397	19,23
Min. Power, Max Duration	1,5	1	0,038	63,00	2,551	131,12
Avg. Power, Avg. Duration	2,46	1,77	0,038	86,75	6330	278,81

Tablo 5: The optimization results of rough cutting for different scenarios

6 Conclusion

Increasing demands of advanced industries have led to increase both the use of high-tech machine tools and reduction of energy consumption for the machining process. Many researchers have focused especially on reducing energy consumption of the machining motivated by environmental pressures from governments and social organizations. In this study, the data of the power and machining time have been collected during the rough cutting of the impeller from AISI 304 on the Mazak i-200st turn-milling machine tool, in order to establish RSM and ANN models. Central composite design has been used as design of experiment method in accordance with this purpose. The portion of energy consumed during the rough cutting within the total energy consumption is more than the portion of energy consumed during the finish cutting for complex parts such as impeller. Therefore, the effects of the process parameters such as stepover, depth of cut, feed per tooth and cutting speed have been examined by means of ANOVA during the rough cutting in this study.

As per results of the ANOVA, the depth of cut appears with the highest F-value as the most effective parameter among the process parameters for power consumed. The influence of other process parameters is the feed per tooth, stepover and cutting speed, in decreasing order. Moreover, the most effective input parameter for the machining time is the depth of cut with the highest F-value. The influence of other process parameters is the cutting speed, stepover and feed per tooth, in decreasing order.

3D surface plots have been drawn using RSM. If the stepover, depth of cut, feed per tooth and cutting speed increase the power load increases as seen from the 3D surface plots,. However, the machining time reduces, if the process parameters increase. Moreover, the prediction models of the power and the machining time have established using ANN as well as RSM, for the rough cutting in this study. 3D surface plots drawn by prediction model of ANN are similar to the 3D surface plots drawn by the RSM. In the other words, the process parameters and the output parameter such as the machining time are inversely proportional when examining the 3D surface plots of ANN model and the process parameters and the power are directly proportional.

The average error value of the power consumed is 0.074 % when the error rate of the prediction model of the ANN is calculated and further the average error is 1.88 % for the machining time. The generated ANN models are useable to predict the power and the machining time consumed during the rough cutting because these percentages are not too high. The objective functions of the power and the machining time have been

obtained by taking advantage of the prediction model of RSM. The Pareto optimal graph of the machining time and the power has been generated by using the objective functions. The power and the machining time are conflicting objectives as seen from Pareto optimal graph (Figure 9). In other words, when any of the process parameters increase, the power increases but the machining time decreases. It is not possible to have a minimum of both values at the same time. However, the input parameters for the average total power and the average duration value have been determined. For the average total power and the average duration value an improvement 1% in total power and an improvement 9% in duration have been observed. Also, the improvement of total power and duration provoke a decrease of 10% in energy consumption.

7 References

- [1] Heo, E.-Y., Kim, D.-W., Kim, B.-H., Jang, D.-K., Chenc, F.F., 2008, "Efficient rough-cut plan for machining an impeller with a 5 axis NC machine", *International Journal of Computer Integrated Manufacturing*, Volume 21, Pages 971-983
- [2] Gutowski, T., Dahmus, J., Thiriez, A., 2006, "Electrical energy requirements for manufacturing processes", *The 13th CIRP International Conference on Life Cycle Engineering*
- [3] Altıntaş, R.S., Kahya, M., Ünver, H.Ö., 2016, "Modelling and optimization of energy consumption for feature based milling", *International journal of advance manufacturing technology*, Volume 86, Pages 3345-3363
- [4] Uluer, M.U., Unver, H.O., Gok, G., Fescioğlu-Ünver, N., Kılıç, S.E., 2016, "A framework for energy reduction in manufacturing process chains (E-MPC) and a case study from the Turkish household appliance industry", *Journal of Cleaner Production*, Volume 112, Pages 3342-3360
- [5] Newman, S.T., Nassehi, A., Imani-Asrai, R. ve Dhokia, V., 2012, "Energy efficient process planning for CNC machining", *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, Volume 5, Pages 127-136.
- [6] Moradnazard, M., Unver, H.Ö., 2016, "Energy consumption characteristics of turn-mill machining", *International Journal of Advanced Manufacturing Technologies*, DOI 10.1007/s00170-016-9868-6
- [7] Aggarwal A., Singh H., Kumar P., Singh M., 2008, "Optimizing power consumption for CNC turned parts using response surface methodology and Taguchi's technique – A comparative analysis", *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 200, Pages 373-384
- [8] Bhushan R.K., 2013, "Optimization of cutting parameters for minimizing power consumption and maximizing tool life during machining of AL alloy SiC particle composites", *Journal of Cleaner Production*, Volume 39, Pages 242-254
- [9] Bagaber S.A., Yusoff A.R., 2017, "Multi-objective optimization of cutting parameters to minimize power consumption in dry turning of stainless steel 316", *Journal of Cleaner Production*, Volume 157, Pages 30-46
- [10] Arriaza, O.V., Kim, D.-W., Lee, Y.L., Suhaimi, M.A., 2015, "Trade off analysis between machining time and energy consumptin in impeller NC machining", *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, Volume 43, Pages 164-170
- [11] Lim, P., 2009, "Optimization of the rough cutting factors of impeller with five-axis machine using response surface methodology", *International Journal of Advanced Manufacturing Technologies*, Volume 45, Pages 821-829

- [12] Bouaziz Z., Younes J.B., Zghal A., “2006, Cost estimation system of dies manufacturing based on the complex machining features”, International Journal of Advanced Manufacturing Technologies, Volume 28, Pages 262-271
- [13] Vining, G., Kowalski, S. M., 2011, Statistical Methods for Engineers, Cengage Learning, USA
- [14] Myers, R.H., Montgomery, D.C., 2001, Response Surface Methodology, John Wiley & Sons, New Jersey.
- [15] Yegnanarayana, B., 2006, Artificial Neural Networks, Prentice Hall of India, Private Limited, New Delhi
- [16] Haykin, S., 2005, Neural Networks a Comprehensive Foundation, Pearson Education, Canada
- [17] Mehrotra, K., Mohan, C.K., Ranka, S., 2000, Elements of Artificial Neural Networks, The MIT Press, USA
- [18] Priddy, K.L., Keller, P.E., 2005, Artificial neural networks: an introduction, SPIE Press, Washington, USA
- [19] Kennedy, J. and Eberhart, R. C. Particle swarm optimization. Proceedings of IEEE International Conference on Neural Networks, Piscataway, NJ. pp. 1942-1948, 1995

INVESTIGATION OF ROUGH MILLING OF Ti6Al4V USING RESPONSE SURFACE METHODOLOGY

Müge KAHYA¹, Gökberk SERİN², A. Murat ÖZBAYOĞLU³, H. Özgür ÜNVER⁴

¹TOBB University of Economics and Technology, Department of Mechanical Engineering, Söğütözü Street No:43,
Söğütözü/ANKARA/TURKEY, m.kahya@etu.edu.tr

²TOBB University of Economics and Technology, Department of Mechanical Engineering, Söğütözü Street No:43,
Söğütözü/ANKARA/TURKEY, gserin@etu.edu.tr

³TOBB University of Economics and Technology, Department of Computer Engineering, Söğütözü Street No:43,
Söğütözü/ANKARA/TURKEY, mozbayoglu@etu.edu.tr

⁴TOBB University of Economics and Technology, Department of Mechanical Engineering, Söğütözü Street No:43,
Söğütözü/ANKARA/TURKEY, hounver@etu.edu.tr

Özet

Bu çalışmanın temel amacı, havacılık ve medikal sanayiinde yüksek mukavemet-ağırlık oranı özelliğinden dolayı yaygın olarak kullanılan bir malzeme olan Ti6Al4V'nun kaba talaş işlemi esnasında işlem parametrelerinin kaldırılan metal oranı ve enerji tüketimi üzerindeki etkisini araştırmaktır. Deneysel araştırmalar için kesme derinliği, yanıl kayma, diş başı ilerleme ve kesme hızı işlem girdi parametreleri olarak değerlendirilmiştir. İstatistiksel ve matematiksel yaklaşımlara dayalı bir metod olan Yanıt Yüzey Metodu (YYM) işlem parametreleri ve çıktılar arasındaki ilişkiyi gözlemlemek için kullanılmıştır. Etkili data analizi yürütmek adına deney tasarımı olarak Merkezi Kompozit Tasarım (MKT) kullanılmıştır. Varyans Analizi ile sözü edilen işlem parametrelerinin işlem çıktıları üzerindeki etkileri belirlenmiştir. Deneyler esnasında her bir operasyon için tezgahın çektiği güç miktarı ölçülerek ve her operasyonun talaş kaldırma miktarına göre özgül enerji tüketimi hesaplanmıştır. İşlem çıktılarının regresyon modelleri, ikinci dereceden polinom modelleri olarak elde edilmiştir. Son olarak, minimum enerji tüketimi için değişken kaldırılan metal oranlarına göre işlem parametrelerinin optimal çözüm seti Çok Amaçlı Parçacık Sürü Optimizasyonu ile elde edilmiştir.

Anahtar kelimeler: Kaba Talaş Frezeleme, Ti6Al4V, Yanıt Yüzey Metodu, Çok Amaçlı Parçacık Sürü Optimizasyonu

Abstract

The main purpose of this study is to investigate the effect of process parameters on energy consumption and material removal rate during rough milling of Ti6Al4V, which is a widely used material in aviation and medical industries because of its high strength-to-weight ratio property. For the experimental investigation, depth of cut, stepover, feed per tooth and cutting velocity are considered as process input parameters. Response Surface Methodology (RSM), which is a method based on statistical and mathematical approaches, is used to determine the interaction between aforementioned process parameters and responses. The Central Composite Design (CCD) was applied for the Design of Experiment (DOE) in order to carry out an efficient data analysis. Analysis of Variance (ANOVA) has been utilized in order to identify the effects of process parameters on process responses. During the experiments, power load has been measured and Specific Energy Consumption (SEC) has been computed based on the material removal rate (MRR) of each run. The component models of process responses have been constructed as second-order polynomial models. Finally, the optimal solution set of minimum energy consumption for various material removal rates are determined using Multi-Objective Particle Swarm Optimization (MOPSO).

Key Words: Rough Cut Milling, Ti6Al4V, Response Surface Methodology, MOPSO

1 Introduction

Nowadays, several machining processes have been investigated to develop product quality, minimize environmental effects, and reduce energy consumption. Researchers are interested in production of titanium based products due to the fact that machining of titanium alloys is extremely difficult. Despite the hard machining conditions of titanium alloys, especially for the industries as medical, aerospace and military, titanium alloys are indispensable because of their perfect resistance under arduous conditions [1,2]. Although their admirable performance, machining of titanium alloys is difficult because of their ability to maintain their strength at high temperatures and low thermal conductivity [3]. Therefore, the machining of titanium alloys is a vital topic for researchers.

Milling, the one of machining types, is a material removing process in that rotating cutting tool cuts the workpiece [4]. Milling operation could be carried out using several machine tools with different features. However some products such turbine blade and impeller which are commonly used workpieces in industry, require to be machined in more complex CNC machine tools having 5-axis machining capability. For such advanced processes for special products, the balance of the quality and cost comes into prominence.

As researchers have been interested in machining of difficult-to-cut materials like titanium alloys, there are several optimization studies performed on these kinds of materials in literature. Improvement of quality and efficiency of the process are the main topics of the studies. In order to optimize the milling process, artificial intelligence methods are intensely carried out because of the complexity of building the problem constraints to develop a mathematical model of machining processes. Heuristic methods facilitate faster and useful solution for these kinds of complex problems. Some algorithms that are used in studies could be listed as follows: Particle Swarm Optimization (PSO), Genetic Algorithm (GA) and Simulated Annealing (SA). The methods used for visualization of the data, such as Response Surface Methodology (RSM) are frequently utilized in order to identify the interaction between process input parameters and their influence on process outputs.

PSO is a feasible choice among the artificial methodologies to optimize machining processes. As PSO has a population based algorithm, it resembles to Genetic Algorithm which is a well-known optimization method. However, PSO is easy to use algorithm not having cross-over and mutation evolutionary operators. Due to the fact that PSO is useful for machining operations, PSO has been utilized to optimize several machining operations as milling, turning, drilling, WEDM, and laser machining since 1995. Li et al. have utilized multi-objective PSO (MOPSO) method on multi-pass face milling process of S45C carbon steel. After energy consumption of the process has been maximized and production cost has been minimized due to the MOPSO, alternative solutions have been selected according to energy efficiency and production cost trade off [5]. Yang et al. have developed a fuzzy PSO (FPSO) by applying fuzzy velocities to the particles. This method has been carried out for multi-pass face milling to achieve minimum production cost [6]. Same researchers have carried out a study to minimize production time and cost, and maximize profit rate by using fuzzy based MOPSO (F-MOPSO). In this study, appropriate Pareto optimal solution has been reached for multi-pass face milling [7]. Rao and Pawar have studied to minimize production time for multi-pass milling process. Three different non-traditional optimization techniques have been applied to solve this machining problem and then results have been compared with existing studies in literature. These methods are identified as Artificial Bee Colony (ABC), SA and PSO [8]. Tabu Search (TS), Ant Colony Algorithm (ACA), GA and PSO have been utilized for milling process to maximize profit rate by Baskar et al. . For minimizing unit cost and unit time, PSO has the best performance. On the other hand, for maximizing profit rate ACO has achieved the best solution [9]. Li et al. have selected Specific Cutting Energy (SEC) to be optimized in milling using MOPSO. DOE has prepared using Taguchi methodology and interactions between parameters and responses have been measured using S/N ratios. Four different objective functions have been carried out

for MOPSO and trade-off of the results has been done due to minimum processing time and consumed energy [10]. Thepsonthi and Özel have carried out a multi-objective optimization study for micro-end milling process using MOPSO. In this study while burr formation has being reduced, average surface roughness (Ra) has been minimized [11].

ANN could be utilized for several types of industrial problems. For machining processes, ANN is utilized for prediction of response parameters. Also, in order to enhance input values of an optimization of a machining problem, ANN is carried out. Garcia-Nieto et al. has utilized PSO based Support Vector Machines to obtain a regression model for tool wear of milling process [12]. Escamilla-Salazar et al. have developed four different neural network models to visualize milling process of Ti6Al4V. Objective function of PSO has been identified due to each one of these four models, respectively. Responses specified as time, temperature, vibration and surface roughness have been minimized in order to Pareto front [4]. Due to the fact that the complexity of analytically modeling of the relationship between tool life and machining parameters, Xue et al. have developed a hybrid PSO based back-propagation neural network (BPNN) for prediction of tool life for machining. PSO based BPNN is defined as better than simple BPNN [13].

In this paper, firstly Particle Swarm Methodology has been introduced in Section 2. Turn-mill machining of Ti6Al4V turbine blade which involves machinability of Ti6Al4V and turn-mill machine tool and energy measurement is presented in Section 3. In Section 4, experimental procedure is represented. Response Surface Methodology and Design of Experiments have been demonstrated in Section 4.1. In Section 4.2, the results of RSM have been discussed. Section 5 contains multi-objective optimization and optimal solution set.

2 Particle Swarm Methodology

Particle Swarm Optimization (PSO) is a heuristic optimization technique to achieve best solution for problems that involve continuous nonlinear functions. This method has been developed by Dr. Eberhart and Dr. Kennedy [14] in 1995 inspired by the instincts of livings together, sharing information, finding food and avoiding hunting of birds, fish and animal. Just as behaviors of animal flocks, the algorithm of PSO works especially based on the learned experience of the particle and the swarm. A swarm contains neighborhoods due to the population of swarm and each neighborhood contains particles in it. Each particle moves in a hyper-dimensional search space in each iteration to find a better objective function value [15]. This movement actualizes according to three components: own experience, its neighbors' experience and population's experience. Each particle has a velocity and fitness value which is calculated according to fitness function optimized. The directions of the orientation of particles are designated due to the mentioned experience. Iteration by iteration swarm aggregates to a specific point in search space. With sufficient rate of particles located at this specific point, optimal solution is achieved. In Figure 1, a visual representation of PSO algorithm is shown.

In PSO algorithm each particle represents a candidate solution with its objective function value calculated due to its position. Update functions of velocity (V_i) and position (X_i) of i^{th} particle are shown in Formulas 1 and 2.

$$V_i^{t+1} = w \cdot V_i^t + c_1 \cdot r_1 (X_{ibest}^k - X_i^t) + c_2 \cdot r_2 (X_{gbest} - X_i^t) \quad (1)$$

$$X_i^{t+1} = X_i^t + V_i^{t+1} \quad (2)$$

Where w represents inertia weight, c_1 and c_2 are learning factors, r_1 and r_2 are random numbers between 0 and 1. X_{ibest}^k is the best position in k^{th} neighborhood and X_{gbest} represents the best value in the population.

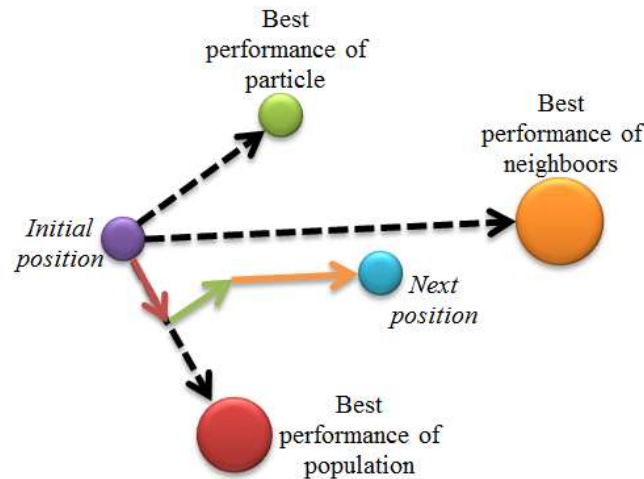


Figure 1: The visual representation of PSO.

3 Turn-mill Machining of Ti6Al4V Turbine Blade

3.1 Machinability of Ti6Al4V

Titanium alloys have been widely used in several industries such as aerospace, medical, automotive and chemical industries [16]. Because of their high resistance properties to corrosion than low carbon steel and aluminum alloys, they widely preferred in aerospace applications. However, Ti6Al4V is a difficult-to-cut material because of their high mechanical properties such as specific strength (strength to weight ratio), resistance to corrosion and fracture resistance [1]. Ti6Al4V is classed in α - β alloy class based on its microstructure which contains α and β phases. α - β phase titanium alloys have better strength than near- α alloys [17]. Arrazola et al. have compared the machinability of titanium alloys due to the responses as specific cutting force, specific feed force and tool wear [16]. Su et al. have researched about tool wear in high speed end milling of Ti6Al4V using several lubrication conditions [19]. Sun and Guo have studied about end milling of Ti6Al4V in the perspective of surface integrity. As surface integrity, surface roughness, residual stress, subsurface microstructure and micro hardness have been examined [20]. In the study of Rao et al., face milling of Ti6Al4V has been investigated with the responses as surface integrity and tool performance. Good surface integrity which consists of suitable residual stress values and good surface finish, is obtained with limited tool wear [21]. Rahman et al. have compiled the studies about machinability of titanium alloys in the perspectives of cutting tool materials, high speed machining and application of high pressure coolant [22]. Abele and Fröchlich stated in their study that if the efficient combination of machining parameters, cutting strategy and appropriate cutting tool is provided, then efficient milling process of titanium alloys could be possible [23].

3.2 Turn-mill machine tool and energy measurement

In this study, experiments have been carried out on a turbine blade geometry of Ti6Al4V (Grade 5) using Mazak Integrex i200-ST turn mill machine tool which is shown in Figure 2. For the rough cut operation, cutting tool has been selected as 10 mm diameter end mill which is coded as SECO 553L100Z3.0-SIRON-A. Measurement of the power has been provided using a multifunctional energy meter located at the electrical panel. The energy meter (SOCOMECD-Diris A40) is capable of feeding the information of the instantaneous power, current and voltage by means a PC through Local Area Network. The lowest sampling frequency of energy meter is 1 second. During machine operation, power load measurements are fed to the PC and stored locally. Afterwards, the power load during the process is cleansed, processed and analyzed using a

spreadsheet software such as ExcelTM. A schematic view of the energy measurement process has shown in Figure 3.



Figure 2: Turn-mill machine tool (TOBB-ETU Advanced Manufacturing Laboratory)

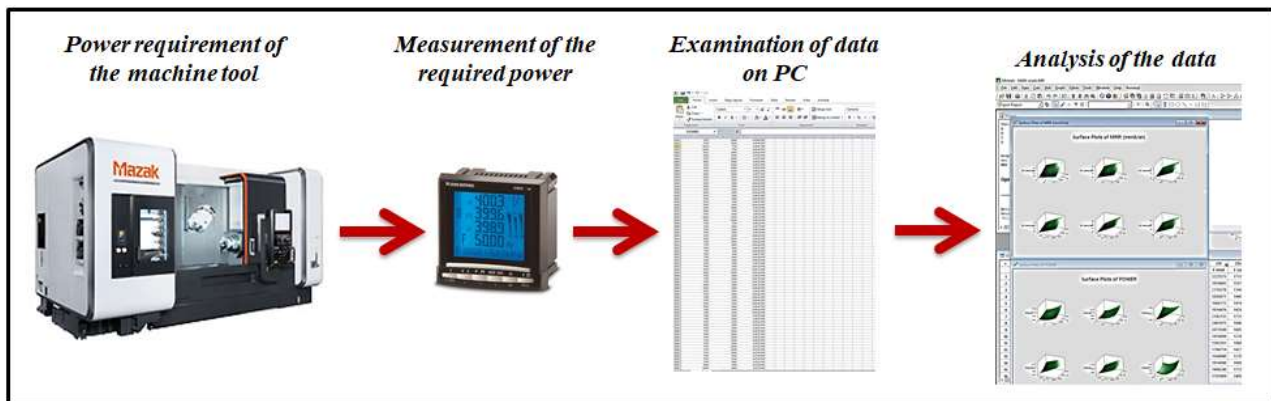


Figure 3: Energy measurement process and analysis.

4 Experimental Process

After examination of available studies on machinability of Ti6Al4V, the experimental analysis and optimization process had been designed as given in Figure 4. At the first step, Design of Experiments (DOE) has been utilized in order to carry out the experiments in an efficient way. As the cost of materials and tooling for machining of titanium alloys is relatively high, the importance of having less number of experiments with the same effectiveness gains importance. The Central Composite Design (CCD) has been selected as DOE tool and the design has been shown in Table 1. After the experiments, the visualization of the parameter relations has been provided using Response Surface Methodology (RSM) at the second stage of the procedure to analyze the process. Analysis of Variance (ANOVA) has been performed in order to identify the effective process parameters. As a last stage of the process, Multi-Objective Particle Swarm Optimization (MOPSO) has been carried out using regression models obtained from RSM.

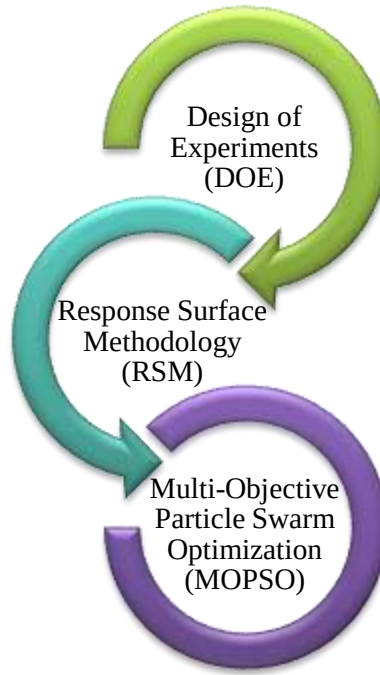


Figure 4: Experimental analysis and optimization process.

4.1 Calculation and Measurement of Process Responses

In order to examine the objectives of the machining process, obtained process outputs should be utilized carefully. Specific cutting energy (SEC) and material removal rate (MRR) are the specified objectives. In order to calculate SEC, the power load measurement stored on PC has been utilized. Average power load of each operation has been divided by MRR as it is seen in Formula 3. Thus, SEC has been calculated for every operation of milling process. Calculation of material removal rate of the operations has been carried out by Formula 4 where a_p is depth of cut, a_e is stepover and f_r is feed:

$$SEC = \frac{\text{Average Power}}{MRR} \quad (3)$$

$$MRR = a_p * a_e * f_r \quad (4)$$

4.2 Response Surface Methodology

RSM, which was first formulated by Box and Wilson as “experimental attainment of optimal conditions”, is a tool which is a mixture of mathematical and statistical applications [23, 24]. RSM has mentioned by Vining and Kowalski as a beneficial tool when analyzing the interaction between process parameters and responses [25]. This methodology is especially appropriate if the process response is under the influence of several process inputs and the goal is the optimization of the process [26].

4.2.1 Central Composite Design

In order to develop second-order model for response surface, suitable experimental designs have been developed in years. As one such experimental design, Central Composite Design (CCD) has been developed by Box and Wilson. CCD involves experimental points as 2^k factorial design, a center point and axial points which are available in Figure 5. For fitting a second-order response surface, CCD is known to be the most widely-used experimental design [26]. It is a powerful experimental design for the usage of high-cost processes. Hence, in this study 4 process parameters which are specified as depth of cut, stepover, feed per

tooth and cutting velocity, have identified as factors. Each input parameter has 5 levels at equal ranges. Table 1 indicates the experimental design and the results of the experiments. Figure 6 shows the steps of rough cut part of turn-mill machining operation for turbine blade.

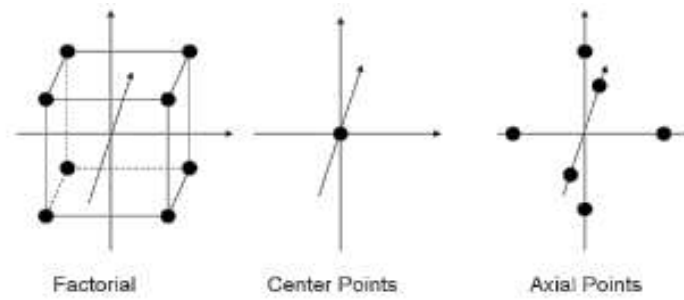


Figure 5: Central composite design for three factors [27]

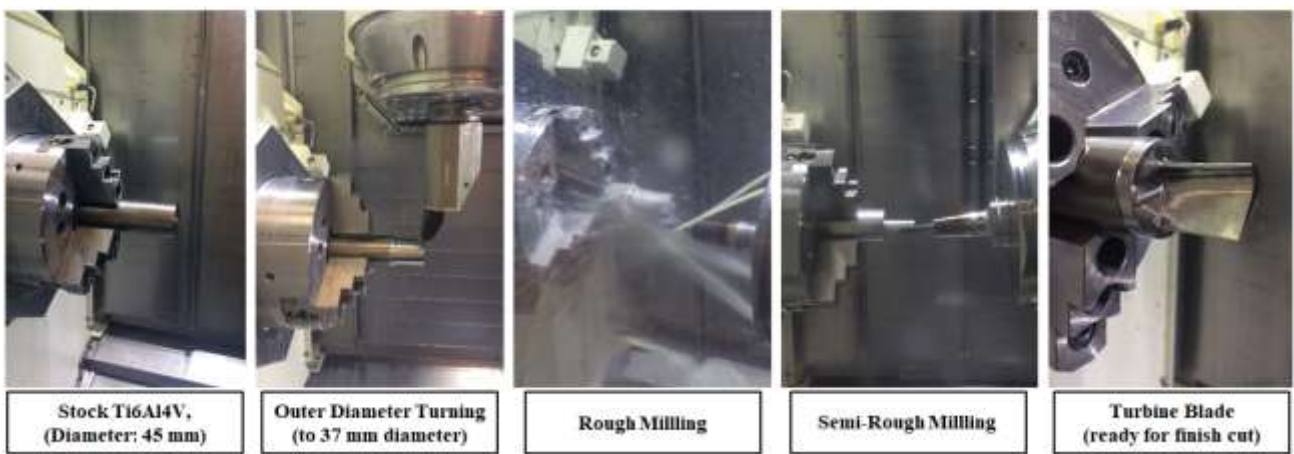


Figure 6: Steps of rough milling operation on Ti6Al4V turbine blade

				Input Parameters				Responses	
Std. Order	Run Order	Point Type	Blocks	Depth of Cut (mm)	Stepover (mm)	Feed per Tooth (mm/rev)	Cutting Velocity (m/min)	SEC (J/mm ³)	MRR (mm ³ /s)
1	1	1	1	9	0.6	0.055	62.5	215.85	29.54
2	8	1	1	11	0.6	0.055	62.5	177.38	36.11
3	18	1	1	9	0.8	0.055	62.5	161.99	39.39
4	14	1	1	11	0.8	0.055	62.5	133.47	48.14
5	4	1	1	9	0.6	0.065	62.5	182.76	34.91
6	7	1	1	11	0.6	0.065	62.5	150.19	42.67
7	15	1	1	9	0.8	0.065	62.5	137.31	46.55
8	17	1	1	11	0.8	0.065	62.5	113.06	56.90
9	9	1	1	9	0.6	0.055	67.5	199.96	31.91
10	3	1	1	11	0.6	0.055	67.5	164.17	39.00
11	13	1	1	9	0.8	0.055	67.5	150.67	42.54
12	2	1	1	11	0.8	0.055	67.5	123.43	52.00
13	12	1	1	9	0.6	0.065	67.5	169.57	37.71
14	20	1	1	11	0.6	0.065	67.5	139.19	46.09
15	11	1	1	9	0.8	0.065	67.5	127.23	50.28
16	10	1	1	11	0.8	0.065	67.5	104.80	61.45
17	5	0	1	10	0.7	0.06	65	147.09	43.45
18	6	0	1	10	0.7	0.06	65	147.04	43.45
19	19	0	1	10	0.7	0.06	65	147.11	43.45
20	16	0	1	10	0.7	0.06	65	147.09	43.45
21	26	-1	2	8	0.7	0.06	65	183.35	34.76
22	21	-1	2	12	0.7	0.06	65	122.90	52.14
23	28	-1	2	10	0.5	0.06	65	204.83	31.04
24	27	-1	2	10	0.9	0.06	65	114.69	55.86
25	24	-1	2	10	0.7	0.05	65	176.21	36.21
26	30	-1	2	10	0.7	0.07	65	126.29	50.69
27	29	-1	2	10	0.7	0.06	60	159.10	40.11
28	23	-1	2	10	0.7	0.06	70	136.67	46.79
29	22	0	2	10	0.7	0.06	65	147.09	43.45
30	25	0	2	10	0.7	0.06	65	147.09	43.45

Table 1: Central composite design and measured responses.

4.3 Analysis of the Results

The specific cutting energy and material removal rate data obtained from the results of the experiments have been analyzed using MINITABTM which is powerful statistical software. In order to reveal the relationship between process input parameters and the responses, Analysis of Variance (ANOVA) has been utilized. Table 2 and Table 3 demonstrate ANOVA tables for the specific cutting energy (SEC) and material removal rate (MRR), respectively. In ANOVA tables, “DF” refers to degree of freedom. “Adj SS” and “Adj MS” are adjacent sum of squares and adjacent mean squares, respectively. Since, the response surface has been defined in the 95% confidence interval, p-value lower than 0.05 indicates the effectiveness of the input parameter. If p-values of at least two input parameters are equal, then the highest f-value indicates the

effective process parameter. The input parameters; A, B, C and D refers to depth of cut, stepover, feed per tooth and cutting velocity, respectively.

Table 2 indicates that all of the input parameters are effective on SEC, however particularly stepover is identified as the most influential input parameter. Following stepover; depth of cut, feed per tooth and cutting velocity are the other significant process parameters. When the ANOVA table for MRR (Table 3) is examined, again all of the parameters are found as significant, and then stepover is specified as the most dominant process parameter. After that, depth of cut, feed per tooth and cutting velocity are the other effective process parameters on MRR, ordered from high to low.

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Model	15	22109.8	1474	4004.45	0
Blocks	1	0.1	0.1	0.39	0.541
Linear	4	21612.8	5403.2	14679.11	0
A	1	5416.1	5416.1	14714.19	0
B	1	11588.5	11588.5	31483.05	0
C	1	3816.4	3816.4	10368.19	0
D	1	791.8	791.8	2151.02	0
Square	4	325.1	81.3	220.81	0
A*A	1	65.1	65.1	176.74	0
B*B	1	280.8	280.8	762.77	0
C*C	1	31.5	31.5	85.58	0
D*D	1	1.5	1.5	3.95	0.067
2-Way Interaction	6	171.8	28.6	77.78	0
A*B	1	75.6	75.6	205.31	0
A*C	1	26	26	70.64	0
A*D	1	4	4	10.77	0.005
B*C	1	50.7	50.7	137.8	0
B*D	1	11.6	11.6	31.44	0
C*D	1	3.9	3.9	10.73	0.006
Error	14	5.2	0.4		
Lack-of-Fit	10	5.2	0.5	818.84	0
Pure Error	4	0	0		
Total	29	22115			

Table 2: ANOVA Table for specific cutting energy.

Source	DF	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Model	15	1773.62	118.241	26949.09	0
Blocks	1	0	0	0	1
Linear	4	1759.4	439.851	100249.32	0
A	1	453.08	453.082	103264.92	0
B	1	924.66	924.657	210744.74	0
C	1	314.64	314.64	71711.75	0
D	1	67.02	67.024	15275.88	0
Square	4	0	0	0	1
A*A	1	0	0	0	1
B*B	1	0	0	0	1
C*C	1	0	0	0	1
D*D	1	0	0	0	1
2-Way Interaction	6	14.21	2.369	539.85	0
A*B	1	6.16	6.164	1404.96	0
A*C	1	2.1	2.098	478.08	0
A*D	1	0.45	0.447	101.84	0
B*C	1	4.28	4.281	975.67	0
B*D	1	0.91	0.912	207.84	0
C*D	1	0.31	0.31	70.72	0
Error	14	0.06	0.004		
Lack-of-Fit	10	0.06	0.006	*	*
Pure Error	4	0	0		
Total	29	1773.68			

Table 3: ANOVA Table for material removal rate.

Figure 7 and Figure 8 clearly demonstrates the effect of changes in the parameter values. The visual demonstrations of the response surfaces reveal similar results as ANOVA tables. In order to minimize SEC, it is observed that the values of all of the input parameters should be increased. In the same way as SEC, for the maximization of MRR, all of the parameter values should be raised to the highest values possible. The regression models for SEC and MRR are represented by Equation 1 and Equation 2. A, B, C and D refers to depth of cut, stepover, feed per tooth and cutting velocity, respectively.

$$SEC \left(\frac{J}{mm^3} \right) = 2266 - 89.28 * A - 1319.8 * B - 15292 * C - 13.84 * D + 1.54 * A * A + 319.9 * B * B \quad (1)$$

$$+ 42867 * C * C + 0.0368 * D * D + 21.73 * A * B + 255 * A * C + 0.1991 * A * D$$

$$+ 3561 * B * C + 3.402 * B * D + 39.7 * C * D$$

$$MRR \left(\frac{mm^3}{s} \right) = 130.3 - 8.69 * A - 124.14 * B - 1448 * C - 1.337 * D + 6.207 * A * B + 72.42 * A * C \quad (2)$$

$$+ 0.06685 * A * D + 1034.5 * B * C + 0.9549 * B * D + 11.14 * C * D$$

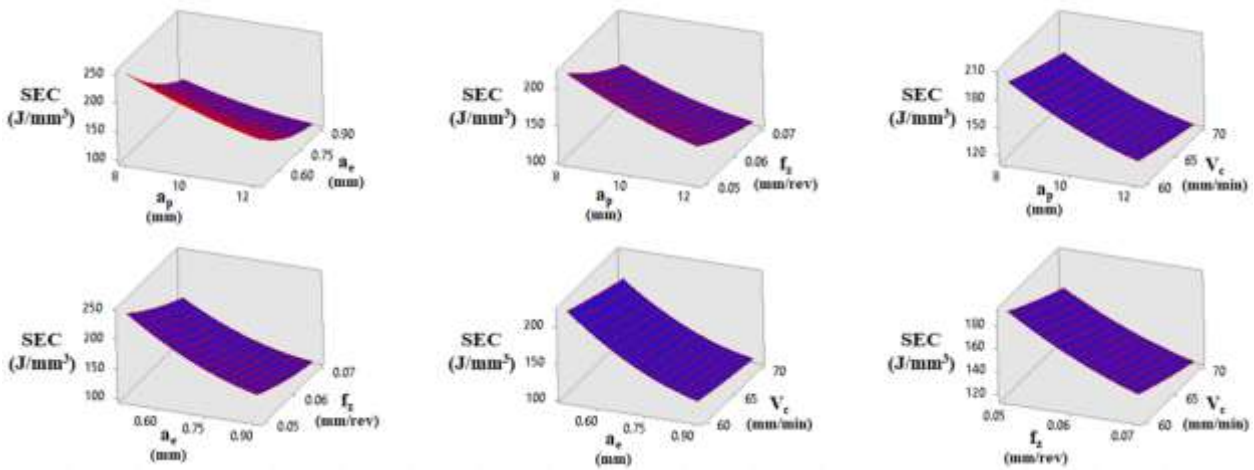


Figure 7: Surface plots for SEC.

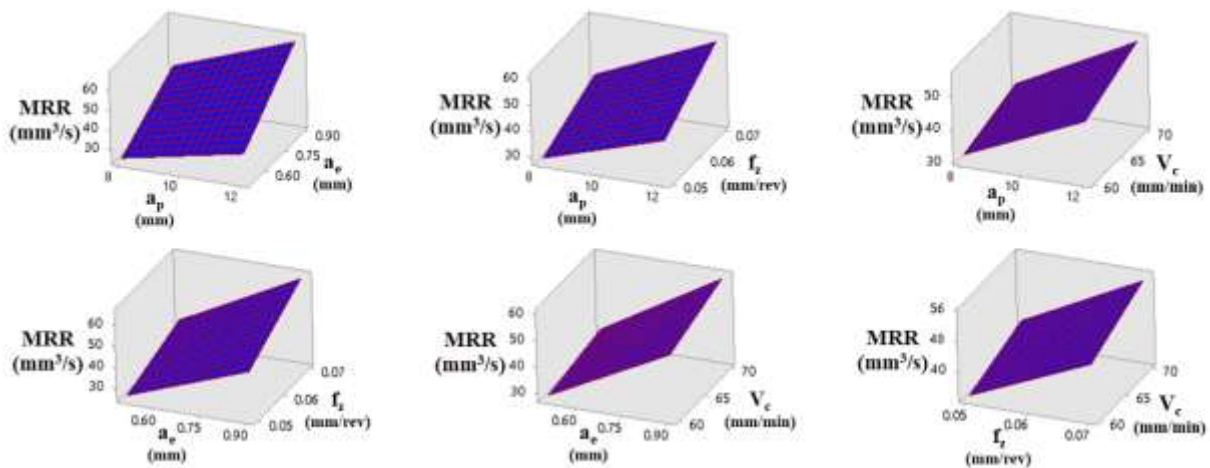


Figure 8: Surface plots for MRR.

5 Multi-Objective Optimization

Formulation of an optimization problem involves two main parts: objective function and constraints. An objective function specifies the goal of the problem while constraints are assigned to demarcate the feasible region. If there is more than one objective in an optimization problem, then the problem is called as multi-objective optimization problem. In order to lead to an optimal solution in a multi-objective optimization problem, the objectives should be weighted or sorted. Otherwise a solution set in which optimal values of one objective alters due to the values of the other objective is obtained.

In this study, the main objective is to minimize SEC due to the alteration of MRR. Because of the fact that the values of two objectives have an important place in optimization, optimization process is utilized as multi-objective optimization. Regression models obtained from RSM are utilized as objective functions. Selected process parameters are adjusted as decision variables. Constraints of the problem are identified as lower and upper bounds of the input parameters due to the process. Machining conditions generally defines the problem constraints in machining process optimizations. Hence, ranges of the input parameters which have been specified as constraints to the decision variables are based on the material and the cutting tool

limitations for rough cut machining. The optimal solution set has been obtained using MATLAB software, and it is represented in Figure 9. Besides, solution space which represents the feasible region is also located in Figure 9. The set of minimum solutions of SEC due to alteration of MRR can be viewed clearly, which could be utilized to select cutting objectives for various strategies such as high SEC and low MRR or low SEC and high MRR, or optimum SEC and MRR. For rough cutting scenario, most of the time, the reasonable strategy would be low SEC and high MRR.

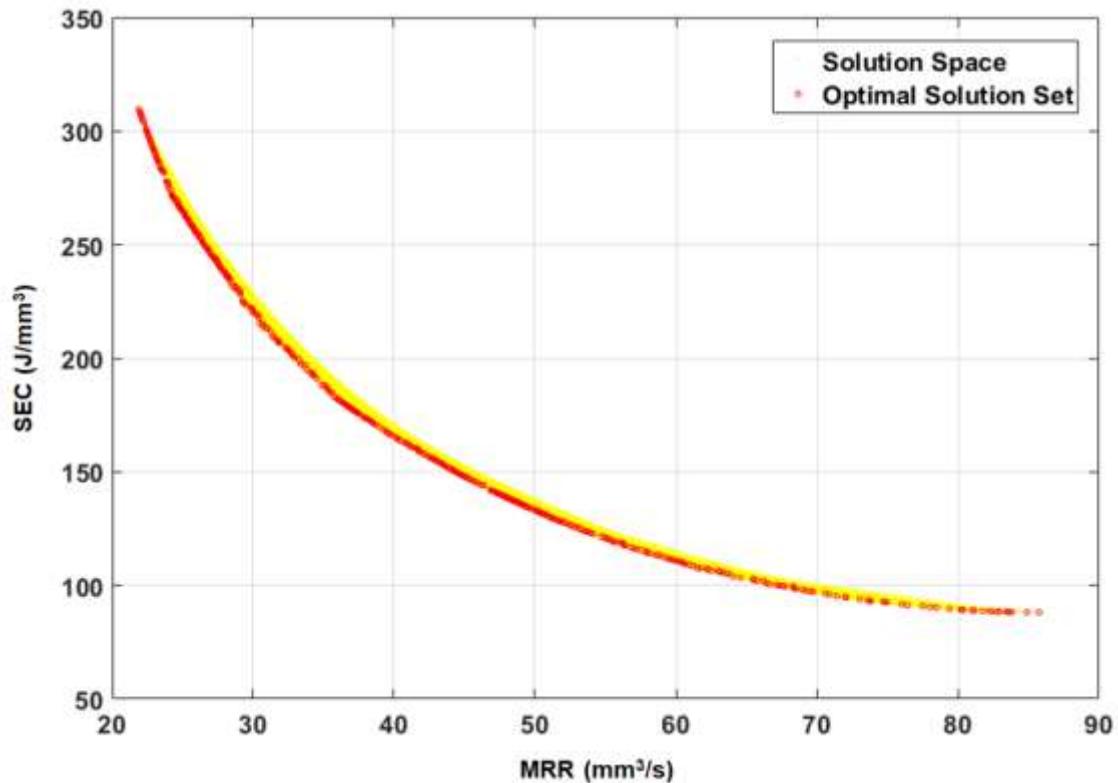


Figure 9: Optimal solution set for SEC due to MRR.

6 Conclusion

Machining of titanium alloys gains popularity in high technology industries because of its utmost material properties. At the same time as improvement of machining performance, reduction of environmental effects should be taken into account. This study focuses on optimization of both energy consumption and material removal rate of rough cut turn-mill machining of Ti6Al4V turbine blade. Due to achieve this aim, CCD which is a powerful DOE tool has utilized. Experiments are designed and data is collected during rough cut milling of turbine blade geometry. Then, RSM has been carried out to investigate the importance levels of process parameters due to the results of the experiments.

Results of the experiments reveal that depth of cut and stepover are the key input parameters both for specific cutting energy and material removal rate. While results of ANOVA indicate the effectiveness rank of the parameters, surface plots represent the change in the response surface as input values alter. Herein, both outputs of ANOVA and surface plots reveal similar results for process parameters. It is examined that, in order to minimize specific cutting energy and maximize material removal rate simultaneously, depth of cut and stepover should be maximized to available highest value. Although feed per tooth and cutting velocity are also significant process parameters, depth of cut and stepover are recognized as more effective on the responses by landslide. After investigation of process parameters' effectiveness, regression models

have been obtained from RSM. These models have been utilized as objective functions in multi-objective optimization.

In order to optimize the rough cut milling process, MOPSO which is an ideal method for achieving optimal solution having more than one objective, has been carried out. Optimal solution set for SEC while MRR alters has been obtained. Using this optimal solution set, one of the minimum solution choices for SEC could be selected due to desired cutting strategy.

7 References

- [1] Ezugwu, E., Wang, Z., 1997, "Titanium alloys and their machinability: a review", *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 68, Pages 262-274.
- [2] Weiss, I., Semiatin, S., 1998, "Thermomechanical processing of beta titanium alloys: an overview", *Material Science Engineering*, Volume 243, Pages 46-65.
- [3] Ezugwu, E.O., 2005, "Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 45, Pages 1353-1367.
- [4] Escamilla-Salazar, I.G., Torres-Trevino, L., Gonzalez-Ortiz, B., 2016, "Intelligent parameter identification of machining Ti64 alloy", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 86, Pages 1997-2009.
- [5] Li, C., Chen, X., Tang, Y., Li, L., 2017, "Selection of optimum parameters in multi-pass face milling for maximum energy efficiency and minimum production cost", *Journal of Cleaner Production*, Volume 140, Pages 1805-1818.
- [6] Yang, W., Guo, Y., Liao, W., 2011, "Optimization of multi-pass face milling using a fuzzy particle swarm optimization algorithm" *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 54, Pages 45-57.
- [7] Yang, W., Guo, Y., Liao, W., 2011, "Multi-objective optimization of multi-pass face milling using particle swarm intelligence", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 56, Pages 429-443.
- [8] Rao, R.V., Pawar, P.J., 2010, "Parameter optimization of a multi-pass milling process using non-traditional optimization", *Applied Soft Computing*, Volume 10, Pages 445-456.
- [9] Baskar, N., Asokan, P., Saravan, R., Prabhakaran, G., 2005, "Optimization of machining parameters for milling operations using non-conventional methods", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 25, Pages 1078-1088.
- [10] Li, C., Xiao, Q., Tang, Y., Li, L., 2016, "A method integrating Taguchi, RSM and MOPSO to CNC machining parameters optimization for energy saving", *Journal of Cleaner Production*, Volume 135, Pages 263-275.
- [11] Thepsonti, T., Özel, T., 2012, "Multi-objective process optimization for micro-end milling of Ti-6Al-4V titanium alloy", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 63, Pages 903-914.
- [12] Garcia-Nieto, P.J., Garcia-Gonzalo, E., Vilan Vilan, J.A., Robleda, A.S., 2016, "A new predictive model based on the PSO-optimized support vector machine approach for predicting the milling tool wear from milling runs experimental data", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Volume 86, Pages 769-780.
- [13] Xue, H., Wang, S., Yi, L., Zhu, R., Cai, B., Sun, S., 2015, "Tool life prediction based on particle swarm optimization-back-propagation neural network", *Proceedings of Institution of Mechanical Engineers Part B: Journal of Engineering Manufacture*, Volume 229, Pages 1742-1752.
- [14] Kennedy, J., Eberhart, R.C., 1995, "Particle Swarm Optimization", *Proceedings of IEEE International Conference on Neural Networks*, Pages 1942-1948.

- [15] Bergh, F., Engelbrecht, A.P., 2006, “A study of particle swarm optimization particle trajectories”, *Information Sciences*, Volume 176, Pages 937-971.
- [16] Arrazola, P.J., Garay, A., Iriarte, L.M., Armendie, M., 2009, “Machinability of titanium alloys (Ti6Al4V and Ti555.3)”, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 209, Pages 2223-2230.
- [17] Ezugwu, E.O., Bonney, J., Yamane, Y., 2003, “An overview of the machinability of aeroengine alloys”, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 134, Pages 233-253.
- [18] Su, Y., He, N., Li, L., Li, X.L., 2006, “An experimental investigation of effects of cooling/lubrication conditions on tool wear in high-speed end milling of Ti-6Al-4V”, *Wear*, Volume 261, Pages 760-766.
- [19] Sun, J., Guo, Y.B., 2009, “A comprehensive experimental study on surface integrity by end milling Ti-6Al-4V”, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 209, Pages 4036-4042.
- [20] Rao, B., Dandekar, C.R., Shin, Y.C., 2011, “An experimental and numerical study on the face milling of Ti-6Al-4V alloy: Tool performance and surface integrity”, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 211, Pages 294-304.
- [21] Rahman, M., Wong, Y.S., Zareena, A.R., 2003, “Machinability of titanium alloys”, *JSME International Journal Series C*, Volume 46, Pages 107-115.
- [22] Abele, L., Fröhlich, B., 2008, “High speed milling of titanium alloys”, *Advances in Production Engineering & Management*, Volume 3, Pages 131-140.
- [23] Box, G. E. P., Wilson, K. B., 1951, “On the experimental attainment of optimum conditions,” *Journal of the Royal Statistical Society Series B*, Volume 13, Pages 1-45.
- [24] Dean, A., Morris, M., Stufken, J., Bingham, D., 2015, *Handbook of Design and Analysis of Experiments*, CRC Press, ISBN:978-1-4665-0434-9.
- [25] Vining, G., Kowalski, S. M., 2011, *Statistical Methods for Engineers*, Cengage Learning, USA.
- [26] Myers, R.H., Montgomery, D.C., 2001, *Response Surface Methodology*, John Wiley & Sons, New Jersey.
- [27] Lawson, J., 2015, *Design and Analysis of Experiments with R*, Taylor & Francis Group, New York.

8th SESSION

1.7225 ÇELİĞİNİN DELİNMESİNDE OPTİMUM KESME KENARI RADYÜSÜ VE KESME PARAMETRELERİNİN KESME KUVVETLERİNİN ÖLÇÜLMESİYLE BELİRLENMESİ

Serhan Açıy^a, Mehmet Kolaç^b ve Ozan Ali Atak^c

a, Bosch Sanayi ve Ticaret A.Ş., Bursa/TÜRKİYE, serhan.acay@tr.bosch.com

b, Bosch Sanayi ve Ticaret A.Ş., Bursa/TÜRKİYE, mehmet.kolac@tr.bosch.com

c, Bosch Sanayi ve Ticaret A.Ş., Bursa/TÜRKİYE, ozanali.atak@tr.bosch.com

Özet

Bu çalışmada, dizel motor enjektörlerinin delinmesinde kullanılan Ø8 mm helisel matkabı ile gerçekleştirilen kesme parametrelerine göre (ilerleme değeri, kesme hızı), sensörlü takım tutucu ekipmanı ile kesme kuvvetleri ölçülere uygun kesme kenarı radyüsü ve kesme parametreleri belirlenmiştir. Uygun kesme kenarı radyüsünün belirlenmesinde işlem ile kesme kuvveti değerinin korelasyonundan yola çıkarak belirlenmiştir. Bu çalışma ile kesme kuvvetlerinin azaltılması ile takım ömrü artırılmış ve yüzey kalitesi iyileştirilmiştir. Deney tasarımı için Minitab 17 yardımı ile hazırlanan DOE (Design of Experiment) yönteminden yararlanılmış, deney parametre ve sayısının tespiti, verilerin analizi ve bulguların doğrulanmasında Taguchi Metodu kullanılmıştır.

Anahtar kelimeler: Parametre, Optimizasyon, Kesme kenarı.

INVESTIGATION OF OPTIMUM CUTTING EDGE RADIUS AND CUTTING PARAMETERS DURING DRILL OF 1.7225 STEEL VIA CUTTING FORCES MEASUREMENT

Abstract

In this study, drilling with Ø8 mm which has been used in body part of diesel engine injection, has been researched depending on cutting parameters (feed , cutting speed), cutting edge radius of drilling process and optimum machining conditions have been identified with sensory tool holder cutting forces measurement equipments. Optimum cutting edge radius has been identified regarding to correlation with cutting forces of operation. By means of this study achieved to increase tool life by decreasing of cutting forces and better surface quality. DOE (Design of Experiment) methods are used in order to plan the experiment via Minitab 17 and Taguchi method is used so as to parameters verification and number of experiment, analyze datas and verification of findings.

Keywords: Parameter, Optimisation, Cutting edge.

1 Giriş

Bir işletmede performansı belirleyen en önemli ölçütler (KPI: Key Performance Indicators) ürün maliyeti, ürün kalitesi ve teslimattır. Piyasada rekabetin sürdürülmesi için bu ölçütlerin iyileştirilmesine yönelik sürdürülebilir iyileştirme aktivitelerinin tanımlanması gerekir. Kurumsal işletmelerde bu üçlü sac ayağından en az bir tanesine dayandırılmayan hiçbir aktivitenin işletme için katma değeri yoktur. Bu nedenle maliyet ve kalite aktiviteleri işletmeler için hiçbir zaman önemini yitirmemektedir. Elde edilen olumlu çıktılar dolaylı yoldan üretimin teslimat adetlerini de yükseltir.

Üretim için oluşan maliyetler takım maliyetleri, işletme maliyetleri ve bakım maliyetleri olmak üzere üç ana başlık altında toplanır. Takım maliyetleri talaşlı imalat ile doğrudan ilgili olup; seçilen yöntemin şekline, kullanılan kesici takımın çeşidine göre farklılık gösterir.

Tezgahın etkin kullanım oranı ile ilişkili olan teknik kayıpları, sık takım değişimi ve makine duruşları Kesici takımlarda düşük takım ömrüne sebep olmaktadır. Bu nedenle bu çalışmada kesme şartlarının iyileştirilmesi ile kesici takım performansının artırılmasına odaklanılmıştır.

Delik delme işlemi en yaygın talaşlı imalat yöntemlerinden birisidir. Delme işlemi genel olarak helisel matkap aracılığıyla klasik matkap tezgahlarında ve gelişmiş CNC tezgahlarda bir iş parçası üzerinden talaş kaldırılarak gerçekleştirilir [1].

Tüm işlemlere uygulanabilen genel kural; efektif takım uzunluğunun (L) en iyi rijitliğin ve hassasiyetin elde edilmesi için minimize edilmesidir. Delik işlemede efektif takım uzunluğu delik derinliğince belirlenir. Rijitlik daha büyük takım çapı (D) kullanıldığı zaman artar. Ancak talaş tahliyesi ve radyal hareketler açısından delik içerisindeki boşlukta dikkate alınması gerektiğinden takım çapı açısından bazı sınırlamalar vardır. Rijitlik L/D oranı ile tanımlanır, daha küçük bir L/D oranı işlem boyunca daha iyi bir rijitlik sağlar [2].

Delik derinliğinin delik çapına oranı (L/D Oranı) aynı zamanda delme işlemi tanımlar. Derin delik terimi delik derinliği-delik çapı oranı büyük olan delikler için kullanılan bir terimdir. Bu delikler çaplarının 5 ila 100 katı derinliklere sahip olan deliklerdir [3].

Birçok farklı teknolojik uygulamalarda küçük çaplı deliklerin delinmesi ve büyük delik derinliği-delik çapı oranı gereklidir (örneğin; havacılık sanayii için türbin kanatçıklarının soğutma kanalları, tıp alanında kemik iğneleri ve şırıjı iğneleri ya da otomotiv sektöründe püskürtme teknolojisi gibi). İşlem gereği bu tarz küçük deliklerin delinmesinde özel hassasiyetler talep edilmiştir. Bu işlemde kendiliğinden oluşan bir kesici takım hatasına sebebiyet verebilecek olan, yeterli olmayan talaş tahliyesi probleminden bahsedilebilir. Talaş tahliyesini belirleyen iş parçası malzemesi ve işlem büyüklükleridir [4].

Delik delmede talaş kırma ve talaşın boşaltılması kritik öneme sahiptir. Delik derinliği ne kadar uzunsa işlemi kontrol etmek ve talaş kaldırmak o kadar zor olur. Delme işlemi sırasında meydana gelen talaş oluşumu kesme kuvvetlerini, kesme sıcaklığını ve dolaylı olarak deliğin yüzey kalitesini ve ölçü tamlığını etkilemektedir [3,4].

Yaşar, Sekmen ve Günay sıcak iş takım çeliğinin işlenmesinde kesme parametrelerini optimize etmişler ve yüzey pürüzlülüğünü modellemişlerdir. Çalışmada deney tasarımı yöntemi uygulamış, farklı kesme parametrelerinin (kesme hızı, ilerleme, kesme derinliği) etkilerini incelemişlerdir. Yüzey pürüzlülüğü üzerine en etkili faktörün ilerleme miktarı olduğunu bulmuşlardır [5].

Uysal ve Altan kesici kenarı yuvarlatılmış, aşınmış takımlarla ortogonal talaş kaldırma için geliştirilen bir kayma hattı modeli ile deneysel bir çalışma yaparak çeşitli talaş kaldırma parametrelerinde kesme ve radyal

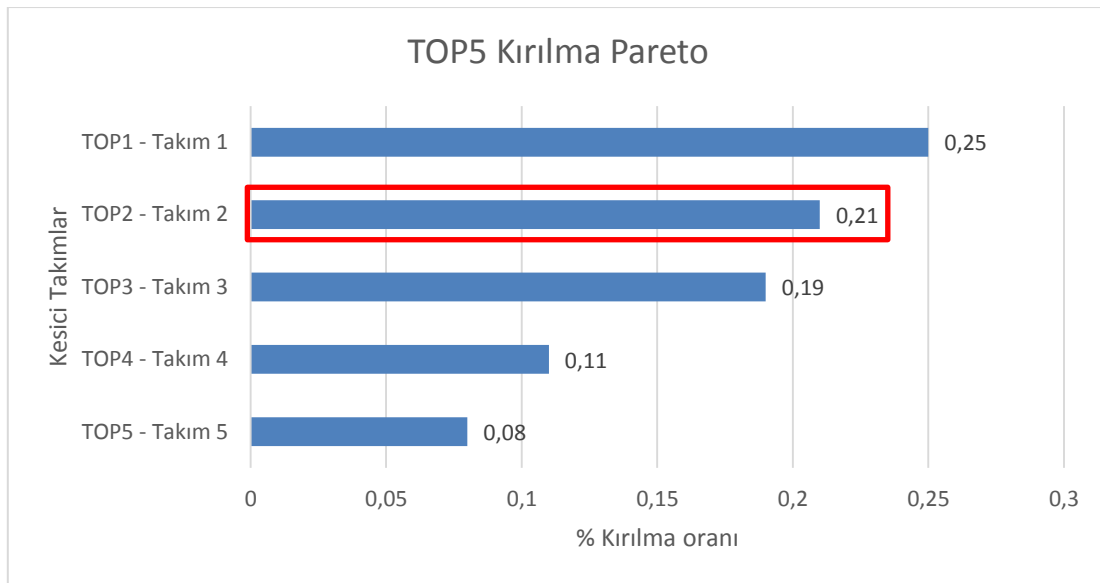
kuvvetlerinin dalma kuvvetine oranını bulmuş, dalma kuvvetinin kesme parametreleriyle etkileşimini incelemişlerdir. Bu inceleme sonucunda serbest yüzey aşınma miktarı arttıkça dalma kuvvetlerinin kesme ve radyal kuvvetler üzerindeki etkisinin arttığı belirlenmiş; kesici kenar yuvarlama yarıçapı arttıkça kesici kenarın iş parçasına dalması için daha fazla kuvvete gereksinim duyduğunu, talaş derinliğinin artması ile birlikte dalma kuvvetinin de arttığını saptamışlardır. Kesme hızı ve talaş açısı arttıkça kesme kuvveti ve radyal kuvvet azalmakta ancak dalma kuvveti çok fazla etkilenmemektedir [6].

Baytok, Tuna, Toprak, Özlü ve Budak freze ve delik delme işlemlerinde kullanılan karbür takımların sistematik olarak performanslarını incelemiş; kesme kuvveti ile ilgili olarak kesme kuvvetleri arasında en yüksek fark %15 'ten az olmak üzere marjinal farklılıkların olduğu, farkların başta ilerleme yani talaş kalınlığı ile değişebildiği, özellikle ince işlemede kullanılan düşük talaş kalınlıklarında kesici ağız yuvarlatma çapının daha etkin hale geldiğini ve belirleyici olduğunu, yüksek yuvarlama yarıçapının kesme kuvvetleri üzerinde önemli rol oynadığını ve takım ile parça esnemelerini arttırdığını belirtmişlerdir [7].

Kesici takımlarda kullanılan malzemelerden beklenen temel özellikler belirli bir tokluk değerine sahip olmalarının yanı sıra, özellikle yüksek sıcaklıklarda aşınma ve oksidasyona karşı bir dayanımdır. Bu amaçla geliştirilen yüzey kaplamalarından beklenen başlıca özellikler yüksek sertlik, iş parçasına düşük ancak kesici takıma yüksek yapışma, yüksek aşınma direnci, yüksek kimyasal kararlılık ve tokluk, yüksek yük taşıma kapasitesi, düşük kesme kuvvetleri, düşük ısıl iletim katsayısı şeklinde sıralanabilir. Bu özellikleri sağlamak üzere kullanılan TiN(Titanyum nitrür), TiAlN(Titanyum alüminyum nitrür), TiCN(Titanyum karbo-nitrür), CrN(Krom Nitrür) başlıca kaplama türleri yanında, son dönemde kaplama teknolojilerinde yönelim tek katmanlı kaplamalardan, nano boyutta çok katmanlı kaplamalara doğru olmuştur[2,8].

Delik delme işleminde kesme parametrelerinin sistematik bir biçimde Taguchi yöntemiyle incelenmesi ve kesme şartlarının iyileştirilmesi ile ilgili benzer bir çalışmayı Meral, Sarıkaya ve Dilipak yapmışlardır. Yaptıkları çalışmada Taguchi yöntemi ile işleme sırasında istenmeyen faktörlerin etkisi kısa sürede tespit edilmiş, zaman ve maliyet düşürülerek ürün kalitesi artırılmıştır. Kesme parametreleri ile ilgili olarak kesme kuvvetleri sonuçlarını etkileyen en büyük faktörün ilerleme değeri ve matkap çapı olduğunu, kesme hızının ise daha az etki ettiğini tespit etmişlerdir [9].

Bu çalışmanın amacı; ilgili üretim biriminin takım kırılma oranlarını düşürmek için Pareto analizine (Şekil 1) göre ikinci sırada yer alan Ø8 helisel matkabın kesme şartlarının optimize edilerek takım kırılmalarının azaltılması ile üretimde takım maliyetlerinin düşürülmesidir.



Şekil 1 : Pareto Analizi

Bu çalışmaya kadar işletmemizde mevcut durumda uygun kesme parametrelerinin belirlenmesi için denemeler zaman açısından maliyetli, derin bir uzmanlık bilgisi gerektirmekte ve işlem esnasında oluşan mekanik yükler ölçülememektedir. Bu nedenle çalışmanın diğer hedefleri; delme işlemi esnasında oluşan mekanik yüklerin (İlerleme Kuvveti, Moment ve benzeri) sensörlü bir takım tutucu (SeTT) yardımı ile ölçülmesi, talaşlı imalat için yeni takip parametrelerinin tanımlanması, kesici takım ömrü ile ilgili çalışmalar için yapılan deneme adedinin azaltılması, temel denemelerde %70 'e kadar zaman kazanımı, işlem optimizasyonunda kesme parametrelerinin yeniden belirlenmesinde bir metodik yaklaşımın getirilmesi şeklinde olmuştur.

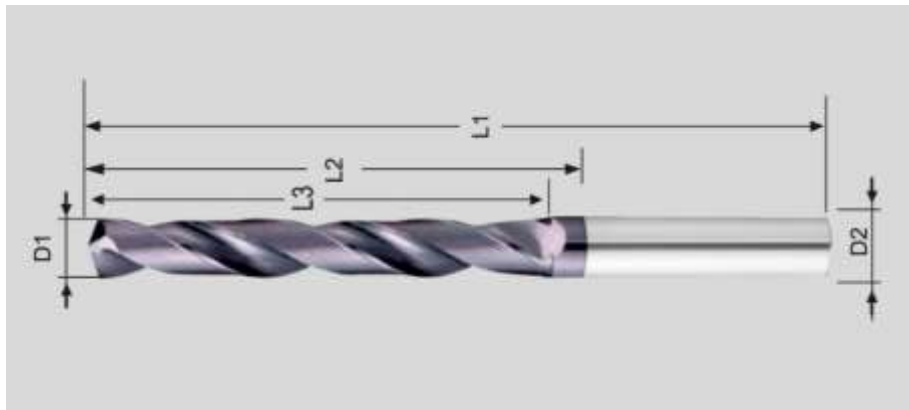
2 Materyal ve Yöntem

İş parçası malzemesi 37 ± 3 HRC sertliğinde 1.7225 ıslah çeliğidir. Bu çelik otomotiv ve uçak sanayisinde, sünekliği yüksek parçaların üretiminde kullanılır. $\varnothing 65 \times 55$ mm ölçülerindeki iş parçasına $\varnothing 8$ mm 20 adet 36 mm derinliğinde delik delinmiştir (Şekil 2). Kılavuzlama için $\varnothing 8,02$ mm çapında helisel matkap ile 10 mm derinliğinde bir pilot delik delinmiştir.



Şekil 2 : İş parçası

Kesici takım olarak $\varnothing 8 \times 120$ mm ölçülerinde içten soğutmalı, komple karbür helisel matkap kullanılmıştır (Şekil 3). Seride takım ömrü bileme başına 600 delik olup, karşılığı 21,6 m 'dir. Seride üretim kesme parametreleri Tablo 1'deki gibidir.

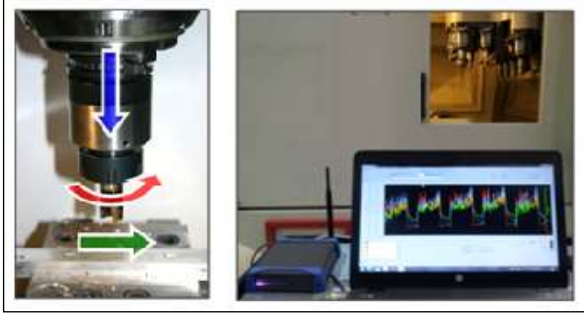


Şekil 3 : İçten soğutmalı helisel matkap ($\varnothing 8$ mm Karbür)

Tablo 1 : Seri Üretim Kesme Parametreleri

Kesme Parametreleri	Sembol	Birim	Mevcut Durum
Kesme Hızı	V_c	[m/dak]	75
Devir	n	[dev/dak]	3000
İlerleme	f_n	[mm/dev]	0.11
Uç Radyüsü	-	[μ m]	5

Denemeler Siemens 840 kontrol ünitesine sahip Chiron TBZ 12W dik işleme derin delme tezgahında yapılmıştır. Soğutma sıvısı yağ olarak doğal ester esaslı yüksek performanslı, katkı maddesi içermeyen yağ kullanılmıştır. Delme işlemi sırasında oluşan ilerleme kuvveti, tork ve burulma momenti gibi mekanik yükler sensörlü takım tutucu (Şekil 4) yardımı ile ölçülmüş ve tork değerleri analiz edilmiştir. Yeni kesme koşulları daha sonra seri üretimde kullanılmakta olan dik torna işlem merkezinde, enjektör gövdesi (Şekil 5) üretiminde test edilecektir.

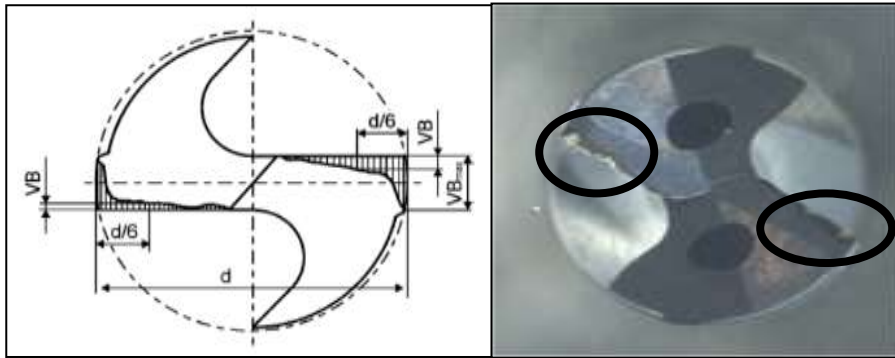


Şekil 4 : Sensörlü Takım Tutucu



Şekil 5 : Enjektör Gövdesi

Deneyler esnasında sensörlü takım tutucu ile alınan mekanik yük ölçümlerine ek olarak helisel matkabın V_{Bmax} kesme ağızı serbest yüzey aşınması da ölçülmüş (Şekil 6) ve seri üretim değerleri ile karşılaştırılarak seride kullanılan kesici takım ömrünün arttırılmasında ölçüt olarak alınmıştır. V_{Bmax} kesici ağız serbest yüzey aşınması için üst limit ISO 3685'te kesme ağız serbest yüzey düzensiz aşınma için tanımlanmış olan maksimum 0,6 mm değeri referans olarak alınmıştır.



Şekil 6: Helisel Matkap Serbest Yüzey Aşınması

3 faktör ve 3 seviye olarak belirlenmiş olan deney seti girdileri Tablo 2'de verilmiştir. Bu girdilerle Minitab 17'de L/9 'Half Design' düzlemine göre oluşturulan deney tasarımı Tablo 3'te verilmiştir.

Tablo 2 : Deney Faktörleri ve Seviyeleri

Parametreler	Seviye 1	Seviye 2	Seviye 3
Kesme Hızı	70	90	110
İlerleme	0,05	0,075	0,1
Uç Radyüsü	5	10	15

2.1 Kesme Kenarı Radyüsü Hazırlama Yöntemi

Deneylerde kullanılan değişken parametrelerden biri olan kesme kenarı radyüsü, matkapların kesme kenarı boyunca uzanan radyal formdur (Şekil 7). Takımdaki bu formu değiştirmekteki amaç, formun talaş yönlendirmesi, darbe direnci ve kesme sırasında oluşan mekanik kuvvetlere etki etmesidir. Deney sırasında bu radyüsün mekanik kuvvetlere ve takım aşınmasına olan etkileri gözlenmiştir.



Şekil 7: Helisel Matkap Kesme Ağzı Radyüsü

Takım endüstrisinde kesme kenarı radyüsünün değiştirilmesinde fırçalama, drag finiş gibi yöntemler kullanılmaktadır. Deneyler sırasında kullanılan takımların radyüsleri drag finiş metoduyla hazırlanmıştır. Drag finiş makineleri döner tambur, hareketli takım tutucu ve taşıma ünitesinden oluşur. İşlem sırasında taşıyıcı ünite aşağı hareket eder, takım tutucu ve tambur dönmeye başlar, bu dönüş sırasında döner tambur içerisindeki aşındırıcı malzemeler takımın keskin köşelerini aşındırır ve kesme kenarı radyüsü artar. İstenilen kesme kenarı radyüsü değerine göre bu makinedeki dönüş süresi, dönüş hızı, ortam (aşındırıcı malzeme) gibi parametreler değiştirilir (Şekil 8).



Şekil 8 : Drag finiş makinesi

3 Deneysel Bulgular ve Tartışma

Faktörlerin her birinin kesme kuvveti(N) üzerine etki seviyeleri Şekil 9’da verilmiştir ve buna göre kesme kuvveti üzerine en etkin faktör ilerleme değeridir.

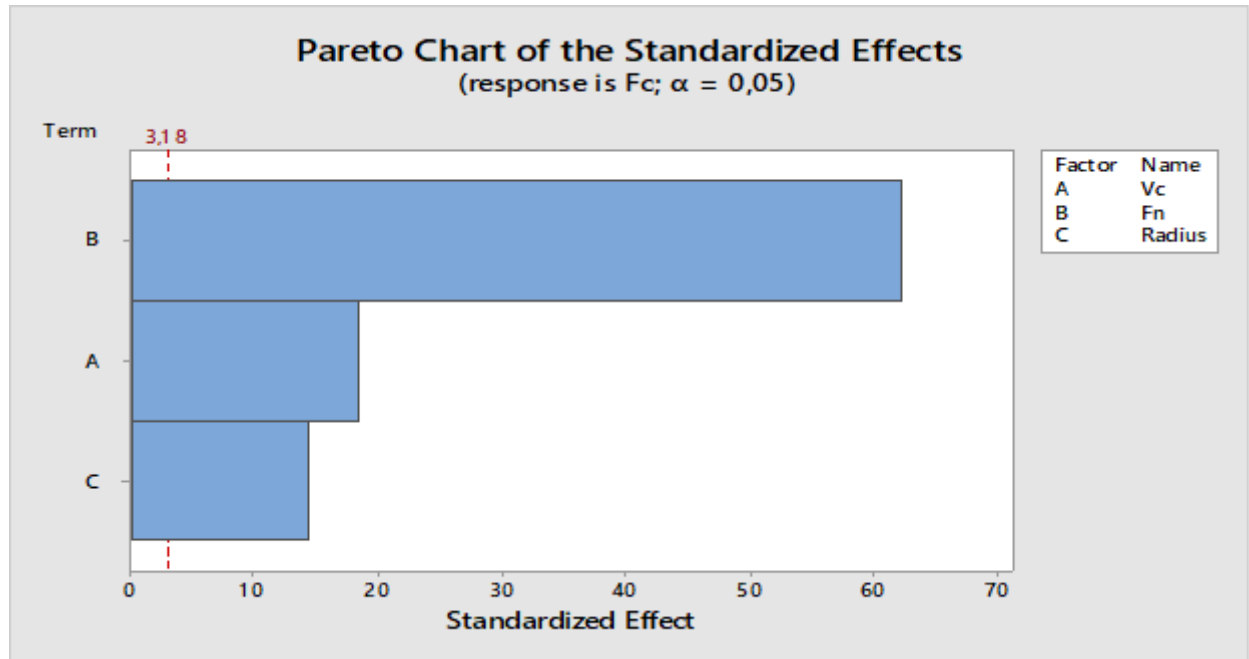
Deneysel ölçülen tork değerleri ve bu değerlere karşılık basit Tork Denklemi (1) yardımıyla ampirik olarak hesaplanmış kesme kuvveti değerleri Tablo 3’te sunulmuştur.

$$T = \frac{D}{4} \frac{F_{cz} Z}{1000} \quad (1)$$

T: Tork [Nm], D: Çap [mm], F_{cz} : Kesme Kuvveti [N], Z: Kesici Ağız Sayısı [-]

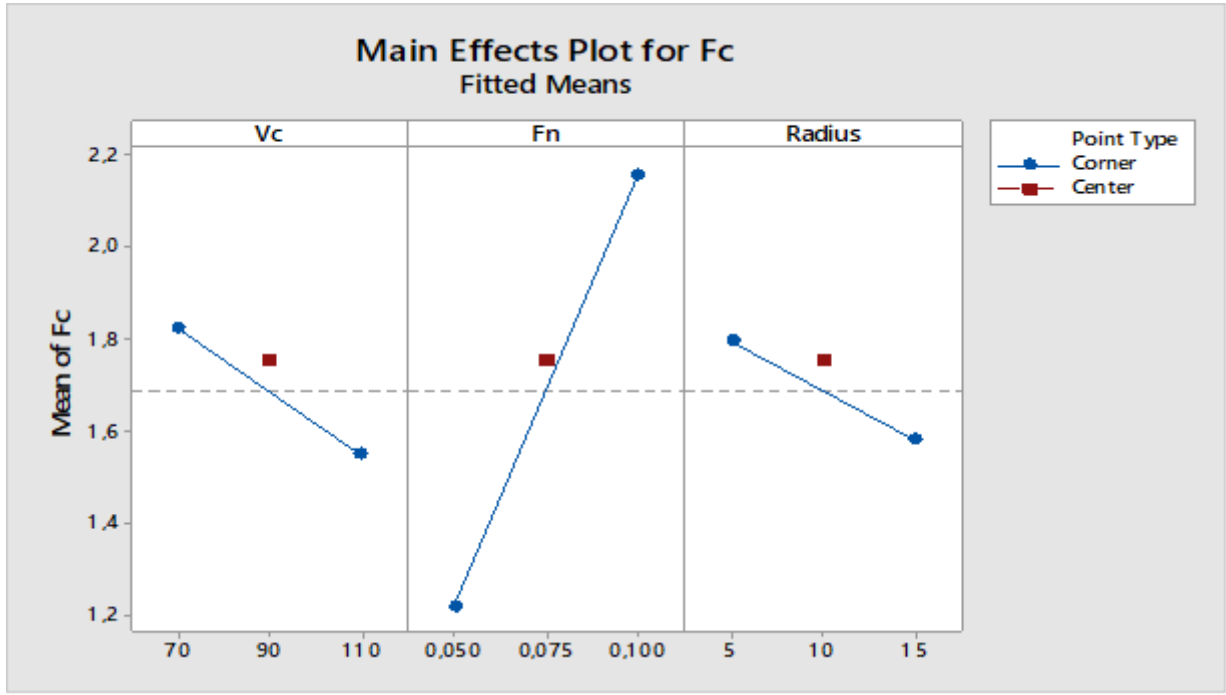
Tablo 3 : Kesme kuvveti ölçüm sonuçları

Test No	Vc (m/dk)	Fn (mm/dev)	Radyus (μm)	Ft - Tork [Nm]	Ff - Baskı Kuvveti [N]	Fr - Burulma Momenti [Nm]	Kesme Kuvveti [N]
1	90	0,075	10	1,76	891,34	0,6	447,27
2	70	0,1	5	2,4	1030,3	0,87	609,91
3	90	0,075	10	1,79	900	0,59	454,89
4	90	0,075	10	1,74	899,34	0,62	442,19
5	110	0,1	15	1,91	1020,4	0,99	485,39
6	110	0,05	5	1,19	712,98	1,28	302,41
7	70	0,05	15	1,25	612,5	1,47	317,66
8	90	0,075	10	1,77	880,34	0,61	449,81



Şekil 9 : Deney Faktörleri Etki Seviyeleri

Sinyal/Gürültü oranına (S/N: Signal to Noise Ratio) en düşük kesme kuvveti için bakılacak olup, bu yaklaşım ile “en düşük en iyidir” analizi etkin faktörün ilerleme değeri olduğunu burada bir kez daha göstermektedir (Şekil 10). Artan ilerleme değeri ile beraber kesme kuvveti de etkin bir şekilde artmaktadır. Kesme kenar hazırlama ve kesme hızı faktörleri kesme kuvvetini etkin bir şekilde etkileyen faktörler olarak kesme kuvveti modelinde (1) yer almamışlardır. İlerleme değeri sonrasında sırasıyla kesme hızı ve kesme kenarı radyüsünün kuvvet üzerinde etkili olduğu Şekil 9’daki grafikten de anlaşılmaktadır.



Şekil 10 : S/N Oranı (Sinyal/Gürültü)

4 Sonuçlar

Çalışmanın sonucu olarak sensörlü takım tutucu yardımı ile yapılan ölçümlerin analizi doğrultusunda takım kırılmaları azaltılmış ve yeni belirlenen parametreler seri imalatla denenmek üzere programları hazırlanmaktadır.

Yapılan deneylerde değişkenlerin sabit kaldığı Test no1,3,4 ve 8’de ölçüm değerleri birbirinin tam aynı olmamakla birlikte aralarında anlamlı bir fark oluşmamıştır.

Bu metodik yaklaşım ile kesme kuvvetleri azaltılmış ve deney sayısı azaltılarak zamandan tasarruf edilmiştir. Taguchi L/9 “Half Design” ile deney sayısı 3*3*3 (27) yerine 8adet deney gerçekleştirilmiştir. S/N oranları incelendiğinde kesme kuvveti üzerinde en etkili faktörün ilerleme değeri olduğu tespit edilmiştir. İlerleme değeri artarken kesme kuvveti de artmaktadır. Kesme hızının etkisi daha düşük olmasına rağmen o da kesme kuvvetlerini artan kesme hızıyla kesme kuvvetlerinin düşüşü şeklinde etkilemiştir.

Ancak bu çalışmada bilinenin aksi bir sonuç olarak kesme kenarı radyüsü de Ct Pt değerinin üzerinde olan en büyük değerinde kesme kuvvetinin en az olduğu durumu vermiştir. Açıklama olarak kesme kenarı radyüsü değerinin işleme göre uygun olduğu ancak normal şartlarda düşük radyüslerin takımı kırılmaya eğilimli hale getirdiği ve büyük radyüslerin yüzey alanı artırarak kuvvetleri artırdığı bilinmektedir. Bu da işleme tipine ve takım geometrisine bağlı olarak optimum kesme kenarı radyüsü belirlemenin ve mikro geometrilere doğru odaklanmanın gerekliliğini göstermektedir.

Deney sonunda aşınmalar ve yüzey pürüzlülükleri ölçülmüş ancak tolerans değerleri içinde kaldığından ve bu çalışmanın konusu olmadığından burada verilmemiştir.

Ön seri deneme sonuçlarına göre takım kırılmaları azaltılmış ve bu yöntemle takım performansı artırılmıştır. Bu deneyden alınan sonuçlarla benzer takımlar için optimum kesme kenarı radyüsü ve kesme parametreleri korelasyonu gerçekleştirilecektir.

5 Kaynakça

- [1]. Arafat, M. (2009), " CNC Delme İşleminde Delme Parametrelerinin Yüzey Pürüzlülüğü Açısından Optimizasyonu ", Yüksek Lisans Tezi, Erciyes Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Kayseri.
- [2]. Çakır, M.Ç. (2010), "Modern Talaşlı İmalat Yöntemleri", DORA Yayıncılık Ltd. Şti., Bursa.
- [3]. Biermann, D. and Heilmann, M. (2010), "Teifbohren mit kleinen Durchmessern ", WB Werkstatt + Betrieb, pp 54-57.
- [4]. Yağmur, S., Acır A., Şeker, U. and Günay M. (2013), "Delik Delme İşlemlerinde Kesme Parametrelerinin Kesme Bölgesindeki Sıcaklığa Etkisinin Deneysel İncelenmesi", Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University, Vol 28, No 1, pp 1-6.
- [5]. Yaşar, N., Sekmen, M. and Günay, M. (2014), "Sıcak İş Takım Çeliğinin İşlenmesinde Kesme Parametrelerinin Optimizasyonu Ve Yüzey Pürüzlülüğünün Modellenmesi", Beşinci Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu Bildiriler Kitabı, Bursa, sf. 159-167.
- [6]. Uysal, A. and Altan, E. (2014), "Kesici Kenarı Yuvarlatılmış Aşınmış Takım İle Talaş Kaldırmada Dalma Kuvveti", Beşinci Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu Bildiriler Kitabı, Bursa, sf. 181-189.
- [7]. Baytok, E., Tuna, B., Toprak, A., Özlü, E. and Budak, E. (2013), "Freze Ve Delik Delme İşlemlerinde Kullanılan Karbür Takımların Sistemik Olarak Performans Karşılaştırması", Dördüncü Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu Bildiriler Kitabı, Kuşadası, sf. 185-201.
- [8]. Savaşkan, M., Taptık, Y. and Ürgen, M. (2004), "Deney Tasarımı Yöntemi İle Matkap Uçlarında Performans Optimizasyonu", İTÜ Dergisi, Cilt 3, No 6, pp 117-128.
- [9]. Meral, G., Sarıkaya, M., and Dilipak, H. (2011), "Delme İşlemlerinde Kesme Parametrelerinin Taguchi Yöntemiyle Optimizasyonu", Erciyes University Journal of the Institute of Science And Technology, Vol 27, No 4, pp 332-338.

PMD 23 ÇELİĞİN TORNALANMASINDA % 0.15 NANO-MoS₂ KATKILI MİNİMUM MİKTARDA YAĞLAMANIN (MMY) PERFORMANSININ İNCELENMESİ

Alaattin Kaçal

*Dumlupınar Üniversitesi Simav Teknoloji Fakültesi, İmalat Mühendisliği Bölümü, Simav, Kütahya/TÜRKİYE
alaattin.kacal@dpu.edu.tr*

Özet

Bu çalışmada, sertleştirilmiş (60 HRC) PMD 23 toz metalürjik (TM) çeliğin tornalanmasında minimum yağlama (MMY) ve % 0.15 nano-MoS₂ katkı MMY koşullarının işlenebilirliğe etkisi araştırılmıştır. Tornalama testleri üç farklı kesme hızı (150-200-250 m/dak), ilerleme (0.05-0.1-0.15 mm/dev) ve 0.25 mm sabit kesme derinliğinde yapılmıştır. Yüzey pürüzlülüğü (Ra) performans kriteri olarak belirlenmiştir. Deneysel sonuçlar, % 0.15 nano-MoS₂ katkı MMY'nin yüzey pürüzlülüğünü olumlu etkilediğini göstermiştir. Deney sonuçları istatistiksel olarak da analiz edilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Minimum miktarda yağlama (MMY), Nano- MoS₂, Tornalama

INVESTIGATION OF THE PERFORMANCE OF 0.15% NANO-MoS₂ ADDED MINIMUM QUANTITY LUBRICATION (MQL) IN TURNING OF PMD 23 STEEL

Abstract

In this study, effect of minimal lubrication (MQL) and 0.15% nano-MoS₂ added MQL conditions on machinability has been investigated in turning of hardened (60 HRC) PMD 23 powder metallurgical (PM) steel. The turning tests were performed with three different cutting speeds (150-200-250 m/min), feeds (0.05-0.1-0.15 mm/rev) and 0.25 mm constant depth of cuts. Surface roughness (Ra) has been determined as performance criteria. Experimental results have shown that 0.15% nano-MoS₂ added MQL positively affects the surface roughness. Also the experimental results were statistically analyzed.

Key Words: Minimum Quantity Lubrication (MQL), Nano- MoS₂, Turning

1. GİRİŞ

Geçtiğimiz yüzyıl, işleme, kesici takımlar, makine kontrolleri ve soğutma maddesi / yağlayıcı kimyasında önemli gelişmelere tanık olmuştur. Bu gelişmeler özellikle havacılık, buhar türbini, rulman endüstrisi, nükleer ve otomotiv uygulamaları için kullanılan talaş kaldırması zor olan malzemelerinin işlenmesini geliştirmiştir. [1]. Ayrıca, yüksek işleme verimliliği talebinin artması yüksek kesme hızı ve ilerleme hızının kullanılmasına ihtiyaç duymaktadır. Bunun sonucunda yüksek kesme sıcaklığında kötü termal iletkenlik, yüksek mukavemet, aşınma direnci ve kimyasal bozunum gibi kendine has özellikleri nedeniyle sadece takım ömrünü azaltmakla kalmaz, aynı zamanda ürün kalitesi, yüzey pürüzlülüğü de etkilenir [1-3]. Yüksek sıcaklık metalleri gibi kesilmesi zor malzemelerin işlenmesi, zayıf işlenebilirliğinden dolayı verimlilik ve imalat maliyeti açısından talaşlı imalat esnasında zorlayıcıdır [4]. İmalat sanayi, bir ülkenin ekonomisinde çok önemlidir. Bununla birlikte, büyük miktarda kaynak tüketimi ve ortaya çıkan atıkların kontrolü, geri dönüşümü gibi ele alınması gereken problemlerin de kaynağıdır [5]. Bu aşamada, üretimde sürdürülebilirlik kavramlarının uygulanmasına yönelik mevcut baskı, sürdürülebilir işleme uygulamalarının benimsenmesi gerekliliğini de ortaya koymaktadır [6]. Metal kesme sıvıları, yağlama, soğutma ve talaş temizleme işlevlerinden dolayı işleme performansını değiştirir. Ancak kesme sıvı kullanımı çalışan sağlığı, depolama ve

elden çıkarma masrafları nedeniyle üretim maliyetini arttırmakla kalmaz, aynı zamanda ciddi çevresel ve sağlık tehlikeleri yaratır [7]. Kesme sıvısı kullanımının en aza indirilmesi de yağlayıcı maliyetlerinden ve iş parçası / kesici takım / makine temizleme döngüsü süresinden tasarruf sağlayarak ekonomik avantajlara neden olur [1]. Bu problemler nedeniyle, talaşlı imalat işlemlerinde kesme sıvısının kullanımını en aza indirmek veya hatta önlemek için bazı alternatifler aranmıştır. Bu alternatiflerden bazıları kuru parça işleme ve minimum miktar yağlama (MMY) ile işlemedir [2, 8-11]. Çeliklerin sertleştirildikten sonra tornalanmasının da kuru kesme arayışının bir sonucu olarak ortaya çıktığı söylenebilir. Bunun sonucunda, taşlama operasyonlarına yakın değerlerde yüzey kalitesi elde etme, kısa işleme süresi, soğutma sıvısı gereksiniminin azaltılması gibi nedenlerden dolayı avantajlıdır [12]. Kuru kesme işleminde her zaman soğutma sıvısı kullanmadan kaçınılamayabilir. Kesilmesi zor alaşımlar işlenirken soğutma/yağlama hala üstesinden gelinemez endüstriyel zorunluluktur. Minimum Miktar Yağlama (MMY) veya Soğutma (MMS) gibi alternatif sistemlerin kullanımı son yıllarda sıkça karşılaşılan bir durumdur. Minimum miktarda yağlama, isminden de anlaşılacağı gibi, çok küçük yağ damlalarının hava ile karışmasıyla birlikte, kesici takım ve iş parçası arasında ince bir yağ katmanı oluşturarak sürtünmeyi azaltır ve ısınmayı minimum seviyede tutar, böylece takım değiştirmeden daha uzun çalışma süreleri ve işlenmiş parça sayılarında artış elde edilir. Yüksek ısınmaya maruz kalmayan takımın ömründe birkaç kata varan artış sağlanır. İşlem esnasında gerekli olan minimum seviyede yağ kullanıldığından gözle görülür bir yağ atığı oluşmaz. Bu sayede atık bertaraf ve işgücü konularında tasarruf edilmesini sağlar [13]. Yapılan bazı çalışmalar, MMY tekniğinin kuru işleme ile karşılaştırıldığında takım ömrünü artırmak ve işlenmiş parçaların kalitesini arttırmak bakımından kesme performansını büyük ölçüde geliştirdiği yönündedir. [14]. MMY sisteminin uygulanmasıyla birlikte, yağlayıcı miktarı ve performansında büyük oranda avantaj sağlandığı görülmüştür. Bununla birlikte, takımların bakım, değiştirme ve işlem sonrası oluşan atık bertaraf maliyetlerinde çok önemli ölçülerde de tasarruf sağladığı anlaşılmıştır. MMY sistemi ile kesme yapmanın bir diğer avantajı ise talaş ve iş parçası neredeyse kuru bir şekilde kalır bu talaşın geri dönüşüm maliyetlerini düşürür. Uygulama esnasında, iş parçası üzerinde oluşan talaş da uzaklaştırmakta, dolayısı ile çok daha temiz bir yüzey elde edilmesini sağlamaktadır [15]. Bunun sonucunda parça temizleme giderleri azaltılabilir. MMY sistemlerinde ağırlıklı olarak emülsiyon yağların kullanıldığı görülmektedir. Bunların yanında bitkisel yağlar, geleneksel sentetik emülsiyon soğutucularının sürdürülebilir alternatifleri olarak önerilmektedir [6].

Priarone vd. çalışmalarında takım ömrü konusunda bir emülsiyon sisi kullanımının MMY ve kuru kesime kıyasla avantajlı bir strateji olduğunu belirtmiştir. Ayrıca, akış hızı ve kesme sıvısı türü, işlem performansını önemli derecede etkileyen değişkenlerdir [13]. Sharma vd., minimum yağlama tekniği (MMY) / kuru işleme, yüksek basınçlı soğutma sıvısı, kriyojenik soğutma, basınçlı hava soğutma ve katı yağlayıcı / soğutucu kullanımı gibi tekniklerdeki büyük gelişmelere genel bir bakış sunmaktadır. Bu yöntemler ile kesme bölgesindeki sürtünme ve ısının azaltılması ile prosesin verimliliğinin artırılması sağlanmış, sonuçlar sonlu elemanlar teknikleri ile modellenmiştir [1]. Leppert, çalışmasında kuru kesme ve minimum miktar yağlama (MMY) sonuçlarını geleneksel emülsiyon soğutması ile karşılaştırmıştır. Deney sonuçları soğutma ve yağlama koşullarının yüzey özelliklerini önemli ölçüde etkilediğini göstermektedir. Bununla birlikte, soğutma ve yağlama tekniğinin etkisi, uygulanan kesme parametrelerine, yani kesme hızı ve ilerleme oranına büyük ölçüde bağlıdır. Doğru seçilmiş kesme parametreleri ile kuru veya MMY ile tornalamak geleneksel emülsiyon soğutması ile tornalamadan daha iyi yüzey karakteristiklerini üretmeyi mümkün kılmaktadır. Soğutma ve yağlamanın MMY modu, yüzey özelliklerinin iyileştirilmesinin yanı sıra çevre dostu olmasını da sağlar [10]. Dhar vd. AISI 4340 çeliğinin kaplanmamış karbür uçlar ile tornalanmasında MMY'nin takım aşınması ve yüzey pürüzlülüğü üzerindeki rolü üzerine deneysel bir inceleme yapmışlardır. Takım aşınma hızında ve yüzey pürüzlülüğünde, kesme bölgesi sıcaklığındaki azalma MMY ile elde edilmiştir [8]. Sohrabpoor çalışmasında her durumda, MMY stratejisinin en düşük yüzey pürüzlülüğünü ve takım aşınmasını sağladığını belirtmiştir [9]. Yüzey pürüzlülüğü, yalnızca bir bileşenin ömrünü etkilemekle kalmaz aynı zamanda iyi bir işlenebilirlik endeksi olarak görev yapan önemli parametrelerden biridir [7]. Sarıkaya ve Güllü çalışmalarında, soğutma durumu, kesme hızı, ilerleme hızı ve kesme derinliği gibi başlıca

tornalama parametrelerinin Ra ve Rz üzerindeki etkisini incelemek için bir dizi deney yapılmıştır. AISI 1050 çeliğinin tornalanması esnasında deneyler, kuru kesme, konvansiyonel ıslak soğutma ve MMY altında gerçekleştirilmiştir. Testler Taguchi'nin L_{16} ortogonal dizisine göre tasarlanmıştır. İşleme parametrelerinin Ra ve Rz üzerindeki önemini belirlemek için ANOVA analizi yapılmıştır. Sonuçlar yüzey pürüzlülüğü üzerindeki en etkili parametrenin ilerleme hızı olduğunu göstermektedir. Soğutma koşulları, yüzey pürüzlülüğü üzerinde önemli derecede etkilidir. MMY, kesme işlemleri için işlenmiş yüzey kalitesini arttırmak için iyi bir araçtır [3]. Sayuti vd. çalışmalarında, AISI 4140 sertleştirilmiş çeliklerin tornalanmasında bir SiO_2 nano yağlama sisi kullanılmış ve hava basıncı ile uygulanmıştır. Bu araştırma çalışmasında, en düşük takım aşınması ve en iyi yüzey kalitesine yönelik doğru yağlama koşullarını sağlamak için optimum nano- SiO_2 yağlama parametreleri araştırılmıştır. [16]. Yazid vd. üç kesme koşulunda (kuru, MMY 50 mL/saat ve MMY 100 mL / saat), aşınmaya dirençli, nikel bazlı bir süper alaşım olan Inconel 718'in tornalanmasında kesme parametrelerinin ve işleme koşullarının yüzey bütünlüğüne etkisini araştırmak için deneysel çalışma yapmışlardır. Bu çalışmanın sonuçları MMY'nin yüzey bütünlüğü özelliklerini iyileştirebileceğini göstermektedir [17]. Dambhare vd. tornalama süreci ile ilgili sürdürülebilirlik konularını yüzey pürüzlülüğü, talaş kaldırma hızı ve enerji tüketimi gibi parametrelerle araştırmışlar. İşlem parametrelerinin (hız / ilerleme / kesme derinliği), işleme ortamının (kuru / MMY / ıslak) ve kesme takımının türüne tepki üzerindeki etkisi gözlemlendi. Verilerin test edilmesi için Varyans Analizi (ANOVA) uygulanmıştır. Çalışmanın sonuçları, yüzey parametrelerinin yüzey kalitesi, enerji tüketimi ve malzeme kaldırma oranı üzerindeki etkisini anlamaya yardımcı olmuştur [5]. Hwank ve Lee AISI 1045 malzemesinin MMY ve ıslak tornalama işleminde kesme parametrelerinin yüzey pürüzlülüğü ve kesme kuvveti üzerindeki etkilerini analiz etmişlerdir [18]. Padmini vd. AISI 1040 çeliğinin MMY ile tornalanması sırasında bitkisel yağ esaslı nano sıvıların performans üzerindeki etkisini incelemişlerdir. Farklı nano parçacık numuneleri, nano parçacık inklüzyonlarına (npi) göre nano molibden disülfür (nMoS_2) in Hindistan cevizi (CC), susam ve kanola (CAN) yağı kullanılarak formüle edilmiş ve bazik özellikler incelenmiştir. % 0.5 CC+n MoS_2 , tüm yağlayıcı koşullara kıyasla daha iyi işleme performansı sergilemiştir. CC ve n MoS_2 'yi kuru işleme ile karşılaştırıldığında % 0.5 npi ile kesme kuvveti, sıcaklık, takım aşınması ve yüzey pürüzlülüğü sırasıyla % 37, % 21, % 44 ve % 39 oranında azaltılmıştır [19]. Khan vd. düşük alaşımlı çelik AISI 9310'un tornalama performansı üzerindeki bitkisel yağ bazlı kesme sıvısı ile MMY etkilerini takım-talaş ara yüzey sıcaklığı, talaş oluşum biçimi, takım aşınması ve yüzey pürüzlülüğü açısından incelemiştir. MMY işleme, kuru ve ıslak işleme ile karşılaştırıldığında, kesme bölgesi sıcaklığının önemli ölçüde azalması nedeniyle uygun talaş oluşumunu ve takım-talaş etkileşimini mümkün kılan üstün bir performans sergilemiştir. Sonuçlardan da görüldüğü gibi, takım aşınmalarındaki önemli azalmanın takım ömrünü ve yüzey kaplamasını arttırdığı görülmüştür [20]. Benzer sonuçlara Hadad da işaret etmiştir [14]. Yousef vd. çalışmalarında minimum miktarda soğutma yağlama yöntemi performansını ortaya koymaya çalışmıştır. Bunu yapmak için, çevre dostu kesme sıvısını üretmek için, suyla karıştırılmış bitkisel yağ, az miktarda anti-bakteriyel madde ve kokulu öz ile birleştirildi. Yüzey pürüzlülüğü, tüketilen işleme gücü ve talaş oluşumunu değerlendirmek için sertleştirilmiş ve temperlenmiş AISI 1045 çelik üzerinde bazı testler yapılmıştır. Çalışmanın bulgularına dayanarak, işleme parametreleri, sağlık ve ekoloji ile ilgili konular açısından büyük bir gelişme gözlenmiştir. Yeni yöntemin daha iyi işleme performansı muhtemelen, yağın takım iş parçası arayüzüne etkili bir şekilde nüfuz edilmesinden kaynaklanmaktadır [21].

Yapılan çalışmalara genel olarak bakıldığında; talaşlı imalat operasyonlarında MMY kullanımı, başta zor işlenen malzemeler olmak üzere, birçok malzemenin kuru ya da geleneksel soğutma ile işlenmesine alternatif oluşturmaktadır. Bu çalışmada, T/M yöntemi ile üretilmiş ve sertleştirilmiş PMD 23 çeliğinin kaplamalı seramik kesici ile kuru şartlarda elde edilen sonuçların [22] referansında benzer parametreler kullanarak minimum yağlama/soğutma şartlarında tornalanmasının ardından ortaya çıkan yüzey pürüzlülüğü değerlendirilmiştir. Özellikle, MMY içine nano boyutlu katı yağlayıcı MoS_2 karıştırılmasının işleme performansı üzerinde olumlu etkisinin olacağı öngörülerek bu etkinin hangi düzeyde olacağının belirlenmesi hedeflenmiştir.

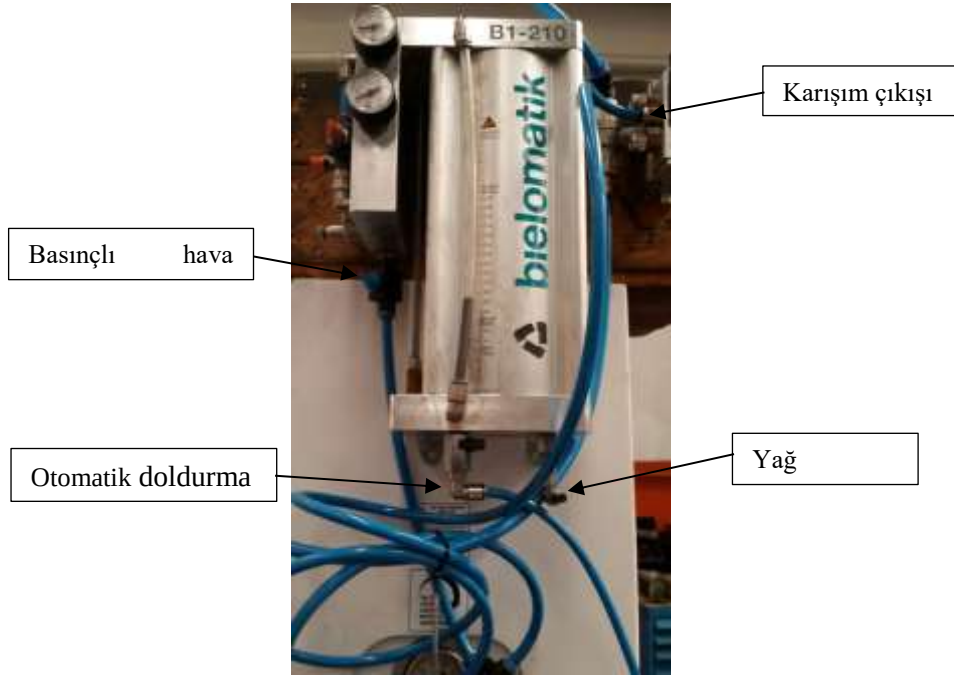
2. MALZEME VE YÖNTEM

2.1 Deney Malzemesi, Kesici Takım, Takım Tezgahı

Bu çalışmada, Dörrenberg Edeltahl tarafından 40 mm çap ve 150 mm uzunluğunda imal edilen PMD 23, iş parçası malzemesi olarak kullanılmıştır. Dörrenberg test belgesine göre iş parçası malzemesinin kimyasal bileşimi aşağıdaki gibidir: C: 1.30; Cr: 1.20; W: 6.40; Mo: 5.00; V: ağırlıkça % 3.10. İş parçası 1050 °C'de vakum atmosferinde 60 HRC'ye kadar sertleştirildi. İşleme testlerinde SANDVIK Coromant tarafından üretilen PVD TiN kaplamalı, SNGA 120408 S01525 6050 kod numaralı seramik kesici uç kullanılmıştır. DSBNR-2020-M12 (yaklaşma açısı: 75°) takım tutucu kullanılmıştır. Tornalama deneyleri 18.5 kW motor gücüne ve 3600 d/dak maksimum devir sayısına sahip HYUNDAI WIA L300A CNC torna tezgahında gerçekleştirilmiştir.

2.2 Minimum Yağlama Sistemi

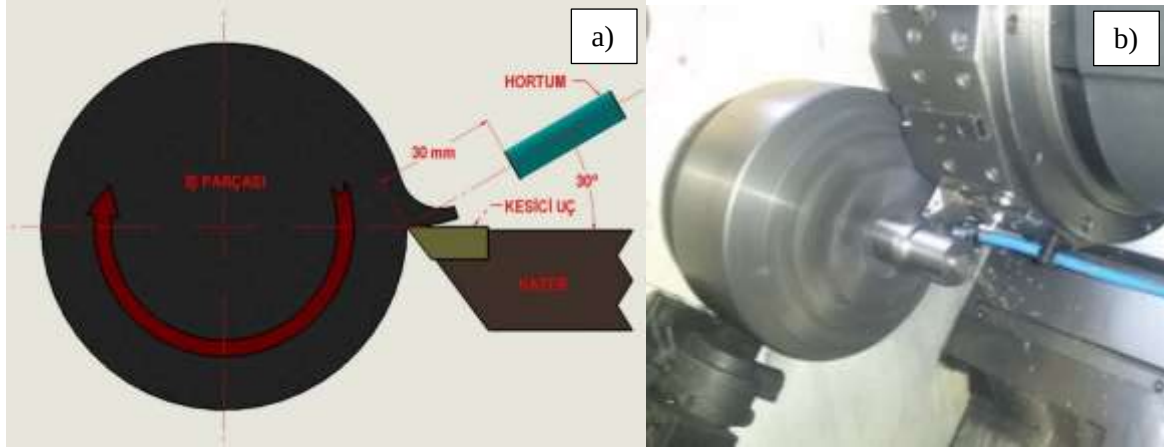
Çalışma kapsamında yapılan deneylerde ticari olarak satılan Bielomatik marka B1-210 serisi MMY sistemi kullanılmıştır (Şekil 1). Söz konusu sistem 1.8 lt kapasite, 5-10 bar basınçlı hava girişine ve 3 farklı yağ ayarlama özelliğine sahiptir. Temin edilen sistem ile minimum miktardaki yağ, basınçlı hava ile karıştırılarak kesme bölgesine gönderilmektedir. Deneylerde değişken olarak kullanılan basınç ve gönderilen akışkan miktarı sistem üzerindeki valfler aracılığı ile ayarlanmıştır. Bu sistemde mineral, sentetik ester, bitkisel esaslı yağlar kullanılabilir. Ayrıca çözelti yağlar (su ile karıştırılan) da kullanılabilir.



Şekil 1: Deneylerde kullanılan MMY sistemi.

Yapılan deneysel çalışmalarda yağlayıcının kesme bölgesine ulaştırılmasında 6 mm çaplı esnek polimer hortum kullanılmıştır. Hortum ucuna her hangi bir uç takılmadan direkt yağ-hava karışımı gönderilmiştir. Kesme bölgesine etkili püskürtme yapabilmek için hortumun doğru konumlandırılması önemlidir. Daha önce yapılan çalışmalarda, tornalama işlemlerinde MMY püskürtmenin, takım talaş yüzeyine ve/veya yan yüzeyine yönlendirildiği görülmektedir. Püskürtme ucunun kesme bölgesine olan mesafesi, tornalama işleminin izin verdiği ölçüde en yakın mesafeye (yaklaşık 30 mm) ayarlanması soğutma ve yağlama açısından etkili olmaktadır [8, 20]. Bu çalışmada püskürtme için konumlandırma koşulları Şekil 2-a'da

verildiği gibi belirlenmiştir. Ayrıca, Şekil 2-b’ de püskürtme konumunu gösteren deney sırasında çekilmiş fotoğraf görülmektedir.



Şekil 2: a) MMY püskürtme konumu b) Tornalama deneyi sırasında MMY püskürtme konumu.

2.3. Soğutma Sıvısı Ve Nano Toz

Çalışmanın ana unsurlarından olan soğutma sıvısı imalat endüstrisinin ilk tercihi olan emülsifiye yağlardan seçilmiştir. Bunun için belirli oranlarda su ile karıştırılabilen ERALUBE_{TM} BIO CF 350 ticari ismiyle satılan yağ seçilmiştir. Bu yağ, alaşımlı ve alaşımsız tüm metallerin orta ve ağır işleme operasyonları için geliştirilmiş yüksek performanslı, yarı sentetik kesme sıvısıdır. Tavsiye edilen karışım oranı % 5 ile % 6 arasındadır. Operasyonun zorluğuna göre örneğin broş operasyonlarında % 10’a kadar çıkılabilir [23]. Bu yağın bazı özellikleri Tablo 1’de verilmiştir. MoS₂ katı yağlayıcı özelliğinden dolayı yüksek sıcaklık, basınç ve yüklerde kullanılan gres yağlarının içerisine katılmaktadır. Nano MoS₂ tozları Ege-Nanotek firması aracılığı ile Almanya’dan temin edilmiştir. Nano MoS₂ tozlarının teknik özellikleri Tablo 2’de verilmiştir.

Tablo 1: ERALUBE_{TM} BIO CF 350’nin özellikleri [23].

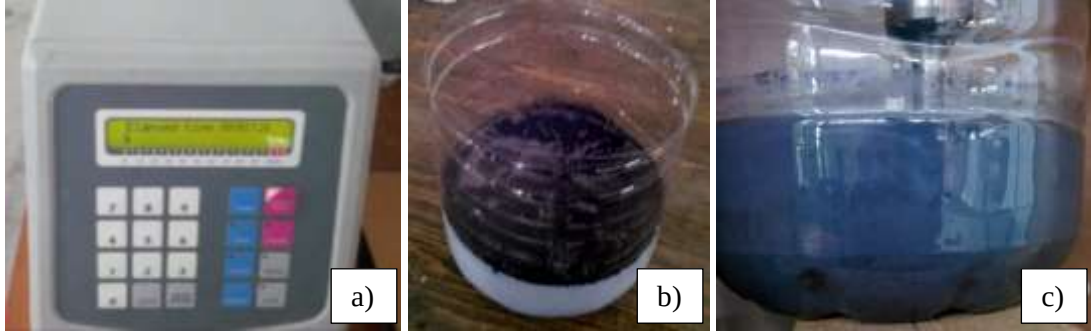
Yoğunluk 20°C	0.99 g/cm ³
Min. Konsantrasyon %	5
PH değeri %5	9.2
Ref. Katsayısı	1.2
Emülsiyon görünüşü	Opak beyaz
Yüksek basınç dayanımı	Var

Tablo 2: Nano MoS₂ tozlarının teknik özellikleri.

Morfoloji	Safılık (%)	Ortalama Çap (nm)	Erime Noktası (°C)	Özkütle (gr/cm ³)	Renk
Küresel	% 99.9	90	1185	4.8	Siyah

İlk olarak tavsiye edilen % 5 (1:20) karışım oranında su ve ERALUBE_{TM} BIO CF 350 karıştırılmıştır. Nano MoS₂ tozları deney parametreleri doğrultusunda ağırlıkça % 0.15 oranında hassas terazide tartıldıktan sonra ultrasonik karıştırıcı kullanılarak emülsiyon kesme sıvısının içine karıştırılmıştır. Bu tip nano tozların bir sıvı içerisinde maksimum homojenlikte dağıtılabilmesi için en uygun karıştırma yönteminin ultrasonik karıştırma olduğu bilinmektedir [24]. Nano MoS₂ tozlarının kesme sıvısına karıştırılması için Şekil 3-a’da verilen Sonics Vibracell VCX-750 marka ultrasonik karıştırıcı kullanılmıştır. Homojen dağılım için 40 dakika

ultrasonik karıştırma işlem süresi uygulanmıştır. Başlangıçta topaklar halinde (Şekil 3-b) olan nano MoS₂ tozları ultrasonik karıştırma işleminden sonra sıvı içine dağılmıştır (Şekil 3-c).



Şekil 3: a) Ultrasonik karıştırıcı, b) Topaklar halinde olan nano MoS₂, c) Karıştırma işleminden sonra soğutma sıvısı+nano MoS₂.

2.4 Deney Parametreleri Ve Değerlendirme Ölçütleri

Öncelikle literatür araştırması ve kesici uca ait tavsiye bilgilerinin ışığında tornalama deneylerinde kullanılacak parametreler ve seviyeleri belirlenmiştir. Tornalama deneylerinde üç farklı kesme hızı (Vc) 150-200-250 mm / dak, ilerleme (f): 0.05-0.10-0.15 mm / dev kullanılmıştır. Kesme derinliği (ap): 0.25 mm sabit alınmıştır. Her bir deneyde bir adet kesici kenar kullanılmıştır. Her tornalama deneyinden sonra yüzey pürüzlülükleri, işleme kalitesinin ve etkilendiği parametrelerin tespiti için ölçülmüştür. İşlenmiş yüzeyin üç farklı bölgesinden 120° aralıklarla Ra ölçümleri TIME TR-200 pürüzlülük ölçüm cihazı ile yapılmış ve bunların ortalamaları alınarak değerlendirilmiştir. Ortalama yüzey pürüzlülüğü (Ra) üzerine kesme parametrelerinin etkisinin belirlenmesi için elde edilen sonuçların deney parametreleri ile olan ilişkilerinin istatistiksel olarak anlamlılıklarını belirlemek için varyans analizi (ANOVA) ve Dunnet, testleri yapılmıştır.

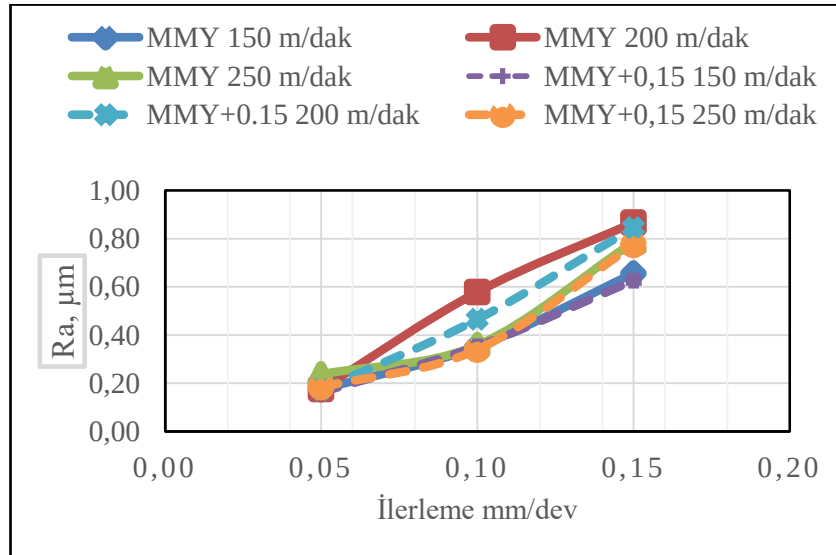
3. DENEYSEL BULGULAR VE TARTIŞMA

Deneylerden elde edilen sonuçlar hem grafiksel hem de istatistiksel olarak değerlendirilmiştir. Deneyler sonrasında ölçülen değerler Tablo 3'te ayrıntılı olarak verilmiştir. Tabloda en düşük Ra değerinin 150 m/dak, kesme hızı ve 0.05 mm/dev ilerleme değerinde MMY +% 0.15 MoS₂ şartlarında 0.16 µm olarak ölçülmüştür. MMY için en düşük değer 0.17 µm ölçülmüştür. Her iki yöntem ile kuru kesme de elde edilen [22] yaklaşık 0.25 µm değerinin altına inilmiştir. En yüksek Ra değeri MMY püskürtme şartlarında 200 m/dak, kesme hızı ve 0.15 mm/dev ilerleme değerinde 0.87 µm'dir.

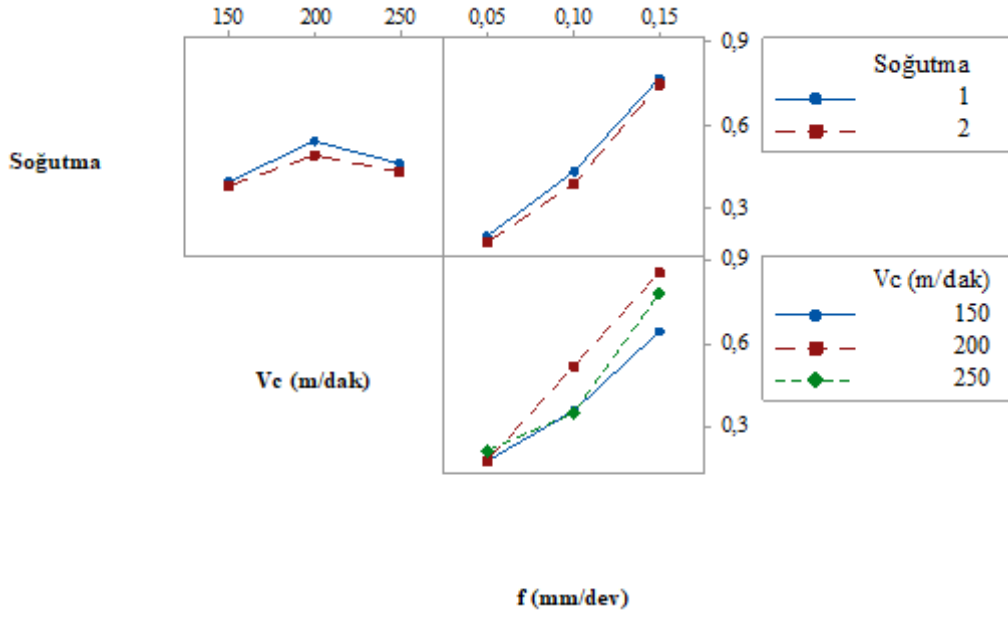
Şekil 4'te Ra değerlerinin ilerleme ye göre değişimi verilmiştir. İlerlemenin artışına bağlı olarak tüm şartlarda pürüzlülük değeri beklenildiği gibi [25, 26] artmıştır. Yapılan birçok çalışmada yüzey pürüzlülüğünün en çok ilerleme değişimlerinden etkilendiği belirtilmiştir [27-29]. MMY +%0.15 MoS₂'nin MMY'den daha düşük bir Ra değeri oluşturmuştur. Tüm deneysel parametrelerin Ra ile olan ilişkisini belirlemek için Şekil 5'deki grafik hazırlanmıştır. Grafiğe bakıldığında, burada da, MMY +%0.15 MoS₂'nin MMY'den daha düşük bir Ra değerini ortaya çıkardığı görülmektedir. Katı yağlayıcı özelliği olan nano-MoS₂'nin kesme sıvısının yağlama özelliğini arttırarak kesmeyi kolaylaştırmasıyla yüzey pürüzlülüğünü iyileştirdiği söylenebilir [25]. Ra değerindeki azalma tüm deney parametrelerinde ortaya çıkmıştır. Kesme hızındaki artışın pürüzlülük üzerinde olumsuz bir etki yaptığı görülmektedir. Kesme hızındaki artışın pürüzlülük üzerinde bir miktar azaltıcı etkisi olsa da bu durum, deney parçasının sertlik değerinin yüksek olmasıyla ilişkilendirilebilir.

Tablo 3: Tornalama deneyleri sonrasında ölçülen Ra değerleri.

Deney No	Soğutma	Vc (m/dak)	f (mm/dev)	Ra1 (μm)	Ra2 (μm)	Ra3 (μm)	Ra Ort (μm)
1	MMY (1)	150	0.05	0.16	0.18	0.19	0.17
2	MMY (1)	150	0.10	0.35	0.35	0.36	0.35
3	MMY (1)	150	0.15	0.66	0.66	0.65	0.66
4	MMY (1)	200	0.05	0.17	0.19	0.18	0.18
5	MMY (1)	200	0.10	0.59	0.52	0.63	0.58
6	MMY (1)	200	0.15	0.86	0.86	0.88	0.87
7	MMY (1)	250	0.05	0.21	0.27	0.23	0.24
8	MMY (1)	250	0.10	0.36	0.36	0.36	0.36
9	MMY (1)	250	0.15	0.80	0.78	0.78	0.79
10	MMY+%0.15 (2)	150	0.05	0.16	0.17	0.16	0.16
11	MMY +%0.15 (2)	150	0.10	0.35	0.34	0.37	0.35
12	MMY +%0.15 (2)	150	0.15	0.69	0.60	0.59	0.63
13	MMY +%0.15 (2)	200	0.05	0.18	0.18	0.16	0.17
14	MMY +%0.15 (2)	200	0.10	0.46	0.47	0.47	0.47
15	MMY +%0.15 (2)	200	0.15	0.82	0.84	0.88	0.85
16	MMY +%0.15 (2)	250	0.05	0.23	0.16	0.16	0.18
17	MMY +%0.15 (2)	250	0.10	0.35	0.32	0.35	0.34
18	MMY +%0.15 (2)	250	0.15	0.76	0.77	0.79	0.77

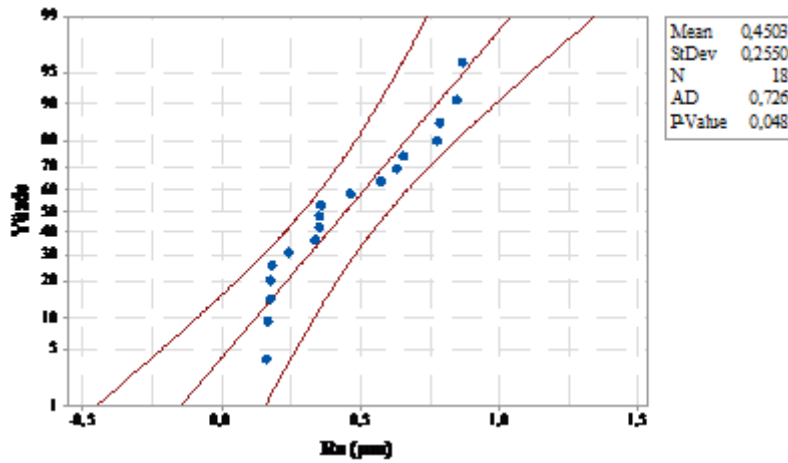


Şekil 4: Ra değerlerinin ilerlemeye göre değişimi.



Şekil 5. Ra için etkileşim grafiği

Ra sonuçlarının istatistiksel olarak anlamlılıklarını belirlemek için Dunnet testi, regresyon ve varyans analizi (ANOVA), gibi bir dizi istatistiksel işlem yapılmıştır. İlk olarak deney sonuçlarının % 95 güven aralığı için normal dağılım olasılık grafikleri (Şekil 6) hazırlanmıştır. Bu grafikte Ra sonuçları doğrusal çizgi etrafında toplanarak normal dağılım göstermiştir. Ayrıca tüm değerler güven aralığı çizgileri arasında yer almıştır.

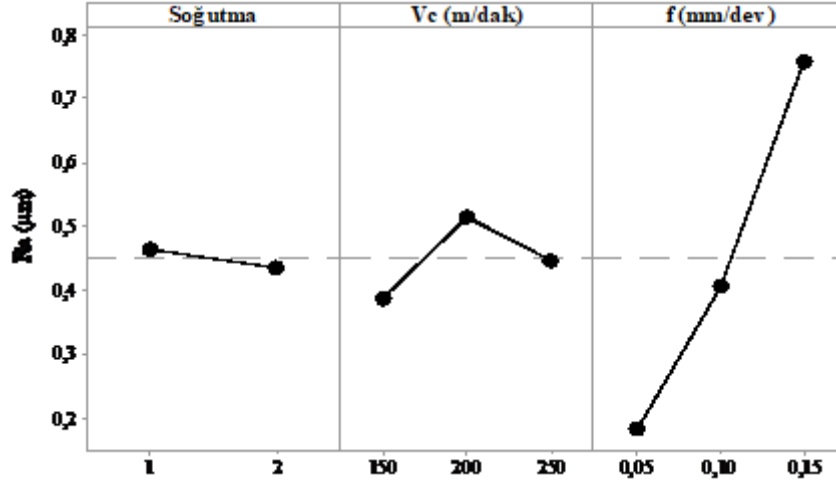


Şekil 6: Olasılık dağılım grafiği

% 95 güven aralığında hazırlan ANOVA tablosunda (Tablo 4) ilerleme ve kesme hızı parametrelerinin P değerleri 0.05 değerinden düşük olduğundan bu parametrelerdeki değişimin Ra üzerinde etkisi istatistiksel olarak önemlidir. Soğutma/yağlama şartlarına bakıldığında P değerinin 0.05'ten fazla olması ($0.315 > 0.05$) nedeniyle MMY ve MMY+% 0.15 MoS₂ 'nin Ra üzerindeki etkileri istatistiksel olarak anlamlı değildir. Şekil 7'de verilen ana etki grafiğine bakıldığında en düşük Ra pürüzlülük değerinin MMY+%0.15 MoS₂ soğutma/yağlamada 150 m/dak kesme hızı ve 0.05 mm/dev ilerleme parametrelerinin uygulanmasıyla elde edildiği görülmektedir. %0.15 MoS₂ ilavesi diğer parametrelere göre daha az etkiye sahiptir. İlerleme eğrisinin konumu bu parametrenin en etkin parametre olduğunu göstermektedir.

Tablo 4: Ra için ANOVA sonuçları

Faktörler	Serbestlik Derecesi	Kareler Toplamı	Kareler Ortalaması	F	P
Soğutma/Yağlama	1	0.00395	0.003951	1.10	0.315
Vc (m/dak)	2	0.04938	0.024692	6.88	0.010
f (mm/devir)	2	1.00920	0.504598	140.69	0.000
Hata	12	0.04304	0.003587		
Toplam	17	1.10557			



Şekil 7. Ana etki grafiği

Gruplar arasında seçilen bir grup ile diğer gruplar arasındaki farkın önemli olup olmadığını belirlemek için Dunnet testinden yararlanılmaktadır. Benzer amaçla yaygın kullanılan Tukey testini ise grup sayısının 8'den fazla olduğu karşılaştırmalar için tercih etmenin daha uygun olduğu söylenmektedir [30]. En etkin parametre olarak ortaya çıkan ilerlemenin seviyeleri arasındaki farkın anlamlılığını belirlemek için Dunnet testine başvurulmuş ve Tablo 5'de sonuçları verilmiştir. A harfi ile işaretlenmeyen parametreler istatistiksel olarak A'dan önemli derecede farklılık gösteren parametreyi işaret eder. % 95 güven aralığı esas alınarak yapılan Dunnet çoklu karşılaştırma testi sonuçlarına göre kontrol seviyesi olarak belirlenen 0.05 mm/dev değerinden diğer ilerleme seviyeleri Ra sonuçlarında önemli düzeyde farklılık göstermiştir. 0.1 ve 0.15 mm/dev değerleri karşılığında grup ismi olmadığından, bu ikisi kendi aralarında birbirine yakındır. İstatistiksel olarak % 95 güven aralığında ikisi de aynı sonuçları çıkarır denilebilir.

Tablo 5: İlerleme seviyeleri için Dunnet çoklu karşılaştırma sonuçları

İşlem	N	Ortalama	Grup
1 (kontrol)	6	0.1842	A
0.15	6	0.7594	
0.1	6	0.4074	

Tablo 6'da verilen ANOVA sonuçları incelendiğinde, regresyon modeli P değerinin 0.05'den küçük olması nedeniyle anlamlıdır. Denklemin R^2 değeri de 91.09 olmuştur. Regresyon eşitliğinde yer alan parametrelere bakıldığında, ilerlemenin en yüksek katsayıya sahip olduğu görülmektedir. Bu durum yukarıda açıklanan bilgilerle benzer çıkmıştır. Tablo 6'da verilen P değerlerinin incelenmesiyle de benzer yorum yapılabilmektedir.

Tablo 6: Regresyon modeli ANOVA sonuçları

Faktörler	Serbestlik Derecesi	Kareler Toplamı	Kareler Ortalaması	F	P
Regresyon	3	1.00704	0.335678	47.69	0.000
Soğutma/Yağlama	1	0.00395	0.003951	0.56	0.466
Vc (m/dak)	1	0.01044	0.010443	1.48	0.243
f (mm/devir)	1	0.99264	0.992642	141.04	0.000
Hata	14	0.09854	0.007038		
Toplam	17	1.10557			

$$Ra (\mu m) = -0,198 - 0,0296 Soğutma + 0,000590 Vc (m/dak) + 5,752 f (mm/dev) \quad (1)$$

$$R^2=91.09$$

4. SONUÇLAR

Bu çalışmada, sertleştirilmiş PMD 23 çeliğinin kaplamalı seramik kesici ile MMY ve % 0.15 nano-MoS₂ katkılı MMY şartlarında tornalanmasının ardından ortaya çıkan yüzey pürüzlülüğü değerlendirilmiştir. Soğutma yağlama tipleri arasındaki fark araştırılmıştır. Çalışmadan çıkarılan sonuçlar aşağıda verilmiştir;

- En düşük Ra değerinin 150 m/dak, kesme hızı ve 0.05 mm/dev ilerleme değerinde MMY +%0.15 MoS₂ şartlarında 0.16 μm olarak ölçülmüştür.
- MMY +%0.15 MoS₂'nin MMY'den daha düşük bir Ra değerini ortaya çıkardığı görülmüştür. Ancak ANOVA sonuçlarına göre bu fark anlamlı çıkmamıştır.
- İlerleme ve kesme hızının artmasıyla pürüzlülük artmıştır.
- İlerleme seviyelerinin Ra üzerindeki farklılıklarının belirlenmesi için % 95 güven aralığı esas alınarak yapılan Dunnet çoklu karşılaştırma testine göre 0.05 mm/dev değerinden diğer ilerleme seviyeleri Ra sonuçlarında önemli düzeyde farklılık göstermiştir. 0.1 ve 0.15 mm/dev değerleri aynı grupta yer almıştır.
- MMY sisteminde akışkan içerisine yağlama ve soğutma özelliklerini iyileştirmek için katılan nano-MoS₂'den az da olsa olumlu sonuçlar alınmıştır. Bu alanda nano parçacık katkısına olan ilginin artma eğilimi olduğu düşünüldüğünde ve çalışmanın başlangıcında öne sürülen parçacık katkısının pürüzlülüğü iyileştireceği beklentisi ile sonuçlandırılmıştır.

KAYNAKLAR

- [1] Sharma, V.S., Dogra, M., Suri, N.M., 2009, "Cooling techniques for improved productivity in turning", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Volume 49, Pages 435–453.
- [2] Dhar, N.R., Islam, S., Kamruzzaman, M., 2007, "Effect of minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear, surface roughness and dimensional deviation in turning AISI-4340 steel", *G.U. Journal of Science*, Volume 20(2), Pages 23-32.
- [3] Sarikaya, M., Güllü, A., "Taguchi design and response surface methodology based analysis of machining parameters in CNC turning under MQL" 2014, *Journal of Cleaner Production*, Volume 65, Pages 604-616.
- [4] Karaguzel U., Olgun, U., Uysal, E., Budak, E., Bakkal, M., 2015, "Increasing tool life in machining of difficult-to-cut materials using non conventional turning processes", *International Journal of Advance Manufacturing Technology*, Volume 77, Pages 1993-2004.
- [5] Dambhare, S., Deshmukh, S., Borade, A., Digalwar, A., Phate, M., 2015, "Sustainability Issues in Turning Process: A Study in Indian Machining Industry", *Procedia CIRP*, Volume 26, Pages 379-384.
- [6] Deiab, I., Raza, S.W., Pervaiza, S., 2014, "Analysis of Lubrication Strategies for Sustainable Machining during Turning of Titanium Ti-6Al-4V alloy", *Procedia CIRP*, Volume 17, Pages 766-771.
- [7] Raj, A., Wins, K.L.D., Varadarajan A.S., 2016, "Evaluation of the performance during hard turning of OHNS steel with minimal cutting fluid application and its comparison with minimum quantity lubrication", *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*, Bengaluru, Karnataka, India.
- [8] Dhar, N.R., Kamruzzaman, M., Ahmed, M., 2006, "Effect of minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in turning AISI-4340 steel", *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 172, Pages 299–304.
- [9] Sohrabpoor, H., Khanghah, S.P., Teimouri, R., 2015, "Investigation of lubricant condition and machining parameters while turning of AISI 4340", *International Journal of Advance Manufacturing Technology*, Volume 76, Pages 2099-2116.
- [10] Leppert, T., 2011, "Effect of cooling and lubrication conditions on surface topography and turning process of C45 steel", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Volume 51, Pages 120–126.
- [11] Davim, J. P., Sreejith, P.S., J. Silva, J., 2007, "Turning of Brasses Using Minimum Quantity of Lubricant (MQL) and Flooded Lubricant Conditions", *Materials and Manufacturing Processes*, Volume 22, Pages 45-50.
- [12] Suresh, R., Basavarajappa, S., Gaitonde, V. N., Samuel, G. L., 2012, "Machinability investigations on hardened AISI 4340 steel using coated carbide insert", *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, Volume 33, Pages 75-86.
- [13] Priarone, P.C., Robiglio, M., Settineri, L., Tebaldo, V., 2015, "Effectiveness of minimizing cutting fluid use when turning difficult-to-cut alloys", *Procedia CIRP*, Volume 29, Pages 341-346.
- [14] Hadad, M., Banafsheh, Sadeghi B., 2013, "Minimum quantity lubrication-MQL turning of AISI 4140 steel alloy", *Journal of Cleaner Production*, Volume 54, Pages 332-343.
- [15] Dhar, N.R. M.W. Islam, S., Mithu, M.A.H., 2006, "The influence of minimum quantity of lubrication (MQL) on cutting temperature, chip and dimensional accuracy in turning AISI-1040 steel", *Journal of Material. Processing Technology*, Volume 171, Pages 93–99.
- [16] Sayuti, M., Sarhan, A.A.D., Salem, F., 2014, "Novel uses of SiO₂ nano-lubrication system in hard turning process of hardened steel AISI4140 for less tool wear, surface roughness and oil consumption", *Journal of Cleaner Production*, Volume 67, Pages 265-276.
- [17] Yazid, M.Z.A., Ibrahim, G.A., Said, A.Y.M., Haron, C.H., Ghani, J.A., 2011, "Surface integrity of Inconel 718 when finish turning with PVD coated carbide tool under MQL", *Procedia Engineering*, Volume 19, Pages 396 – 401.

- [18] Hwang, Y.K., Lee, C.M., 2010, "Surface roughness and cutting force prediction in MQL and wet turning process of AISI 1045 using design of experiments", *Journal of Mechanical Science and Technology*, Volume 24 (8), Paes 1669-1677.
- [19] Padmini, R., Krishna, P.V., Rao, G.K.M., 2016, "Effectiveness of vegetable oil based nanofluids as potential cutting fluids inturning AISI1040 steel", *Tribology International*, Volume 94, Pages 490–501.
- [20] Khan, M.M.A., Mithu, M.A.H., Dhar N.R., 2009, "Effects of minimum quantity lubrication on turning AISI 9310 alloy steel using vegetable oil-based cutting fluid", *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 209, Pages 5573–5583.
- [21] Shokoohi, Y., Khosrojerdi, E., B.h. Rassolian Shiadhi, B.H.R., 2015, "Machining and ecological effects of a new developed cutting fluid in combination with different cooling techniques on turning operation", *Journal of Cleaner Production*, Volume 94, Pages 330-339.
- [22] Kaçal, A., 2014, "Investigation of Cutting Performance of the Ceramic Inserts in Terms of the Surface Roughness and Tool Wear at Turning of PMD 23 Steel", *Applied Mechanics and Materials*, Volume 686, Pages 10-16.
- [23] Eralube ürün teknik dökümü, 2012, Eralube Bio Cf 350, Ersal, İstanbul.
- [24] Yıldırım, F., 2016, "Karbon Nano Tüp Takviyeli Üç Boyutlu Cam Elyaf Reçine Nano Kompozitin Üretilmesi Ve Karakterizasyonu", Doktora Tezi, Dumlupınar Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Kütahya.
- [25] Anandita, S., 2014, "Application of MoS₂ Based Cutting Fluids in Minimum Quantity Lubrication During Machining of Stainless Steel AISI 316l", M.Tech Thesis, Department of Mechanical Engineering, National Institute of Technology Rourkela, India,
- [26] Yıldırım, C.V., Kıvak, T., Sarıkaya, M. Mert, Ş., 2016, "AISI 4340'ın Tornalanmasında Minimum Miktarla Yağlama (MMY) Parametrelerinin Yüzey Pürüzlülüğü Üzerindeki Etkisinin Araştırılması", 7th International Symposium On Machining, November 3-5, 2016, Marmara University, İstanbul.
- [27] Kalpakjian, S., Schmid, S. R., 2001, *Manufacturing engineering and technology* fourth edition, Prentice Hall, New Jersey.,
- [28] Kacal, A., Yildirim F., 2013, "Application of grey relational analysis in high-speed machining of hardened AISI D6 steel", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part C-Journal of Mechanical Engineering Science*, Volume 227, Pages 1566-1576.,
- [29] Davim, J.P., Figueira, L., 2007, "Machinability evaluation in hard turning of cold work tool steel (D2) with ceramic tools using statistical techniques", *Materials & Design*, Volume 28, Pages 1186-1191.
- [30] Özdamar, K., 2002, *Paket Programlar İle İstatistiksel Veri Analizi*, Kaan Kitabevi, 4. Baskı, Eskişehir

ÜÇ BOYUTLU BOŞLUKLU POLİMER KOMPOZİTLERİN DELİNME VE FREZELENME ÖZELLİKLERİNİN İNCELENMESİ

Ferhat YILDIRIM^a, Murat KOYUNBAKAN^{b*}, Mustafa AYDIN^c, Ahmet AVCI^d

a, Dumlupınar Üniversitesi, Simav Teknoloji Fakültesi, Endüstriyel Tasarım Mühendisliği Bölümü, Kütahya/TÜRKİYE, ferhat.yildirim@dpu.edu.tr

b, Dumlupınar Üniversitesi, Simav Teknoloji Fakültesi, İmalat Mühendisliği Bölümü, Kütahya/TÜRKİYE, murat.koyunbakan@dpu.edu.tr

c, Dumlupınar Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Kütahya/TÜRKİYE, mustafa.aydin@dpu.edu.tr

d, Selçuk Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Konya/TÜRKİYE, aavci@selcuk.edu.tr

Özet

Üç boyutlu (3B) boşluklu cam elyaf takviyeli polimer kompozit malzemeler iyi yapısal özellikleri sayesinde havacılık, otomotiv ve denizcilik gibi endüstrilerde yaygın olarak kullanılmaktadır. Polimer kompozit malzemeler üretilirken her ne kadar son şekillerine yakın geometride üretilseler de bu malzemeler için mekanik birleştirme kaçınılmaz bir imalat sürecidir. Delme ve frezeleme ise polimer kompozitlere uygulanan en yaygın talaşlı işleme operasyonlarından. Bununla birlikte, birleştirmede kullanılan, cıvatalar ve perçinler için kaliteli delikler ve kanallar gereklidir. Bu çalışmada 3 mm kalınlığındaki 3B boşluklu polimer kompozit malzeme delinerek ve freze ile kanal açılarak oluşan deformasyon faktörleri incelenmiştir. Talaşlı imalat işlemleri farklı kesme parametrelerinde, kuru ortamda ve CNC işleme merkezinde gerçekleştirilmiştir. Giriş ve çıkış yüzeylerindeki deformasyon bölgeleri optik mikroskopla görüntülenerek deformasyon faktörleri incelenmiştir. İşlenebilirlik deneylerinden elde edilen sonuçlara göre, hem delme hem de freze ile kanal açma işlemleri için düşük ilerleme hızı ve yüksek devir sayısının, düşük deformasyon değerleri elde edebilmek adına en uygun kesme parametreleri olduğu tespit edilmiştir.

Anahtar kelimeler: İşlenebilirlik, deformasyon, üç boyutlu boşluklu polimer kompozit.

INVESTIGATION OF DRILLING AND MILLING PROPERTIES OF THREE DIMENSIONAL SPACER POLYMER COMPOSITES

Abstract

Three dimensional (3D) spacer glass fiber reinforced polymer composites materials are commonly used in industries such as aviation, automotive and marine etc., because of their good structural properties. Although polymer composite materials are manufactured near-net shape, mechanical joining is an inevitable process. Drilling and milling are widely used machining processes on polymer composites. However, the mechanical joints require good quality holes and slots for bolts and rivets. In this work, 3 mm thickness 3D spacer glass fiber reinforced epoxy polymer composites were machined (drilling and milling) for investigation of deformations. Experiments are performed with different cutting parameters in dry machining conditions at CNC machining center. The deformation zones at the machining entrance and exit surfaces were visualized by an optical microscope and deformation factors were calculated. According to the machinability experiments lower feed rate and high spindle speed were has been detected as the most suitable cutting parameters for achieving the lowest deformation factors in both of drilling and milling (slot) operations.

Keywords: Machinability, deformation, three dimensional spacer polymer composite.

1 Giriş

Gelişmiş tekstil teknolojileri sayesinde iki dokuma katmanının pile ismi verilen dikine örgülerle bağlanmasıyla elde edilen ve bu sayede kanal şeklinde iç boşluklara sahip olan 3 boyutlu (3B) dokunmuş fiber kumaşlar yeni nesil kompozit takviye malzemelerindendir [1-4]. Tabakalı kompozitlere göre daha hafif olan ve kanal yönündeki zorlamalara karşı oldukça yüksek mukavemete sahip olan 3B kompozitler, havacılık, otomotiv, denizcilik ve savunma sanayi endüstrilerinde kullanılmaktadır. Pile yüksekliği ve sıklığının mukavemet üzerinde önemli rol oynadığı 3B boşluklu kompozitler kullanım amacına göre iç boşlukları poliüretan köpük, sıvı plastik veya reçine gibi malzemelerle doldurularak veya boş olarak kullanılabilir.

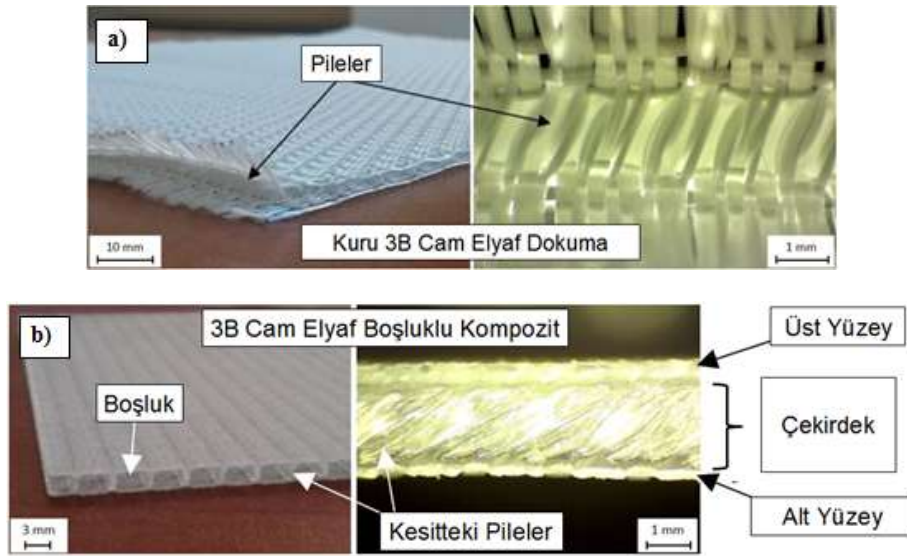
Fiber takviyeli polimer kompozit malzemelerin en son şeklinin üretim sonunda verilmiş olmasına rağmen yine de temel işleme operasyonlarına gereksinim duyulmaktadır. Bu işlemlerden en çok tercih edilen ise delme işlemidir. Böyle bir gereksinimin sebebi de bu malzemelerin endüstriyel uygulamalarda perçinli ve cıvatalı birleştirilmelerin yoğun olarak kullanılmasıdır. Delik delme operasyonu sırasında oluşan katman ayrılması, ısıl bozunma, kavlama ve elyaf çekme gibi kalite sorunlarından en önemlisi katman ayrılması olarak gösterilmiştir [5]. Örneğin havacılık endüstrisinde kalite kontrolden geçemeyen parçaların % 60'ını katman ayrılmasına uğramış kompozit parçalar oluşturmaktadır [6]. 3B kompozitlere uygulanan en yaygın montaj biçimi perçinli ve vidalı bağlamadır. Kanal açılarak yapılan geçme uygulamaları yine bir diğer montaj biçimidir. 3B kompozit yapıların sadece alt ve üst yüzeylerle bunları bağlayan pilelerden oluşması, perçinli bağlantılarda gövde üzerine açılan deliklerin önemini arttırmaktadır.

Fiber takviyeli polimer kompozitlerin delinme performansları üzerine yapılan çalışmalar günümüzde halen yoğun bir şekilde devam etmektedir. Abrao ve ark. takım malzemesi ve geometrisinin, cam fiber takviyeli kompozit malzemelerin delinmesiyle meydana gelen delaminasyon ve itme kuvvetleri üzerinde etkisini araştırmıştır. İlerlemenin artmasıyla itme kuvvetinin arttığını ve kesme hızı etkisinin itme kuvveti üzerinde ihmal edilebilir olduğunu göstermişlerdir [7]. Abdul Budan ve ark. çalışmalarında cam fiber takviyeli polimerlerdeki takım aşınması, yüzey pürüzlülüğü, delaminasyon faktörü ve delik kalitesini incelemişlerdir. Sonuç olarak takım aşınması, yüzey pürüzlülüğü ve delaminasyon faktörü değerlerinde artış, delik kalitesinde ise azalma görülmüştür [8]. Rajamurugan ve ark. CET/epoksi malzemeler üzerine gerçekleştirdiği bir diğer çalışmada, delme parametrelerinin delaminasyona olan etkisi cevap yüzey metoduyla modellenmiştir. Bu sayede seçilen işleme parametrelerine göre delaminasyon boyutu tahmin edilebilir hale gelmiştir [9]. Gaitonde ve ark. karbon fiberlerin yüksek hızlarda delinmesi sırasında, delaminasyonu etkileyen parametreler üzerinde çalışmışlardır. Kesme hızı, ilerleme hızı ve uç açıları değerlendirilerek delik civarlarında oluşan hasarları delaminasyon faktörü ile ilişkilendirmişlerdir. Aynı zamanda oluşan etkileri CYM ile de analiz etmişlerdir. Kesme hızının artmasıyla delaminasyon eğiliminin azaldığını gözlemlemişlerdir. İlerleme hızı ve uç açısının düşük değerleri hasarı azalttığını çalışmalarında göstermişlerdir [10]. Grilo ve ark. üç farklı takım geometrisine sahip takımlarla, farklı ilerleme hızı ve kesme hızı parametrelerinin etkisini iki delik üzerindeki delaminasyon faktörlerinden belirlemişlerdir. Görüntü işleme analizine dayanan bir tahribatsız tayin metodu kullanarak hasar bölgesinin maksimum çapını ve delaminasyon alanını ölçmüşlerdir. Sonuç olarak, ağaç matkabı uç geometrisine sahip benzer matkapla (Spur) delme ile elde edilmiş ve bu matkaplarla yüksek üretim hızı, minimum delaminasyona, 2025 mm/dk ilerleme hızı ve 6750 dev/dk devir sayısı ile ulaşıldığını göstermişlerdir [11]. Tsao and Hocheng çalışmalarında karbon fiber takviyeli kompozit malzemelerin helisel matkap ucu ile delindikten sonraki takım aşınmasından kaynaklanan delaminasyonu analiz etmişlerdir. Sonuç olarak, kritik itme kuvveti artıyor olduğu halde delaminasyon daha da fazla eğim göstermeye başladığını belirtmişlerdir [12].

Havacılık ve savunma sanayindeki pek çok uygulama düşünüldüğünde kusurlu bir delme operasyonunun yol açabileceği zararın boyutları oldukça büyük olabilmektedir. Bu çalışmada literatürde ilk kez 3B boşluklu cam elyaf/epoksi kompozit malzemelerin delinme ve kanal açma karakteristikleri incelenmiştir.

2 Materyal ve Metot

Bu çalışmada Parabeam B.V. firmasından temin edilmiş E-Cam'dan üretilmiş 3,3 mm kalınlık ve 780 gr/m² yoğunlukta [2, 3, 13, 14] 3B cam elyaf dokuma kumaş ve matris malzemesi olarak HEXION MGS L-160 ve H-160 ticari kodlu epoksi-serleştirici reçine sistemi kullanılmıştır. Ağırlıkça % 25 oranında sertleştirici eklenen epoksi reçine 3B dokuma kumaşlara kısmi vakum infüzyon yöntemi ile emdirilmiştir. Kısmi vakum infüzyon yöntemi emilen reçine ile elyafların tamamının ıslatılmasının ardından vakum ortamının kaldırılmasıyla uygulanan bir kompozit üretim yöntemidir. Böylece ezilen pilelerin geri yaylanması sağlanarak kompozitin boşluklu yapısı elde edilebilmektedir. Üretim esnasında malzemenin alt yüzeyine sıyırma kumaşı konulması reçine havuzu oluşumunu engellemektedir. Islatılmış elyaflara oda sıcaklığında 24 saat kürleme ve daha sonra etüv fırınında 80 °C'de 4 saat süreyle ikincil kürleme operasyonu uygulanmıştır. Üretilen 3B kompozitler delme ve kanal açma işlemleri için daha küçük parçalara ayrılmıştır. 3B cam elyaf dokuma ve kompozit formu Şekil 1'de verilmektedir. 3B cam elyaf dokumanın teknik özellikleri ise Tablo 1'de verilmektedir.



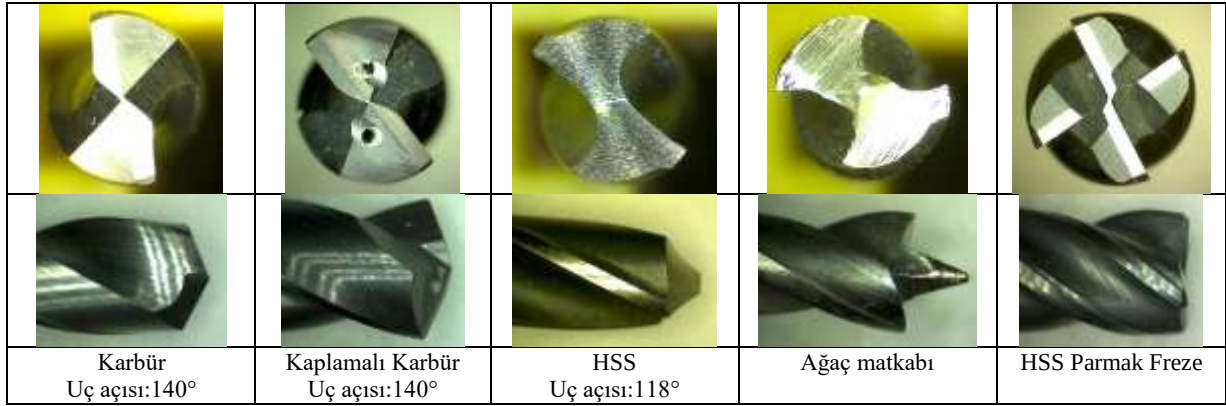
Şekil 1:a) 3B cam elyaf dokuma, **b)** 3B boşluklu kompozit.

Tablo 1. 3B cam elyaf dokuma malzemenin teknik özellikleri [15].

Cam Tipi	Kalınlık (mm)	Birim Ağırlık (gr/m ²)	Alt ve Üst Tabaka Kalınlıkları (mm)	Çekirdek Kalınlığı (mm)	Çözgü Yönünde Yüzey Çekme Dayanımı (MPa)	Atkı Yönünde Yüzey Çekme Dayanımı (MPa)	Yüzeye Dik Basılma Dayanımı (MPa)
“E” Cam	3,3	780	0,35-0,35	2,7	225	250	8

Delme operasyonları için tercih edilen matkaplar kolay bulunabilen ve ekonomik olan 6 mm çaplı Bosch marka ağaç matkabı, Karcan marka karbür, Guhring marka kaplamalı karbür (R-RT1 U 5511 6.0 K/P) ve MTE marka HSS'tir. Delme operasyonları için seçilen işleme parametreleri 1000, 5000, 1000 dev/dk devir ile 100, 300 ve 500 mm/dk ilerleme hızıdır. Kanal açma işlemleri Karcan marka 5 mm çaplı HSS parmak

freze ile 100, 300 ve 500 mm/dk ilerleme hızı ve 1000, 5000, 1000 dev/dk devirde tamamlanmıştır. Kullanılan kesicilerin uç ve kenar görüntüleri Şekil 2’de, deney parametreleri ise Tablo 2’de verilmektedir.

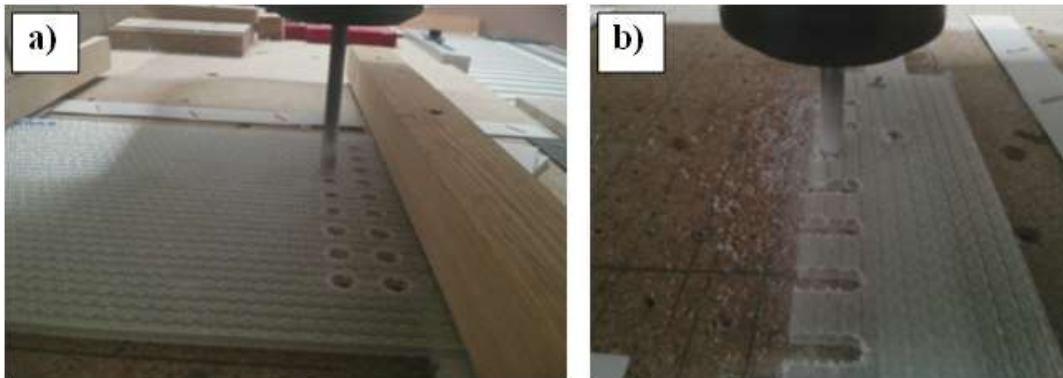


Şekil 2: Delme operasyonları için tercih edilen matkaplar ve parmak frezenin uç ve kenar görüntüleri.

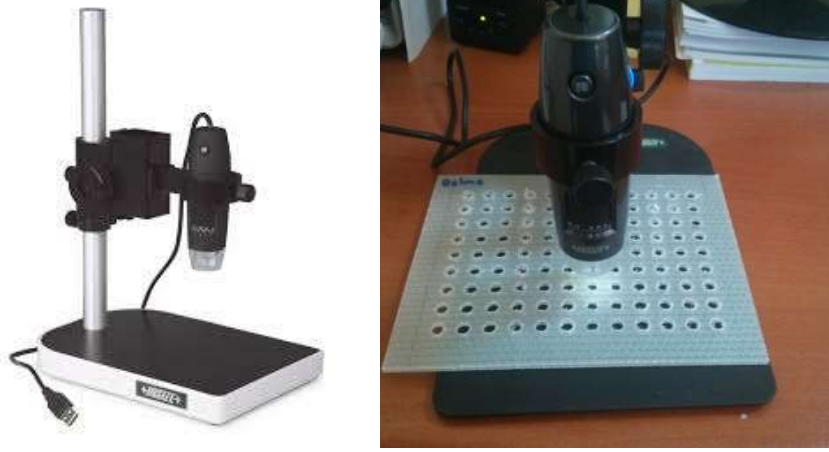
Tablo 2. Deney parametreleri.

Delme Deneyi Parametreleri			
Matkap türü	Çap (mm)	Devir (dev/dk)	İlerleme Hızı (mm/dk)
Karbür Kaplmalı Karbür HSS Ağaç Matkabı	6	1000	100
		5000	300
		10000	500
Freze ile Kanal Açma Parametreleri			
Parmak Freze	Çap (mm)	Devir (dev/dk)	İlerleme Hızı (mm/dk)
HSS	5	1000	100
		5000	300
		10000	500

Delme operasyonu dakikada maksimum 18000 devire sahip Skilled 2040 CNC takım tezgahında ve kuru ortamda gerçekleştirilmiştir (Şekil 3). Delinen ve kanal açılan numuneler Insize ISM-PM 200SB optik mikroskobu ile görüntü işleme imajları alınmıştır (Şekil 4).



Şekil 3: Numunelere uygulanan; a) delme ve b) kanal açma operasyonları.

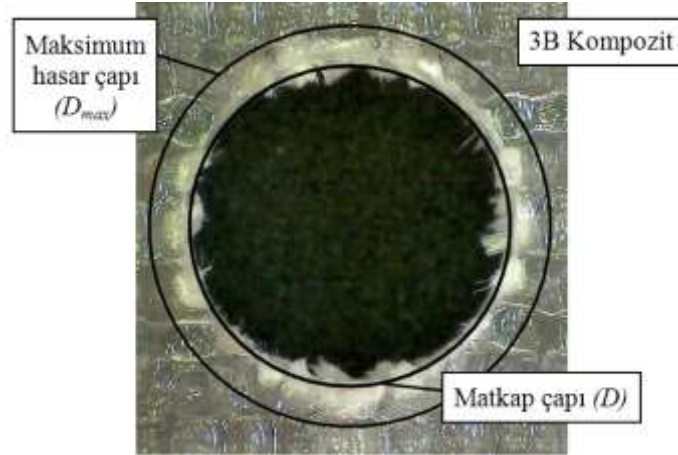


Şekil 4:Optik mikroskop cihazı ve görüntü alınması.

Cam elyaf takviyeli polimer kompozitlerin delinmelerinde hasar oluşmasının en büyük sebebinin delaminasyon olduğu belirlenmiştir. Delaminasyon matkabın hem giriş hem de çıkış yüzeylerinde gözlemlenmektedir. Delik çevresinde oluşan hasarın belirlenmesinde maksimum hasarlı bölgenin çapı ölçülür ve Eşitlik 1 kullanılarak deformasyon faktörleri tespit edilir. Şekil 5'te delik etrafında meydana gelen deformasyon için örnek bir görüntü verilmiştir.

$$F_D = \frac{D_{max}}{D} \quad (1)$$

Burada; F_D : deformasyon faktörü, D_{max} : maksimum hasar çapı, D : matkap çapıdır [16].

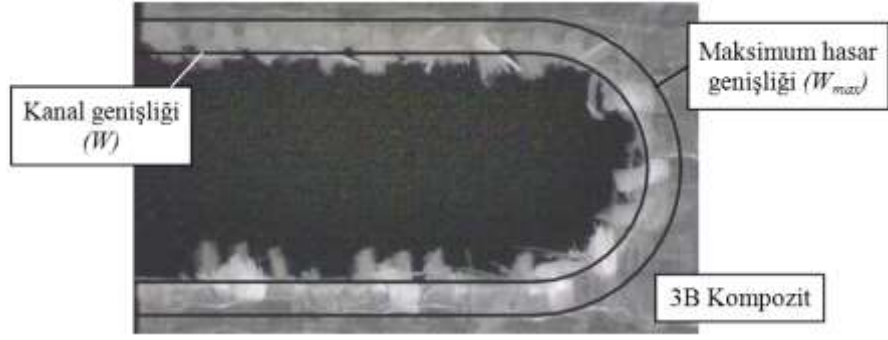


Şekil 5: Delik etrafında oluşan deformasyonun belirlenmesi (Karbür matkap, 5000 dev/dk, 100 mm/dk).

Fiber takviyeli polimer kompozitler üzerinde uygulanan kanal açma işlemlerinde de benzer hasar oluşumları gözlemlenmektedir. Delik etrafında oluşan hasarın ölçülme işleminde olduğu gibi kanal etrafında oluşan hasar Eşitlik 2 kullanılarak belirlenmiştir. Şekil 6'da kanal etrafında oluşan hasarın belirlenmesi işlemi için örnek bir resim verilmiştir.

$$F_D = \frac{W_{max}}{W} \quad (2)$$

Burada; F_D : deformasyon faktörü, W_{max} : maksimum hasar genişliği, W : kanal genişliğidir [17].



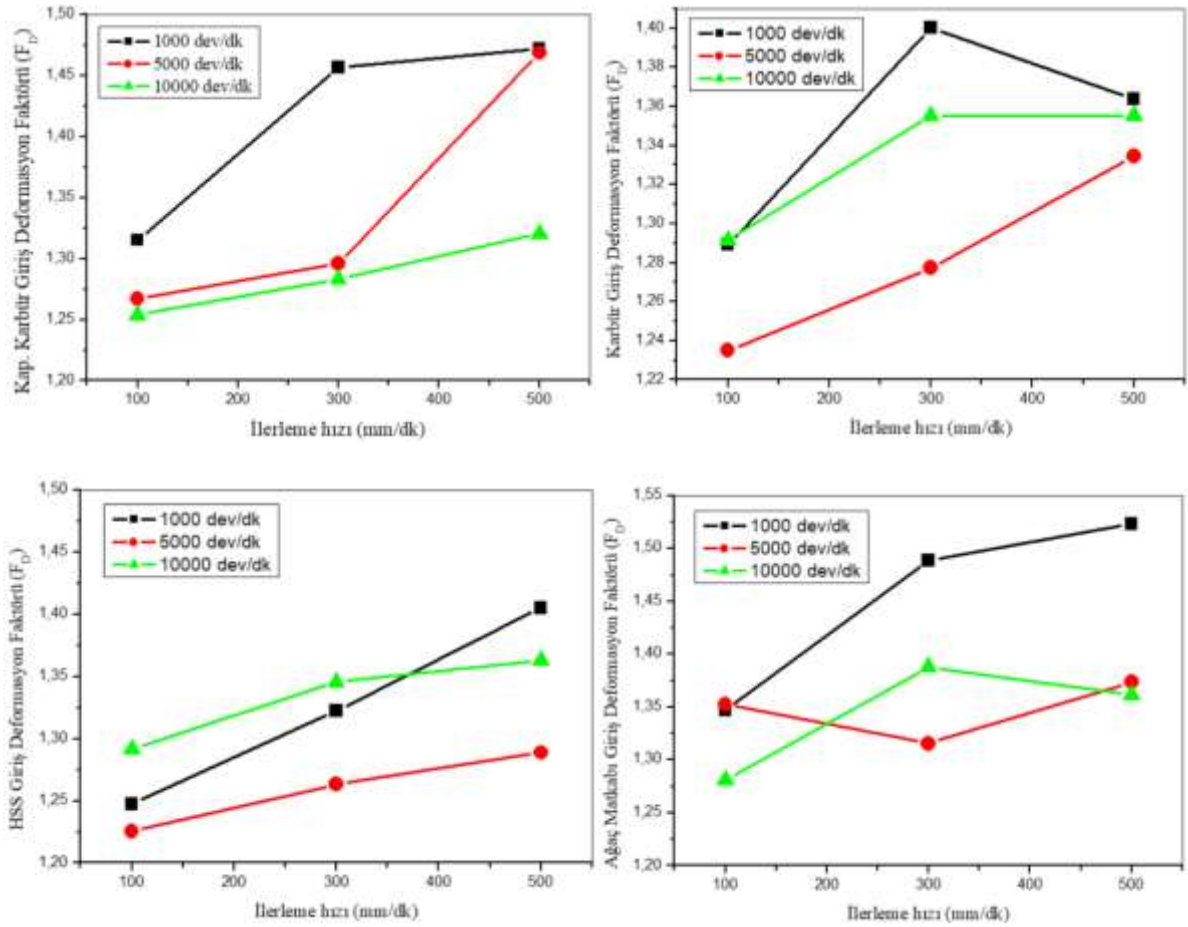
Şekil 6: Kanal etrafında oluşan deformasyonun belirlenmesi.

3 Sonuçlar ve Tartışma

Bu çalışmada 3B boşluklu cam elyaf takviyeli kompozit malzeme üzerinde delme ve frezeleme deneyleri yapılmıştır. Yapılan deneyler sonucunda delik ve kanal etrafında meydana gelen deformasyonlar belirlenmiştir. Deneylerde kullanılan kesme parametreleri ve kesicilerin deformasyon üzerindeki etkileri araştırılmıştır.

3.1 Delme deney sonuçları

Farklı matkap uçları ve kesme parametreleri ile gerçekleştirilen delme deneyleri sonucunda belirlenen deformasyon faktörleri, giriş için Şekil 7’de çıkış için ise Şekil 8’de verilmiştir.



Şekil 7: Delme deneyleri giriş deformasyon faktörleri.

Kaplamalı karbür matkap ucu ile yapılan delme deneylerinde deformasyon faktörü üzerinde ilerleme hızının önemli bir etkiye sahip olduğu görülmektedir. İlerleme hızının artması deformasyonu da arttırmaktadır. Bunun yanı sıra devir sayısının artması ile deformasyon faktörünün düştüğü tespit edilmiştir. Kaplamalı karbür matkap ucu ile yapılan deneylerde en düşük deformasyon faktörü en yüksek devir olan 10000 dev/dk ve en düşük ilerleme hızı olan 100 mm/dk kesme parametrelerinde elde edilmiştir.

Kaplamasız karbür matkap ucu ile yapılan deneylerde de benzer bir durum söz konusudur. İlerleme hızı, deformasyonu en fazla etkileyen parametre olmuştur ve ilerleme hızı arttıkça deformasyon da artmıştır. Kaplamasız karbürle yapılan deneylerde kaplamalı karbüre göre giriş yüzeylerinde daha az deformasyon oluşmuştur. En az deformasyon orta seviye devir olan 5000 dev/dk ile en düşük seviye ilerleme hızı olan 100 mm/dk kesme parametrelerinde hesaplanmıştır.

HSS matkap ucu kullanılarak yapılan deneylerde giriş deformasyon faktörleri açısından en uygun sonuçlar orta seviye devir ve düşük ilerleme hızı parametrelerinde meydana gelmiştir ve ilerleme hızı bu matkap ucu ile yapılan deneylerde de etkin bir parametre olduğu anlaşılmıştır.

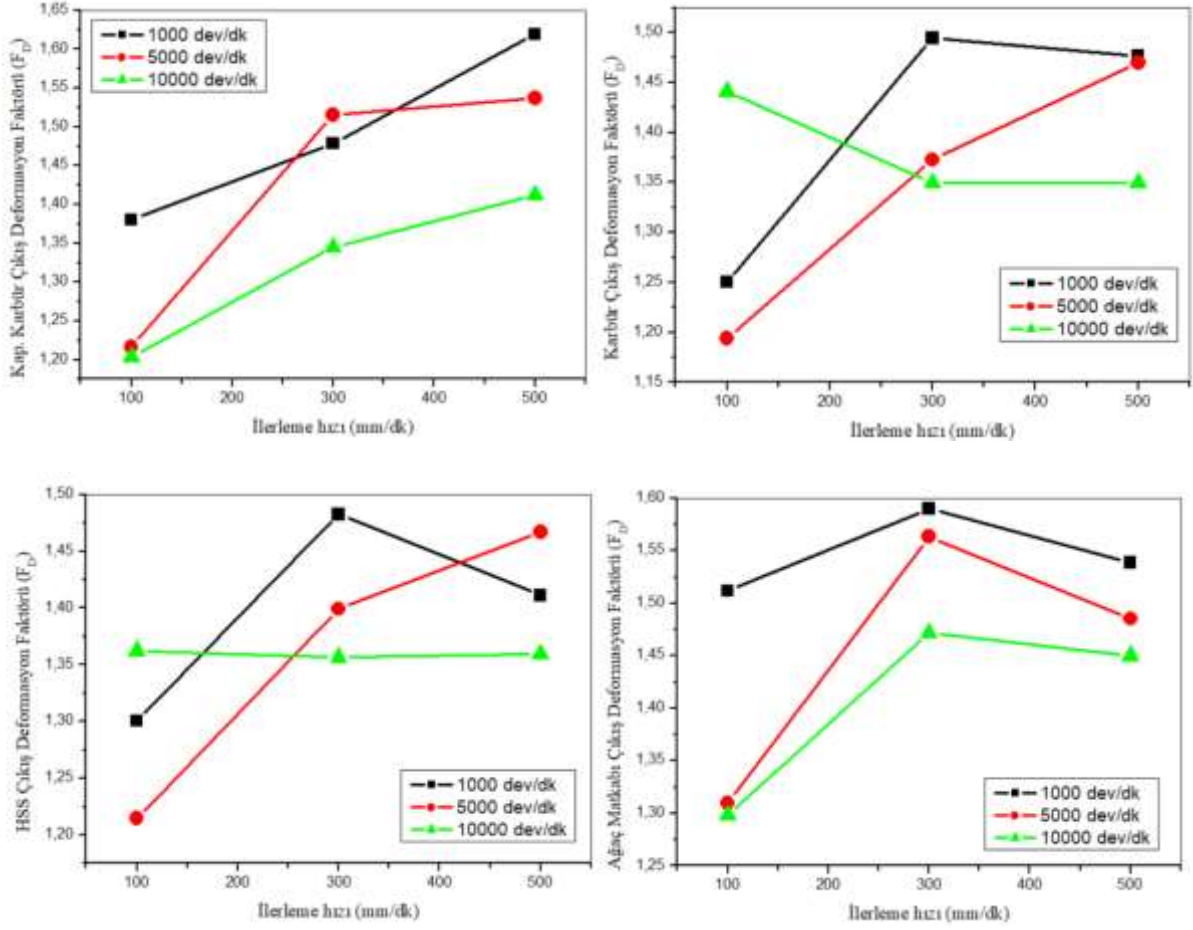
Ağaç matkabı ile yapılan delme işlemlerinde ise diğer matkap uçlarına oranla daha fazla deformasyon meydana gelmiştir. Ağaç matkabının kendine has uç geometrisinin bu sonuçlarda etkili olduğu düşünülmektedir. Keskin olmayan sivri uç yapısı delme işlemi başlangıcında zımbalama etkisi oluşturmakta buda malzemenin kesilmesinden ziyade koparılmasına yol açmaktadır. En düşük deformasyon faktörü yüksek devir ve düşük ilerleme hızı parametrelerinde elde edilmiştir.

Genel olarak bakıldığında 3B boşluklu cam elyaf takviyeli kompozitlerin delinmelerinde giriş yüzeylerinde meydana gelen deformasyon için en uygun parametrelerin, orta ve yüksek seviye devir sayıları ve düşük ilerleme hızları olduğu anlaşılmaktadır. Standart matkap uçları kullanılarak gerçekleştirilen deneylerde giriş deformasyon faktörü için en düşük değer HSS matkap ucu kullanılarak 5000 dev/dk devir ve 100 mm/dk ilerleme hızı parametreleri ile 1,22558 olarak tespit edilmiştir. Kullanılan matkap uçları açısından karbür matkap uçları 140° uç açısına sahipken HSS 118° uç açısına sahiptir. Elyaf takviyeli polimer kompozitlerin delinmelerinde sivri uç açılarının daha iyi sonuç verdikleri literatürde yapılan önceki çalışmalarda vurgulanmaktadır [18].

Çıkış deformasyon faktörleri için oluşturulan grafikler (Şekil 8) incelendiğinde ilerleme hızı ve devir sayısının deformasyon üzerindeki etkileri görülmektedir. Kaplamasız karbür matkap ucu ile yapılan deneylerde en düşük deformasyon 1,19405 ile orta seviye devir sayısı olan 5000 dev/dk ve düşük seviye ilerleme hızı olan 100 mm/dk kesme parametrelerinde elde edilmiştir. Çıkış deformasyon faktörleri için ilerleme hızının artması ile genellikle hasar artmıştır. Devir sayısı açısından sonuçlar incelendiğinde çıkış deformasyon faktörleri için en uygun orta seviye devir sayıları olduğu söylenebilir. Tüm matkap uçları için düşük ilerleme hızı ve orta seviye devir sayılarında genellikle düşük deformasyonlar meydana gelmiştir.

Çıkış deformasyon faktörleri girişe göre özellikle ilerleme hızının artmasına bağlı olarak daha fazla oluşmuştur. Çalışmada kullanılan 3B boşluklu kompozit malzemenin yapısından dolayı giriş yüzeyleri tabakalar arası pileler tarafından (2 boyutlu tabakalı kompozitler kadar çok olmamakla birlikte) desteklenmektedir. Matkabın çıkışı esnasında ise böyle bir destek yoktur. Giriş deformasyonunun daha az meydana gelmesinin sebebinin bu durum olduğu düşünülmektedir.

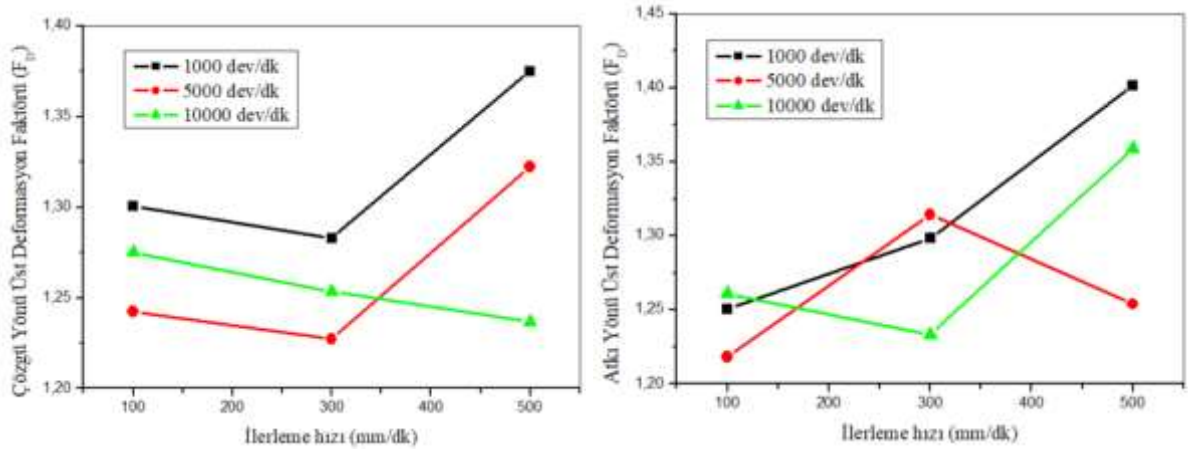
Elde edilen tüm delme deneyleri sonucunda ilerleme hızının en önemli faktör olduğu görülmüştür. İlerleme hızının artması itme kuvvetini arttırmakta ve bu artış hem giriş hem de çıkış deformasyonunu arttırmaktadır. Elyaf takviyeli polimer kompozitler üzerine yapılan pek çok çalışmada da benzer durum tespit edilmiştir. Deneylerde kullanılan kesme parametreleri ve kullanılan kesiciler ile elde edilen sonuçların güncel literatür ile uyumlu olduğu görülmüştür [19, 20].

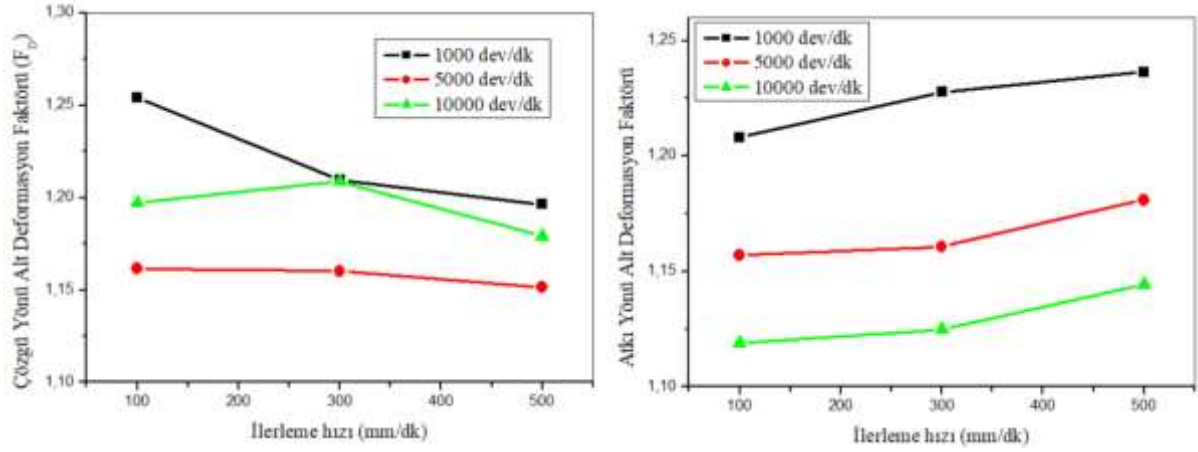


Şekil 8: Delme deneyleri çıkış deformasyon faktörleri.

3.2 Kanal deney sonuçları

Çalışmada 5 mm çapında dört kesme kenarına sahip HSS parmak freze ile farklı kesme parametreleri kullanılarak kanal açma deneyleri yapılmıştır. Kanallar dokuma yönünde (çözgü) ve dokumaya dik (atkı) olarak tek seferde açılmıştır. Yapılan deneyler sonucunda elde edilen deformasyon faktörleri üst ve alt yüzey olarak ayrı ayrı tespit edilmiştir. Şekil 9'da çözgü ve ise atkı yönünde açılan kanallar için hesaplanan deformasyon faktörleri verilmiştir.

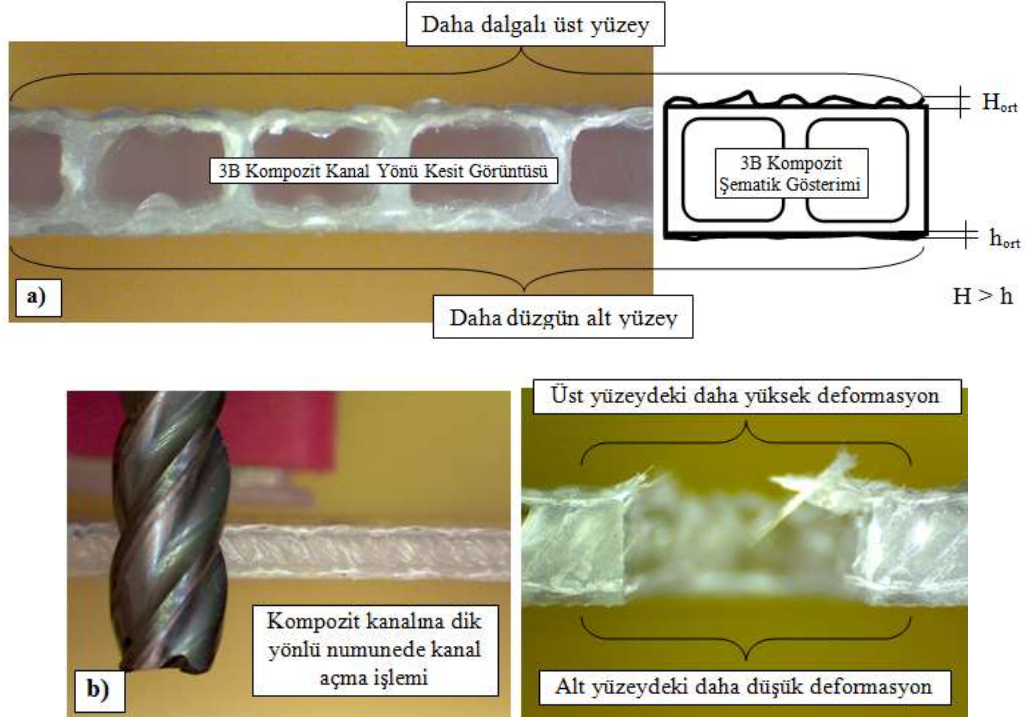




Şekil 9: Kanal deneyleri üst ve alt deformasyon faktörleri.

3B boşluklu cam elyaf takviyeli kompozit malzemeler üzerinde açılan kanallarda meydana gelen deformasyona kesme parametrelerinin etkisi incelendiğinde, yüksek tutarlılık elde edilememekle birlikte makul seviyede anlaşılabilir sonuçlar elde edilmiştir. Çözgü yönünde açılan kanallarda üst yüzeyde orta seviye ilerleme hızı olan 300 mm/dk ilerleme hızında diğer parametrelere göre daha az hasar oluşmuştur. Ayrıca devir sayısının artması deformasyon oluşumunu nispeten azaltmaktadır.

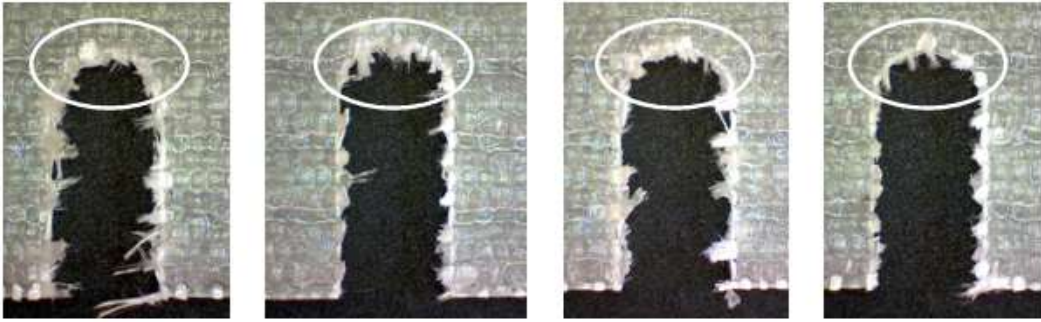
Atkı yönünde açılan kanallarda da deformasyon faktörüne kesme parametrelerinin etkisi için makul seviyede anlaşılabilir sonuçlar elde edilmiştir. İlerleme hızının artması alt ve üst yüzeylerde deformasyonu arttırmaktadır. Devir sayısının değişimi üst yüzeyde oluşan hasar üzerinde çok fazla bir etkiye sahip değilken, alt yüzeyde oluşan hasar devir sayısının artması ile azalmaktadır. En düşük deformasyon faktörü 10000 dev/dk devir ve 100 mm/dk ilerleme hızı parametrelerinde 1,11883 olarak ölçülmüştür.



Şekil 10: a) 3B kompozitlerde alt ve üst yüzeyler arasındaki dalgalanma farkı, b) kanal açma sonrası alt ve üst yüzeylerdeki deformasyon farkı.

Şekil 9’da verilen kanal açma operasyonuna ait deformasyon faktörü verileri incelendiğinde 3B kompozitin üst yüzeyinde oluşan deformasyonun alt yüzeyde oluşan deformasyondan daha yüksek olduğu görülmektedir. Bunun sebebi malzemenin üretiminden kaynaklanan alt ve üst yüzeylerdeki yüzey dalgalanmalarının farklı oluşudur. Kısmi vakum infüzyon yöntemi ile üretilen 3B kompozitlerin alt yüzeyinde fazla epoksinin emilimi ve kompozitin zemin plakasından kolay ayrılabilmesi için sıyırma kumaşı konumlandırılmaktadır. Üst yüzeyde ise herhangi bir malzeme konmayıp açılan vakumdan sonra yüzey serbest halde bırakılmaktadır. Bu sebeple kürlenmiş malzemenin alt kısmında, üst yüzeyine kıyasla daha düzgün bir yüzey elde edilmektedir. Şekil 10’da da verildiği üzere bu yüzey dalgalanması farkı, freze çakısının alt ve üst yüzeylerde daha farklı titreşim ve zorlanma durumu oluşmasına yol açmaktadır. Bu durum alt yüzeylerde daha düşük deformasyon faktörü elde edilmesini sağlamaktadır.

Açılan kanalların çevresindeki deformasyon oluşum bölgeleri incelendiğinde ise malzeme atkı yönlü yapılan frezelemelerde en büyük deformasyon en büyük zorlanmanın olduğu kesici uç bölgesinde meydana gelmiştir. 3B kompozit kanalı olan çözgü yönlü frezelemelerde deformasyon oluşumunun daha düşük olmakla birlikte kanal çevresinde dengeli dağıldığı görülmüştür (Şekil 11).



Şekil 11: Uç bölgede daha yüksek deformasyon oluşumu gözlemlenmektedir.

4 Sonuçlar

Bu çalışmada 3B boşluklu cam elyaf takviyeli kompozit malzeme üzerinde delme ve frezeleme deneyleri yapılmıştır. Yapılan deneyler sonucunda delik ve kanal etrafında meydana gelen deformasyonlar belirlenmiştir. Deneylerde kullanılan kesme parametreleri ve kesicilerin deformasyon üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Buna göre;

- Delme deneyleri açısından ilerleme hızının en önemli faktör olduğu görülmüştür. İlerleme hızının artması itme kuvvetini arttırmakta ve bu artış hem giriş hem de çıkış deformasyonunu arttırmaktadır.
- İlerleme hızının haricinde devir sayısı da etkili bir parametre olup giriş hasarları açısından yüksek devir sayıları daha olumlu sonuçlar vermiştir.
- Çıkış deformasyonlarında ise orta seviye devir sayılarında daha iyi sonuçlar alınmıştır.
- 3B boşluklu kompozitlerin delinmeleri incelendiğinde, kabul edilebilir deformasyon durumları için düşük ilerleme hızı ve orta seviye devir sayılarının uygun olacağı düşünülmektedir.
- Frezeleme deneylerinde alt yüzeyler üst yüzeylere kıyasla daha az deformasyona uğramıştır. Bu durum malzemenin alt yüzeyinin üst yüzeyinden daha az dalgalanma ve pürüze sahip olmasından kaynaklandığı anlaşılmıştır. Deformasyon durumunun üst yüzeylerde de düşük tutulabilmesi için üretim aşamasında üst yüzeye sıyırma kumaşı uygulaması veya yüzey plakası uygulaması yapılabilir.
- Kanal açma operasyonlarında deformasyon faktörü değerleri çözgü ve atkı yönlerinde farklı karakteristik özellikler sergilemektedir. Nispeten düşük ilerleme hızı ve yüksek devir sayılarında makul deformasyon değerleri elde edilmiştir.

İleriki çalışmalarda özellikle frezeleme operasyonlarında daha farklı kesme parametreleri ve kesici takımların incelenmesinin 3B boşluklu kompozitlerin işlenebilirlik özelliklerinin anlaşılmasında faydalı olacağı ön görülmektedir.

5 Kaynakça

- [1] Zhao, C.Q., Li, D.S., Ge, T.Q., Jiang, L., Jiang, N., 2014, "Experimental study on the compression properties and failure mechanism of 3D integrated woven spacer composites", *Materials and Design*, Volume 56, Pages 50–59.
- [2] Fan, H., Sun, F., Yang, L., Jin, F., Zhao, D., 2013, "Interlocked hierarchical lattice materials reinforced by woven textile sandwich composites", *Composites Science and Technology*, Volume 87, Pages 142–148.
- [3] Li, D.S., Zhao, C.Q., Jiang, L., Jiang, N., 2014, "Experimental study on the bending properties and failure mechanism of 3D integrated woven spacer composites at room and cryogenic temperature", *Composite Structures*, Volume 111, Pages 56–65.
- [4] Li, M., Wang, S., Zhang, Z, Wu, B., 2009, "Effect of Structure on the Mechanical Behaviors of Three-Dimensional Spacer Fabric Composites", *Applied Composite Materials*, Volume 16, Pages 1–14.
- [5] Davim, P., Reis, P., 2003, "Drilling carbon fiber reinforced plastics manufactured by autoclave – experimental and statistical study", *Materials and Design*, Volume 24, Pages 315-324.
- [6] Khashaba, U.A., El-Sonbaty, I.A., Selmy, A.I., Megahed, A.A., 2010, "Machinability analysis in drilling woven GFR/epoxy composites: Part II - Effect of drill wear", *Composites Part A*, Volume 41, Pages 1130-1137.
- [7] Abrao, A.M., Rubio, J.C., Faria, P.E., Davim, J.P., 2008, "The effect of cutting tool geometry on thrust force and delamination when drilling glass fibre reinforced plastic composite", *Materials and Design*, Volume 29, Pages 508–513.
- [8] Budan, D.A., Basavarajappa, S., Kumar, M.P., Joshi, A.G., 2011, "Influence Of Fibre Volume Reinforcement In Drilling GFRP Laminates", *Journal of Engineering Science and Technology*, Volume 6, Pages 733-744.
- [9] Rajamurugan, T.V., Shanmugam K., Palanikumar, K., 2012, "Analysis of delamination in drilling glass fiber reinforced polyester composites", *Materials and Design*, Volume 45, Pages 80-87.
- [10] Gaitonde, V.N., Karnik, S.R., Rubio, J.C., Correia, A.E., Abrao, A.M., Davim, J.P., 2008, "Analysis of parametric influence on delamination in high-speed drilling of carbon fiber reinforced plastic composites", *Journal Of Materials Processing Technology*, Volume 2008, Pages 431-438.
- [11] Grilo, T.J., Paulo, R.M.F., Silva, C.R.M., Davim J.P., 2013, "Experimental delamination analyses of CFRPs using different drill geometries", *Composites: Part B*, Volume 45, Page 1344-1350.
- [12] Tsao, C.C., Hocheng, H., 2007, "Effect of tool on delamination in drilling composite materials", *Int Journal of Mechanical Sciences*, Volume 49, Pages 983-988.
- [13] Fan, H., Zhou, Q., Yang, W., Jingjing, Z., 2010, "An experiment study on the failure mechanisms of woven textile sandwich panels under quasi-static loading", *Composites: Part B*, Volume 41, Pages 686–692.

- [14] Fan, H., Yang, W., Zhou, Q., 2011, “Experimental research of compressive responses of multi-layered woven textile sandwich panels under quasi-static loading”, *Composites: Part B*, Volume 42, Pages 1151–1156.
- [15] Parabeam Ind., 2014, “Parabeam 3-d GlassFabrics Technical Data Sheet”, Netherlands.
- [16] Kilickap, E., 2010, “Determination of optimum parameters on delamination in drilling of GFRP composites by Taguchimethod”, *Indian Journal of Engineering & Materials Sciences*, Volume 17, Pages 265-274.
- [17] Morkavuk, S., Köklü, U., Bağcı, M., 2016, “Karbon fiber takviyeli kompozit malzemelerin yüksek ilerleme hızı ile kuru ve kriyojenik koşullarda frezelenmesi”, 7th International Symposium On Machining, İstanbul.
- [18] Krishnamoorthya, A., RajendraBoopathyb, S., Palanikumar, K., PauloDavim, J., 2012, “Application of grey fuzzy logic for the optimization of drilling parameters for CFRP composites with multiple performance characteristics”, *Measurement*, Volume 45, Pages 1286-1296.
- [19] Öztürk, O., Ünüvar, A., Koyunbakan, M., Bağcı, M., 2014, “Kesme Parametrelerinin Ve SiO₂-Al₂O₃ Katkısının Ctp/Epoksi Kompozitlerin İşlenebilirliğine Etkisinin İncelenmesi”, 5. Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu, Bursa.
- [20] Kaybal, H. B., Ünüvar, A., Koyunbakan, M., Avcı, A., 2014, “CNT Ve Bn Nanopartikül Katkılı Karbon/Epoksi Nano kompozit Malzemelerin Delinmesinde Kesme Parametrelerinin İtme Kuvvetine Etkisinin Cevap Yüzey Metodu Ve Taguchi Tekniği Kullanılarak Araştırılması”, 5. Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu, Bursa.

9th SESSION

GEOMETRICAL OPTIMIZATION OF BROACHING TOOLS BY LEVELING THE CUTTING FORCES

Arash Ebrahimi^a, Emre Ozlu^b, and Erhan Budak^c

a, Sabanci University, Manufacturing Research Laboratory, Istanbul/TURKEY, aebrahimi@sabanciuniv.edu.edu

b, Sabanci University, Manufacturing Research Laboratory, Istanbul/TURKEY, eozlu@sabanciuniv.edu

c, Sabanci University, Manufacturing Research Laboratory, Istanbul/TURKEY, ebudak@sabanciuniv.edu

ABSTRACT

This study presents an approach to broaching tool design optimization for a user-defined final complex-shape by considering the cutting forces. Although broaching process is the only machining operation in order to machine complicated profiles without using a rotary motion, it is one of the least studied one in the literature. A broach tool has a complex multi cutting teeth which are placed in a row by the rise per tooth corresponding to the uncut chip thickness. Developing a method to generate an optimized broach tool design based on constant cutting forces can eliminate potential problems (reducing tool life, chipping, bad surface quality and etc.) while decreasing its length. In this study, a method is developed in order to minimize the length of the broach, increase tool life and quality of the final part leading to reduction of whole process cost.

Keywords: Broaching, Cutting force, Broach tooth design optimization

1 Introduction

Broaching is one of the oldest and ideal machining processes for a various applications such as non-circular internal holes, turbine disc fir-tree slots and keyways with the linear cutting motion. Broaching process is conducted by pushing or pulling linear multi-teeth broach tool including several details over the stock material to achieve high productivity, quality, and geometric complexities. Broaching tools are made up of hundreds of cutting teeth and each tooth has different profiles for different purposes such as roughing, semi-finishing and finishing. One of the most critical aspect of broaching process is the tool design where it affects different cutting parameters.

Broaching is one of the least studied machining operations. In one of the earliest studies, Monday [1] presented the most comprehensive source describing the broaching technology. Kokmeyer et al. [2], on the other hand edited a collection of works on broaching representing the usefulness of the process and Robertterry et.al [3] presented a system for optimal design of broaching tools. They presented the factors that affect productivity in broaching and explained the design constraints, their importance, and their selection method. Finite element was also used to predict the tooth deflection and experimental data in order to create the general rules for designing. Gilormini et al. [4] analyzed the cutting forces on a single broaching and compared them to the forces in slotting and tapping processes. Process monitoring was studied in some later works as well. Budak et.al [5] examined the performance of broaching tools used for broaching of waspaloy turbine discs with fir-tree profile based on the monitoring of force and power. It has been demonstrated that for most of the investigated tools, the load distribution among the broaching sections were non-uniform resulting in uneven wear. Axinte et.al [6] in their works attempt to correlate the condition of broaching tools to the output signals obtained from multiple sensors, namely, acoustic emission (AE), vibration, cutting forces and hydraulic pressure, connected to a hydraulic broaching machine. There are a few number of studies, which focus on process modeling. Vijayaraghavan et.al [7] in their work highlighted the stress and displacement in broach tools during broaching. Similar studies (stress and displacement) on workpieces are also highlighted in their study. That approach resulted evaluating surface integrity in broaching. The results

were based on the FEM approach. Ozturk et.al [8] presented tool optimization method and process models. Cutting forces, tooth stresses, part deflections are modeled and analyzed using cutting models and FEA.

Also, there are experimental studies focused on the selection of proper cutting conditions by means of surface quality and stable cutting. S.P. Mo et.al [9] presents an example which is selection of the cutting conditions in broaching of heat-resistant alloys based on cutting forces, surface roughness and tool wear.

For the first time, Axinte et.al [10] reports dynamics of broaching when features with complex geometries are generated. A new method to detect the appearance of tilted marks as a result of damped-coupled vibrations with particular frequency has been proposed by monitoring the elliptical movement of cutting edge via time and frequency domain analysis of two acceleration signals reported in this work. Recently, Vogel et.al. [11] Studied geometrical and technological optimization on tool design. A systematic method was developed to generate a cutting strategy for the broach. A set of technological constraints such as maximum allowed cutting force per tooth or maximum allowed rise per tooth are considered. Thereby, an optimization based on the cutting forces is carried out.

The forces acting during roughing, semi-finishing and finishing in broaching processes generally result in different force levels, leading to reduced tool life, chipping, bad surface quality, etc. Therefore, developing a method to generate an optimized broach tool design based on constant cutting forces can eliminate potential problems and it reduces the length of the broach tool and hence the processing time. The aim of this work is to introduce an algorithm which generates teeth profile based on constant cutting forces for roughing, semi-finishing and finishing operations during broaching.

The proposed approach is different than the previous ones as they have not considered shape optimization for each tooth to keep cutting forces constant during each operation. Therefore, a method is developed to minimize the length of the broach tool, increase tool life and quality of the final part which reduces the whole process cost.

2 Modeling of Broaching Tools

Feed rate, depth of cut and cutting speed are the basic cutting parameters in machining as well as in broaching. Broach tool design is the most important criteria since there is no any other flexibility in this process except cutting speed. Modeling of cutting process and predicting important parameters before the design stage will be very helpful for optimum tool design. In order to achieve the desired productivity, predictive models are very important. As in other operations, higher productivity and lower cost are the objectives. In broaching, there are several constraints which can be summarized as tooth breakage, machine power and part quality. Therefore, rather than developing a specific model for a single type of broaching tooth profile, a general model is proposed to represent the cutting mechanics for broaching operations. The other complexity, which rises in broaching, is because of the material which removed by previous tooth. Therefore, an updated geometry for each tooth is needed. The model which is used in this work, will be illustrated in the following sub-sections.

2.1 Broaching Mechanics

In this study, the model is developed by orthogonal cutting assumption for broaching process. Cutting edge is perpendicular to the direction of tool-workpiece motion in orthogonal cutting. In order to model existing cutting tool, it is more practical to carry out a few experiments to identify constant parameters of the tool geometry-workpiece material pair. [13] Total broaching forces can be determined by multiplying the cutting force coefficients with the total chip area, plus the multiplication of the edge cutting force coefficients by width of cut as defined in equation (1).

$$F_t^i = K_{tc}^i f_i b_i + K_{te}^i b_i \quad (1)$$

where i represents the cutting point on the cutting edge. F_t^i illustrates local tangential force, respectively. Moreover, K_{tc}^i is the cutting force coefficients in the tangential direction, correspondingly. K_{te}^i is the edge cutting force coefficients in the tangential direction. Budak et al. [14] proposed calibration tests for cutting force coefficients which depend on the tool and workpiece material. The calibration conditions are orthogonal.

2.2 Process Simulation

For simulating broaching process, the area which is removed by previous tooth is so significant to calculate the uncut chip area, therefore, updated geometry of workpiece should be considered for each cutting tooth. For accurate calculation of the updated workpiece geometry, all the tooth profiles should be given appropriately. However, the number of teeth for a broach tool set can be up to several hundreds. Furthermore, inputting each tooth profile one by one can be very time consuming. In order to solve this problem, only the first and last tooth of each detail is entered as input. By the developed algorithm, other intermediate teeth profiles are generated. Considering the fact that there are many possible geometries between the first and the last tooth, the intermediate teeth generation algorithms must use by leveling of cutting forces. As an illustrative example for roughing part of broaching tool, the easiest shape for producing is rectangular shape and size of each tooth should be calculated with the algorithm applied for getting these shapes.

3 Modeling of Intermediate Teeth

Since the aim of this study is to obtain a constant broaching force level throughout the broaching process, the calculation of the intermediate teeth geometry is one of the key issues. Constant cutting forces during each step (roughing and semi-finishing) are the outputs. In this section, the developed approach for the intermediate teeth geometry is discussed.

3.1 Inputs Needed for the Modeling of Intermediate Teeth

Several inputs are needed in order conduct the intermediate teeth generation algorithm which are listed below:

- Last teeth shape: The last teeth shape represents the final shape of the slot at the workpiece.
- Dimensions of the first tooth: First teeth shape generally has a rectangular geometry where the dimensions should be given.
- Uncut chip thickness for finishing: This parameter is needed in order to distinguish between finishing and semi-finishing details.
- Approach angle at semi-finishing process.
- Orthogonal database for the tool and workpiece couple.
- The level of the broaching forces in roughing.
- The level of broaching forces in semi-finishing.

3.2 Method for the Intermediate Teeth Generation

The intermediate teeth generation method is considered by the process type, i.e. finishing, roughing and semi-finishing. In each strategy various approaches are used for automatic teeth generation. In this study, the

developed approaches begin with the generation of the finishing teeth and continue with the generation of roughing and semi-finishing details. The approaches are presented in this sequence at the following sections. Also, all the developed methods in this study are simulated by MATLAB[®].

3.2.1 Generating Finishing Teeth

Final tooth shape is used in order to generate the finishing teeth. They should be offset of the final tooth shape. Therefore, offsetting final tooth shape by the given input, the intermediate teeth between the semi-finishing and finishing region, can be obtained.

In order to apply the offset algorithm 2D coordinates of the given final shape is used. These 2D coordinates form a polygon which consists of short line segments. In this algorithm, the new polygon points for the previous teeth is constructed on a direction which is normal to the line between two consecutive point of the current teeth. There may be some problematic points where the slope on the polygon is steep. Therefore a removal method is applied to remove self-intersecting line segments. The removal method look for the sudden slope changes at the polygon line segments. An example of generated finishing teeth for a sample fir-tree slot can be seen in Figure 1.

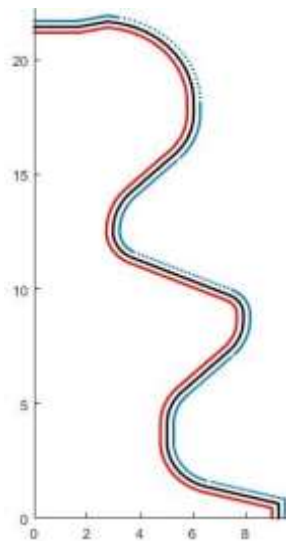


Figure 17: Finish teeth shapes of right half of the turbine fir-tree slot.

3.2.2 Generating Roughing Teeth

The aim of the roughing section is to remove the large amount of material with the minimum number of broach teeth. The final teeth shape that is generated in finishing step has been used in order to obtain the roughing details of the broach tool. The developed algorithm begins with the calculation of the critical points on the first finishing tooth as a boundary curve (Figure 2). In order to calculate them, the steep slope changes are considered on the boundary curve.

Once the critical points are defined the rectangular geometry of the roughing teeth are formed. Starting from the first roughing teeth (which is defined as an input), all the teeth are constructed by considering the force level by adopting edge force model [14]. Cutting force and edge force coefficients can be predicted from an orthogonal cutting data base and it can be used to predict process forces But it should be considered that, the cutting force coefficient is affected by the variation of the uncut chip thickness values [14]. Therefore, in order to calculate cutting force coefficients iterative method is used. In this method, an initial uncut

chip thickness value is selected and force coefficients were calculated. By using obtained coefficients, new dimensions for tooth were calculated. Then a new uncut chip thickness is found. When the error between the initial and calculated uncut chip thickness is smaller than the desired value the iteration ends.

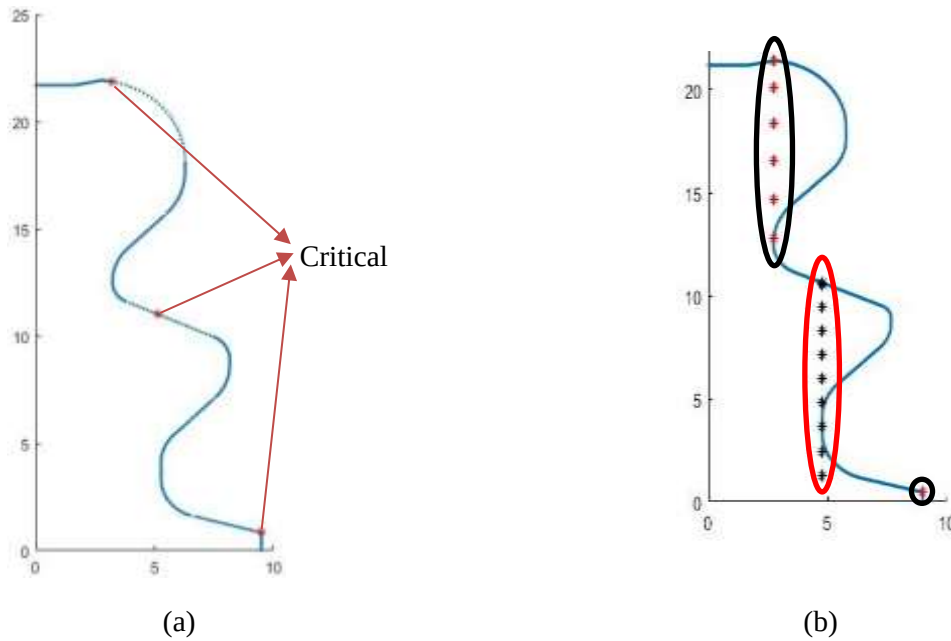


Figure 18: (a) Critical points and (b) corners of each rectangle tooth in roughing.

3.2.3 Generating Semi-Finishing Teeth

In order to define semi finishing teeth, a bisection method is applied. In this iterative approach, an interval was defined between min and max values of the final shape in x direction ($[x_{\min} \ x_{\max}]$). At each step the method divides the interval in two subintervals by computing the midpoint. Considering the approach angle of semi-finishing (Figure 3), cutting force on the tooth is calculated. The method selects the first subinterval (between minimum point and midpoint) if the cutting force was greater than the limit . Otherwise, the second subinterval (between midpoint and the maximum point) is selected. The process is continued until the calculated force is equal to the desired force.

In order to obtain cutting forces for semi-finishing teeth, the uncut chip area is divided into many elements. Elemental tangential cutting forces are calculated by equation (1). Total tangential force acting on each teeth can be calculated by the summing up the elemental forces.

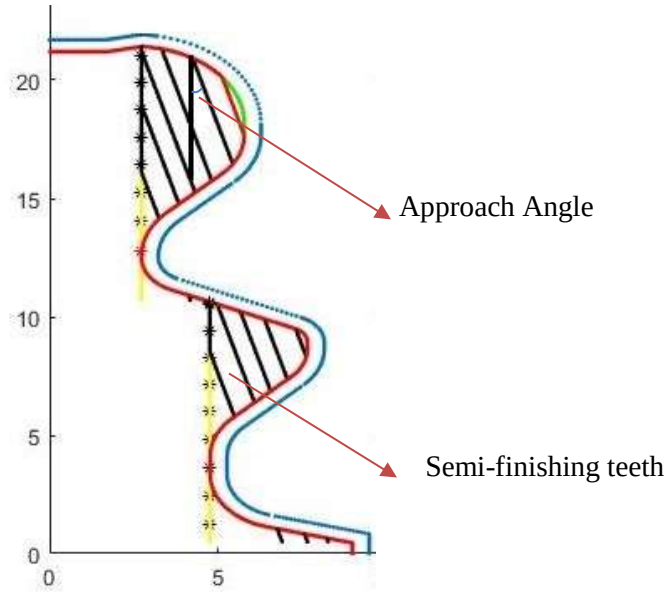


Figure 19: Semi-finishing teeth shape.

4 Simulation Results

In this section, example cases for a fir-tree slot is presented. The simulations and automatic teeth generations are conducted by the developed approach for broaching of $\text{Ti}_6\text{Al}_4\text{V}$ alloy. The orthogonal database for $\text{Ti}_6\text{Al}_4\text{V}$ alloy can be seen in Table 4.

Parameters	Equation
Rake angle ($^\circ$)	$\alpha = 0^\circ$
Shear Stress (Mpa)	$\tau_s = 543$
Friction angle ($^\circ$)	$\beta = 18.98 + 0.0788 \times \alpha$ (7)
Shear angle ($^\circ$)	$\phi = \tan^{-1} \left(\frac{r_c \cos(\alpha)}{1 - r_c \sin(\alpha)} \right), r_c = c_0 h^{c_1}, C_1 = 0.239 - 0.0069 \times \alpha$ $c_0 = 0.985 - 0.0024 \times \alpha$ (8)
cutting force coefficient at the tangential direction (N/mm)	$K_{tc} = \frac{\tau_s}{\sin \phi} \frac{\cos(\beta - \alpha) + \tan \iota \tan \eta \sin \beta}{\sqrt{\cos^2(\phi + \beta - \alpha) + \tan^2 \eta \sin^2 \beta}}$ (9)
Edge cutting force coefficient at the tangential direction (N/mm)	$K_{te} = 50.8$

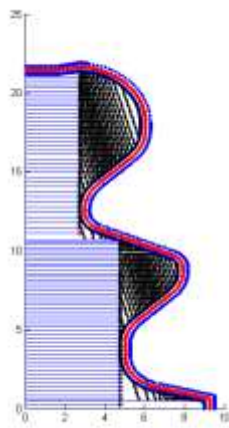
Table 4: Orthogonal database for $\text{Ti}_6\text{Al}_4\text{V}$ alloy.

The simulations are carried out for 3 different cases. In all cases approach angle for semi-finishing is selected as 15° . At the first case the limiting force for semi-finishing and roughing details are selected as 2000 N whereas they are selected as 4000 N for the second. In the last case the limiting force for semi-finishing is selected as 2000 N and for roughing 1000 N. The results of the automatically generated teeth and the force simulations can be seen in Figure 4. As expected, increase in limiting forces results in decrease of number of teeth. As can be observed from Figure 4, there exist some points which are under the given limits. These teeth are at the borders of the details.

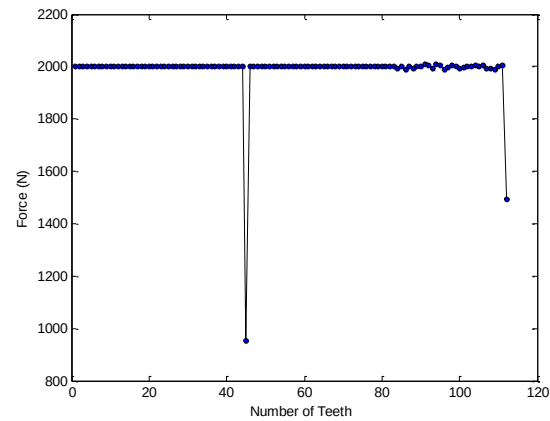
In another case the effect of the approach angle in semi-finishing details are investigated. The simulations are carried out on the same example fire-tree slot again with Ti_6Al_4V alloy for different approach angles. Three different limiting force levels were selected as 500 N, 1000 N, and 2000 N. The results can be found in Figure 5.

As can be seen from Figure 21, increasing approach angle decreases the total number of teeth. As this behavior cannot be generalized, it can be explained by the shape of the fir-tree slot. Since the edges of the fir-tree has a decreasing area, the elements that are generated at the tips are very much affected from the approach angle. Higher approach angle values result in lower edge forces and therefore higher uncut chip areas in order to keep the broaching forces constant.

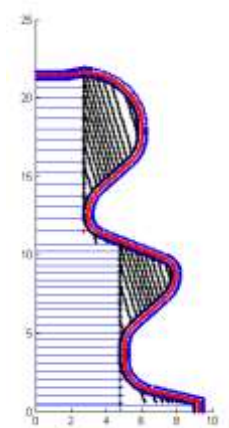
Another observation from Figure 5 is that, the variation of the number of teeth with the approach angle is more significant at lower limiting forces. This is expected as the effect of the edge forces will be more significant at lower limiting forces. Due to this fact, the uncut chip area and therefore number of teeth is drastically affected at lower limiting forces. Moreover, at lower approach angles the edge forces increases so that they may be higher than the desired limiting forces. In those cases the algorithm cannot find a feasible solution.



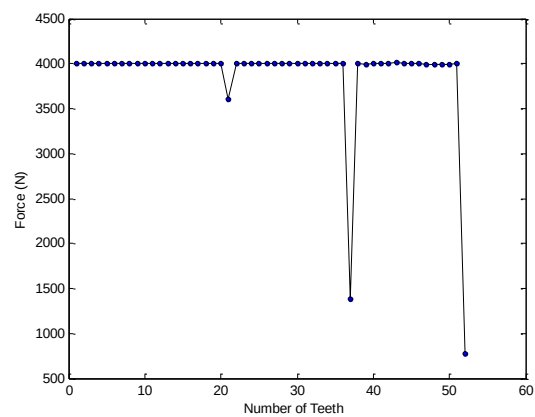
(a)



(b)



(c)



(d)

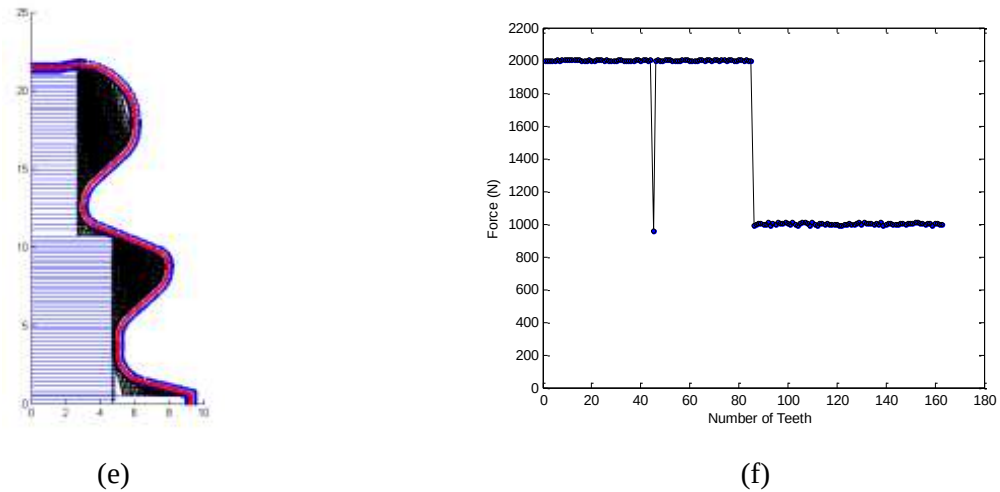


Figure 20: Calculated teeth distribution and force distribution on each teeth for (a,b) 2000 N limiting force, (c,d) 4000N limiting force and (e,f) 2000N for roughing limiting force and 1000N for semi-finishing limiting forces.

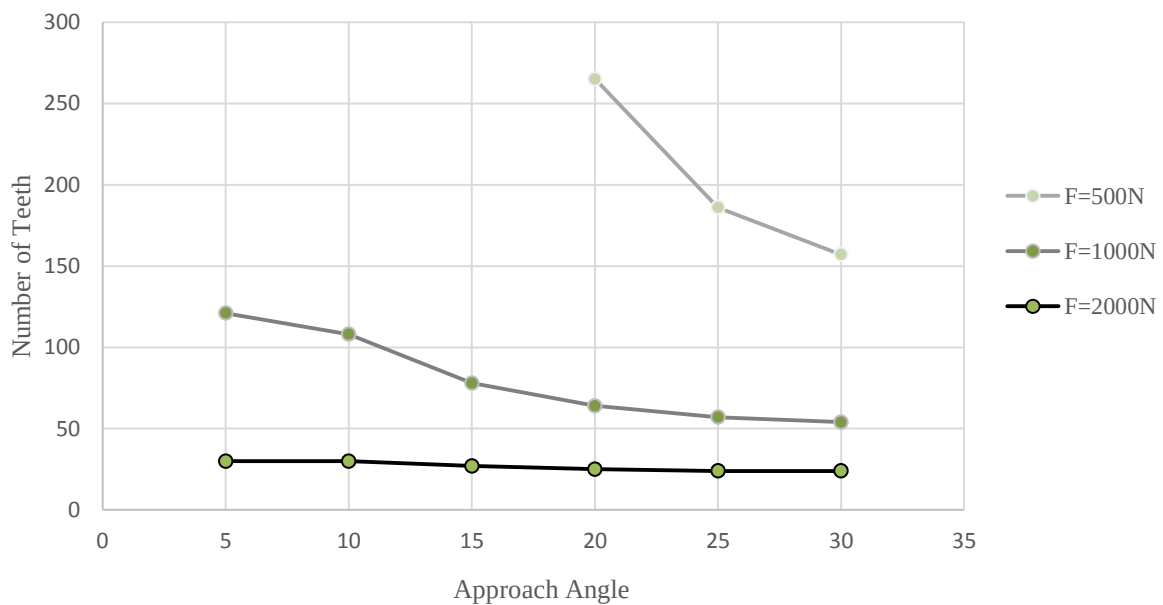


Figure 21: Variation of the teeth number vs approach angle with different limiting forces.

5 Conclusion

In this study, an approach for automatic teeth generation for keeping the broaching forces constant is developed. The approach takes the final workpiece shape as an input and calculated the intermediate teeth with the given limiting forces. The constant forces throughout the rough and semi-finish broaching operations can improve tool life by preventing chipped or broken teeth, and can improve surface quality. Therefore, geometrical optimization of broaching tool, by leveling of cutting forces, is significant. The effect of the limiting forces and approach angle at semi-finishing is shown by simulations. It can be concluded in general that the edge forces plays an important role at lower limiting forces in the automatic calculation of the intermediate teeth.

6 References

- [1] Monday, C., 1960, “Broaching”, the Machinery Publishing Co. Ltd
- [2] Edward W. Kokmeyer, Jan 1, 1984, “Better Broaching Operations”, Society of Manufacturing Engineers, - Technology & Engineering - 234 pages
- [3] W.RobertTerry. K.W.Cutright, 1986, “Computer aided design of a broaching process”, Computers & Industrial Engineering, 11:1-4, 576-580.
- [4] P. Gilormini et al., A comparative analysis of three machining processes: Broaching, tapping and slotting, CIRP Annals-Manufacturing Technology 33(1) (1984) 19–22.
- [5] Budak,E., 2001, “Broaching Process Monitoring”, Proceedings of Third Int. Conf. on Metal Cutting and High Speed Machining, Metz-France, 251-260.
- [6] Axinte, A., Gindy, N., 2003, “Tool condition monitoring in broaching”, Wear, 254, 370-382
- [7] Vijayaraghavan, L., Krishnamurthy, R., Chandrasekaran, H., 1981,”Evaluation of stress and displacement of tool and workpiece on broaching”, Int. Journal of Machine Tool Design and Research, 21:3-4, 263-270.
- [8] Ozturk O., and Budak E., 2003, “Modelling of Broaching for Improved tool design,” Proc. of the IMECE’03 ASME, Washington, D.C., November 16-21.
- [9] Mo, S.P., Axinte, D.A., Hyde, T.H., Gindy, N.,2005,“An example of selection of the cutting conditions in broaching of heat-resistant alloys based on cutting forces, surface roughness and tool wear”,J.Mat.Proc.Tech., 160:3, 382-389
- [10] Axinte, D.A., 2007, “An experimental analysis of damped coupled vibrations in broaching”, Int. J. of Mach. Tools and Manuf., 47:14, 2182-2188.
- [11] P. Vogtel, F. Klocke, D. Lung, S. Terzi. 2015.” Automatic Broaching Tool Design by Technological and Geometrical Optimization”. 9th CIRP Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering - CIRP ICME '14, 496 – 501
- [12] E. Ozlu, S. Engin, C. Cook, T. El-Wardany, E. Budak , 2010 “Simulation of Broaching Operations for Tool Design Optimization”,2nd International CIRP Conference on Process Machine Interactions (PMI 2010), Vancouver, Canada
- [13] Altintas, Y., “Manufacturing Automation”, Cambridge University Press, 2000.
- [14] E. Budak, Y. Altintas, E. J. A. Armarego 1996 “Prediction of Milling Force Coefficients from Orthogonal Cutting Data” Transactions of the ASME, Vol. 118

CRYOGENIC ASSISTANCE DURING CFRP DRILLING

E. Ducroux^a, J. Merzouki^a, F. Rossi^a, G. Poulachon^a, G. Abrivard^b

a, Arts et Métiers, Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés (LaBoMaP), Campus de Cluny, Rue Porte de Paris, 71250 Cluny, France.

b, Airbus Group Innovations, Technocampus Center EMC2, chemin du Chaffault, Bouguenais 44340, France.

edouard.ducroux@ensam.eu

Abstract

The CFRP cutting mechanisms are highly linked to fibers orientations. Firstly, this paper deals with a mechanical characterization of CFRP under cryogenic temperatures. An instrumented compressive test with fibers oriented at 45° regarding the crushing direction has been conducted ranging from -196°C to 20°C to follow the evolution of the failure stress of the epoxide resin. Secondly, a semi-orthogonal radial turning experiment on unidirectional CFRP (T800M21 UD) disc with and without cryogenic assistance has been performed. As the fibers are oriented perpendicular to the spinning axis, on one turn, the tool cuts all the fibers with angles varying from 0° to 360°. During these specific tests the cutting forces have been monitored to characterize the cutting forces evolution versus fiber orientation. The experiment showed that cryogenic machining increases cutting forces but decreases surface roughness compare to dry machining.

Keywords: CFRP, Cryogenic, Fiber Orientation.

1 Introduction

Nowadays the aircraft industry uses more and more titanium alloy/CFRP stacks instead of aluminium alloy. Titanium and CFRP are well known as difficult-to-cut materials because of the high temperature reached during titanium drilling, leading to carbonization of CFRP matrix. Consequently, cryogenic assistance has been investigated for titanium drilling, but its impact on CFRP cutting performances are not yet established.

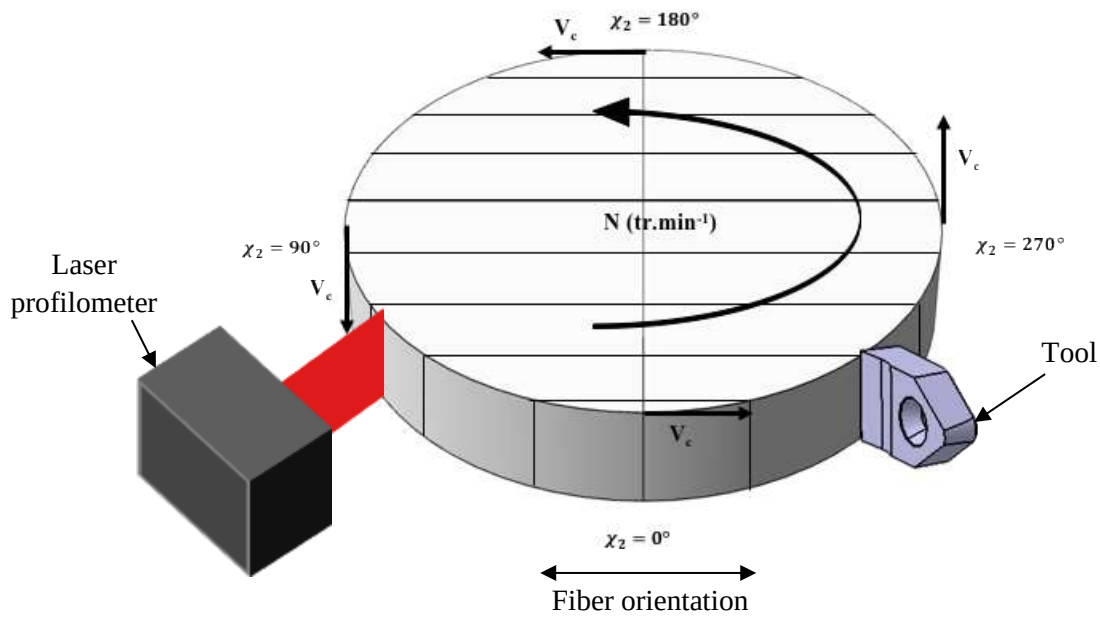
The mechanical properties of CFRP under cryogenic temperatures have not been investigated yet. Barker [1] analyzed the temperature dependence of the elastic parameters E and ν of the CFRP. He used multidirectional CFRP for torsion and tensile tests from -80°C to 180°C and it seemed that the temperatures under 120°C do not affect elastic properties.

The fiber orientation was defined by McKenzie [2] for wood cutting process but it can be applied to CFRP as well. He described two angle χ_1 and χ_2 between the fiber direction and the tool cutting edge and the cutting direction respectively as shown in figure 1. In orthogonal configuration χ_1 is always equal to 90°.

According to Wang [3], the cutting mechanisms of CFRP involve different failure modes and varying finished surfaces depending on the fiber orientation. Recently Henerichs [4] showed the link between the fiber orientation and the cutting forces values. Indeed, he has proved that there is specific fiber orientation such as $\chi_2 = 0^\circ$ for which the cutting forces are the lowest and the surface quality is the best. On the contrary when $\chi_2 = 90^\circ$, the cutting forces are much higher and the finishing surfaces are rougher.

The main default in CFRP drilling is the peel-up and the push-down delamination which are highly linked to the cutting and the feed forces. For Bonnet [5] the increase in the feed rate generates an increase of the cutting and feed forces and as a consequence more delamination.

Few studies have been conducted about cryogenic drilling on CFRP. Barnes [6] compared the surface quality in the drilling operation between dry machining, conventional cutting fluid and cryogenic LN2 cooling. He showed that cryogenic cooling increases the cutting forces and the tool wear. According to Xia [7], the cryogenic drilling on CFRP reduces the tool wear compare to the dry one, even if he showed an increase in the cutting forces with a cryogenic cooling mode.

Figure 1: Orthogonal cutting configuration of CFRP UD ($\chi_1 = 90^\circ$).

2 Experimental and methods

2.1 Materials and samples

The tested work material is a unidirectional (UD) CFRP composed of 200 plies of carbon fiber T800 embedded in an epoxy resin matrix M21. This CFRP contains 60% volume fraction of fiber. Its properties are described in Table 1.

	CFRP T800 M21	Fiber T800	Epoxy resin M21
Density (kg.m^{-3})	1550	1820	1100 - 1500
Young modulus in compression (GPa)	145 longitudinal direction 7.8 transversal direction	294	3 - 5
Shear resistance	0.1		
Elongation at rupture (A%)	1.6 % longitudinal direction 1,0 % transversal direction	1.9 %	2 – 5 %

Table 1: Properties of the tested material.

For the compressive tests, 30 cuboid samples were manufactured by water jet cutting and milling sized $14 \times 16 \times 20 \text{ mm}^3$, with fiber oriented at 45° (figure 2.a) towards the crushing direction to apply principally the stress on the epoxy resin matrix which is the most dependent to temperature variation.

For the orthogonal cutting tests, two 150 mm diameter discs were manufactured by water jet cutting and turned to get the final dimension as indicated on figure 2.b.

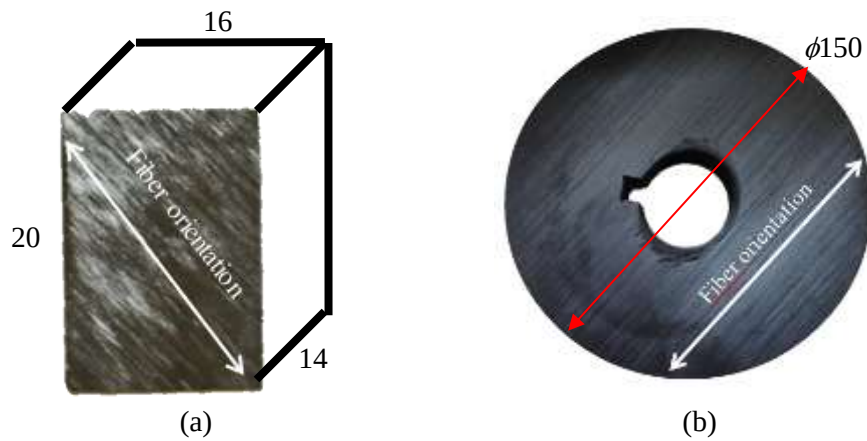


Figure 2: Design of the samples

(a) Compression test and (b) orthogonal cutting test.

2.2 Compressive test set-up

The compressive tests were performed on a tensile/compressive machine INSTRON in with a 100 kN force sensor (figure 3). The velocity was set at 5 mm/min. The sample was placed between two titanium pieces in order to limit the heat conduction. The temperature in the sample and in each piece was measured with a type K thermocouples. The sample and the pieces were located in a container filled with liquid nitrogen was poured into it and tests were performed when was reached the desired temperature. The displacement of the cross-beam was measured by a laser sensor. The load and the displacement of the cross-beam were recorded with a data board acquisition with a 20 Hz acquisition frequency.

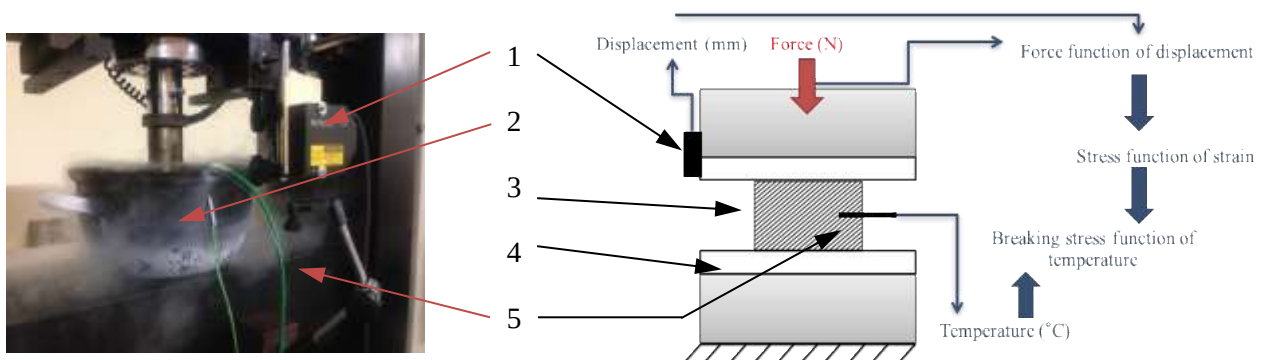


Figure 3: Compression tests set-up with

1. Laser sensor
2. Container with liquid nitrogen
3. Sample
4. Titanium sheet
5. Thermocouple

The objective of this campaign is to monitor the force as a function of the displacement for each cryogenic temperature and then to analyze the evolution of the mechanical properties according to the temperature.

2.3 Compression test

The Stress/Strain curves have very similar shapes at every temperature, figure 4 shows a short plastic deformation zone.

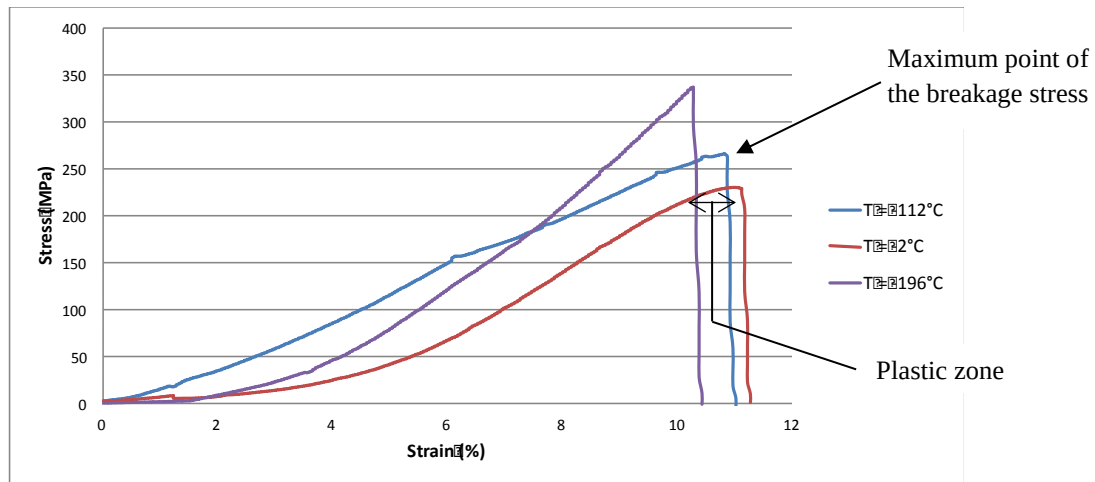


Figure 4: Typical Strain/Stress curve for different breakage temperature.

The breakage stress increases as the temperature decreases as indicated on figure 5. At cryogenic temperature, the epoxy matrix is stiffer but also more brittle which may involve higher cutting forces during cryogenic machining processes. Nevertheless, the evolution of the breakage stress according to the temperature is linear which involves no fundamental changes in mechanical properties of CFRP under cryogenic cooling. Thus, this experiment confirms that is possible to use cryogenic assistance for CFRP machining.

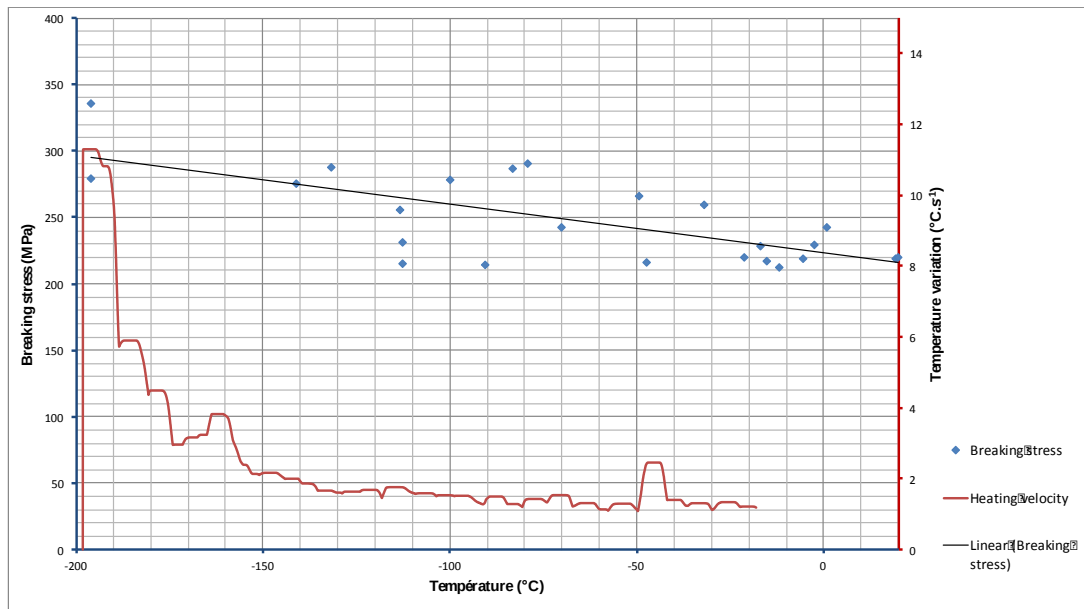


Figure 5: Evolution of the breakage stress with temperature.

2.4 Orthogonal cutting test set-up

This experiment is inspired by the research of Goli [8] and Costes [9] on orthogonal wood cutting and grain orientation analysis.

A 5-axis milling CNC machine was used for the experiments, the workpiece was located into the machine tool spindle which was kept horizontal to the machine table. Cutting forces were monitored and recorded by a Kistler 9257A triaxial piezoelectric dynamometer and a data acquisition board with an 1 kHz acquisition frequency. Three feed rates (0.08, 0.16, 0.24 mm.rev⁻¹) and three cutting speeds (15, 45, 150 m.min⁻¹) were tested. The cutting depth for each test was fixed at 3 mm. All tests were performed under dry and cryogenic machining modes.

In order to limit tool wear, a PCD tool with a 15° rake angle and a 10° clearance angle was used and changed between both modes.

In parallel, a 3D laser profilometer Keyence LJ-V7060 scanned the post-machined surface to analyze its surface roughness.

2.5 Mathematical analysis of cutting forces

For orthogonal cutting, two fundamental cutting forces are defined, the cutting force F_c , which is parallel to the direction of the cutting speed, and the feed force F_f , which is perpendicular to the direction of the cutting speed as shown in Figure 7.

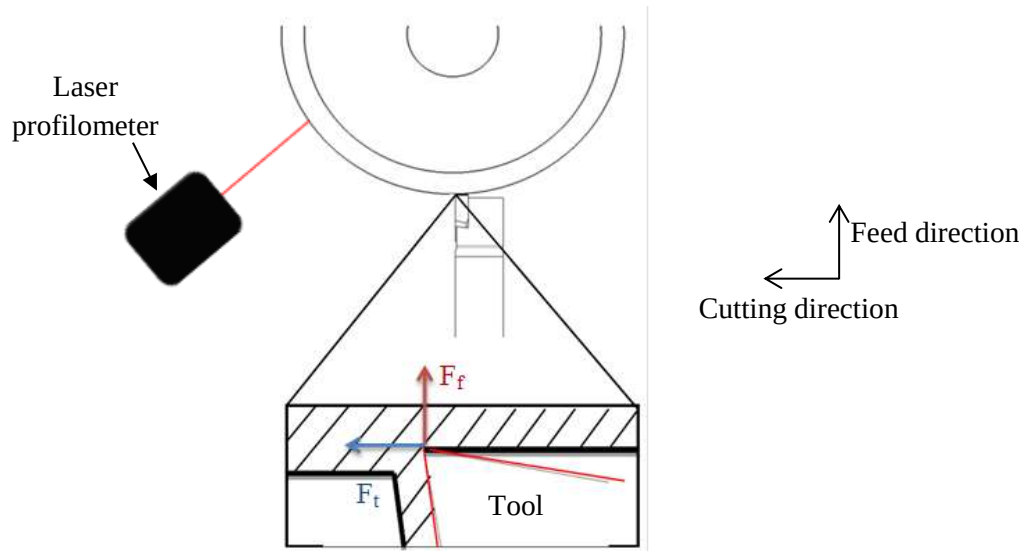


Figure 6: Forces diagram of the tool during orthogonal cutting.

The cutting forces are correlated with h the uncut chip thickness (or feed rate during orthogonal cutting), b the width of the cut and K_c , K_f which are the cutting coefficients used in the equations (1) and (2):

$$F_c = K_c b h \quad (1)$$

$$F_f = K_f b h \quad (2)$$

3 Results and discussions

3.1 Cutting forces analysis

The cutting forces were recorded for all orientations during one revolution of the disc. Thus, the specific coefficients K_c and K_f have been analyzed in order to highlight the special orientations where the maximal or minimal forces take place. As the workpiece is symmetric towards its central axis, all results are equal modulo π .

As shown in Table 2, maximal K_f locations are between 30° and 50° for each cutting parameter whereas the minimum K_f locations are between 140° and 150° . The same has been observed for K_c minimal location which is also close to 150° . For K_c maximal, cutting conditions have an influence on the orientation. For dry machining the location is approximatively 95° . With cryogenic cooled workpiece, the location is around 60° for f equals to $0,08 \text{ mm.rev}^{-1}$ but around 75° for other feed rates (figure 8).

The evolutions observed on figures 7 and 8 describe also the locations where specific cutting coefficients increase and decrease. Cutting conditions (V_c and f) have also an influence on these orientations. Specific cutting coefficients K_c and K_f start increasing from 0° without dependence on cutting parameters. But they critically fall down close to 100° for a feed rate of $0,08 \text{ mm.rev}^{-1}$ and around 85° for higher feed rates.

This difference is due to a brittle fracture of the matrix. This fracture is the consequence of high level of the cutting forces and the impact of the heating generation. The highest feed rates imply higher tangential and feed forces and the orientation determine which component of the CFRP will take the most part of these forces. Thus, for orientation where epoxy matrix takes a large part of the forces, these ones may be higher than the brittle fracture limit of the polymer, following instantly a decrease of the forces. Heating generation has also an impact because higher forces imply more heat and so affect more the epoxy matrix structure.

Cutting conditions	Cutting speed (m.min ⁻¹)	Feed rate (mm.rev ⁻¹)	K_{fmax} / χ_2	K_{fmin} / χ_2	K_{cmax} / χ_2	K_{cmin} / χ_2
Dry machining	15	0,08	3988 / 32°	-8 / 153°	2238 / 87°	-8 / 153°
		0,16	2129 / 34°	-41 / 151°	1352 / 88°	-13 / 139°
		0,24	1920 / 31°	-32 / 155°	1527 / 91°	12 / 148°
	45	0,08	4720 / 36°	-27 / 148°	2995 / 95°	7 / 152°
		0,16	2802 / 43°	-72 / 156°	2130 / 98°	1 / 150°
		0,24	2073 / 33°	-98 / 157°	1534 / 92°	0 / 152°
	150	0,08	4168 / 48°	-65 / 150°	2976 / 97°	0 / 154°
		0,16	2492 / 33°	12 / 154°	2059 / 89°	2 / 149°
		0,24	1923 / 41°	-43 / 147°	1448 / 102°	-15 / 153°
Cryogenic cooled workpiece	15	0,08	5851 / 34°	7 / 132°	3035 / 58°	3 / 152°
		0,16	3706 / 32°	-36 / 158°	2369 / 78°	0 / 151°
		0,24	2587 / 36°	14 / 146°	1869 / 72°	4 / 145°
	45	0,08	6298 / 38°	3 / 149°	3569 / 63°	1 / 149°
		0,16	4272 / 31°	-76 / 139°	3421 / 77°	0 / 159°
		0,24	2850 / 37°	-37 / 153°	2403 / 73°	-1 / 157°
	150	0,08	5572 / 53°	-25 / 149°	2740 / 57°	0 / 149°
		0,16	4736 / 42°	-31 / 152°	2589 / 81°	4 / 152°
		0,24	2539 / 35°	-54 / 157°	2046 / 67°	-5 / 154°

Table 2: Maximal and minimal specific coefficients (MPa) and their orientations for each cutting parameter.

Cutting speed and feed rate are critical parameters for cutting forces level indicated in Figure 7 and 8, specific cutting coefficients sharply decrease while feed rate increases. Table 2 shows the best cutting parameters are V_c equals to 150 m.min⁻¹ and f equals to 0,08 mm.rev⁻¹.

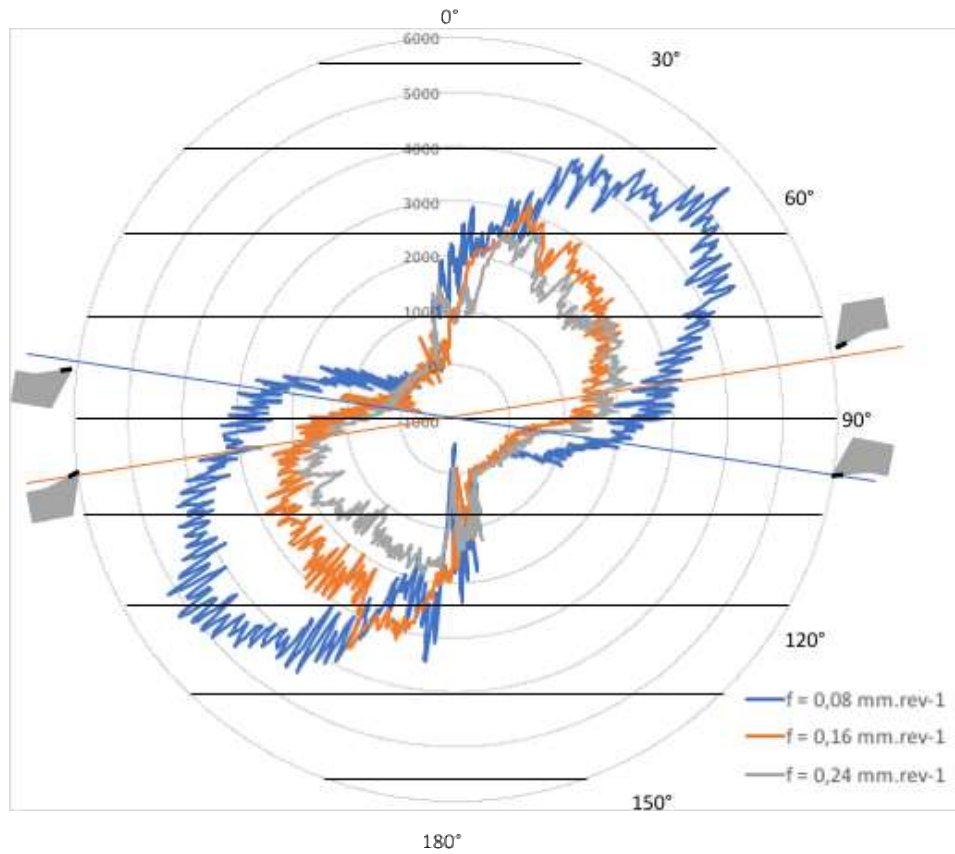


Figure 7: Specific feed coefficient K_f for cryogenic assistance ($V_c = 150 \text{ m.min-1}$).

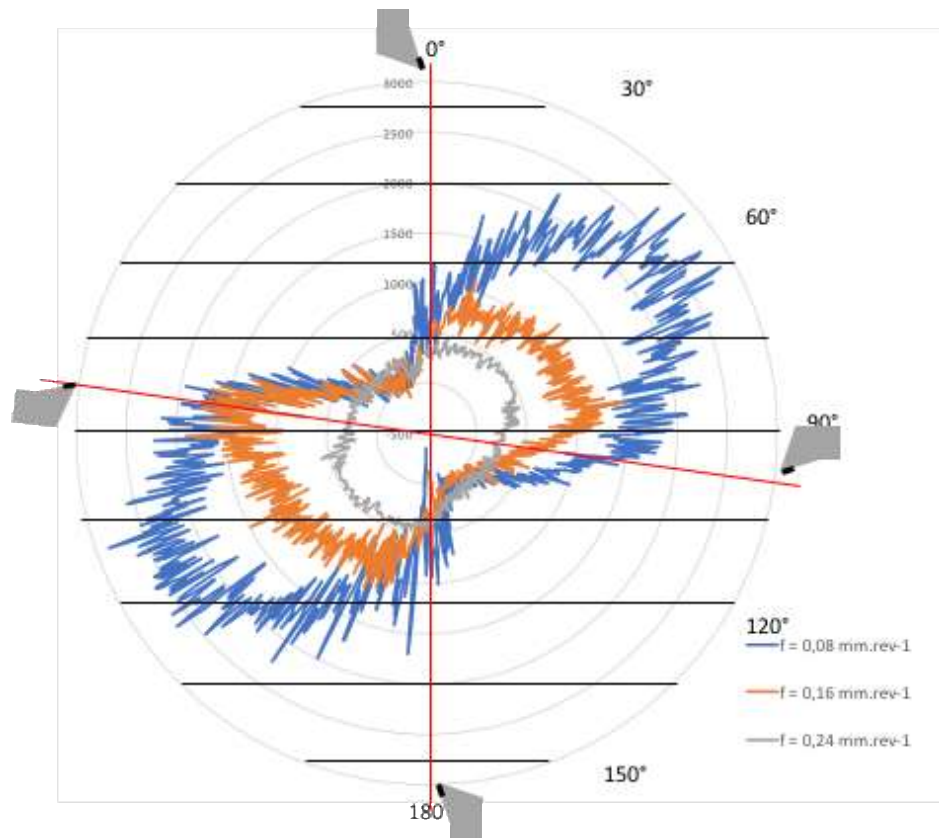


Figure 8: Specific cutting coefficient K_c for cryogenic assistance ($V_c = 150 \text{ m.min-1}$).

3.2 Impact of cryogenic assistance on cutting forces

At cryogenic temperatures, the epoxy matrix is stiffer but also more brittle. Therefore, the cutting forces are higher under cryogenic conditions compare to dry machining (figures 9 and 10). For the specific feed coefficient K_f , the brittle fracture of the matrix in cryogenic machining is highly detectable for χ_2 equals to 95° whereas the decrease of K_f is around 120° for dry machining.

Not only does cryogenic machining increase cutting forces but also it impacts the matrix integrity. Indeed, the increase in cutting forces implies a brittle fracture of the matrix along the fiber, this fracture led to use the delamination as the effective cutting mechanism and thus reduce the cutting forces from 90° to 180° . On the contrary for dry machining, such level of forces is not reached, the stress is still under the breakage stress of the matrix (seen in paragraph 2.3). Therefore, the cutting mechanism is still in a compressive mode and the forces remain until 120° .

This suppose that cryogenic machining would cause more inter-fiber crack than dry machining.

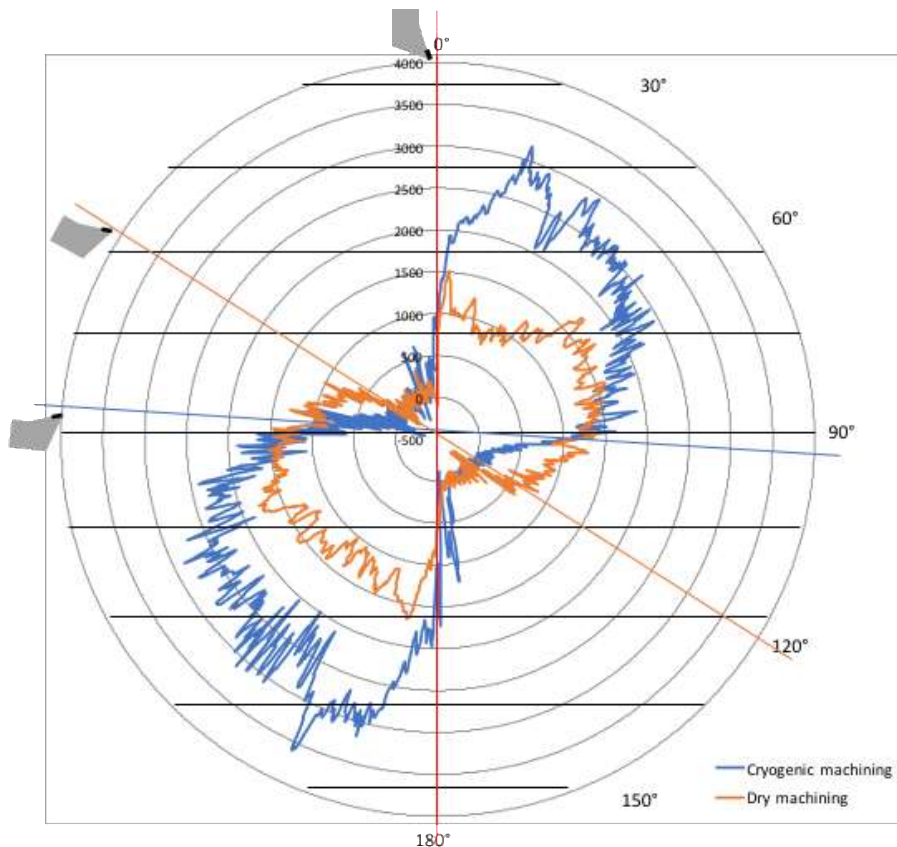


Figure 9: Specific feed coefficient K_f for cryogenic machining and dry one ($f = 0,08 \text{ mm.rev}^{-1}$ and $V_c = 15 \text{ m.min}^{-1}$).

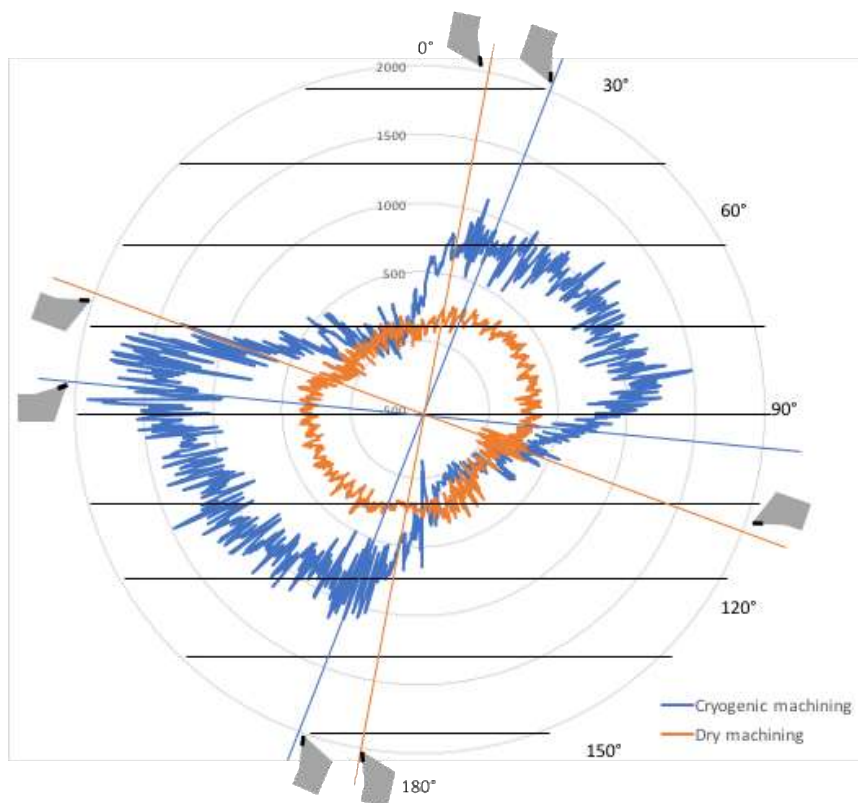


Figure 10: Specific tangential coefficient K_c for cryogenic machining and dry one ($f = 0,08 \text{ mm.rev}^{-1}$ and $V_c = 15 \text{ m.min}^{-1}$).

3.3 Surface analysis

Surface roughness has been measured through a scan analysis. At cryogenic temperatures, the epoxy matrix is stiffer which affects the quality of the machined surface as shown in figure 11.

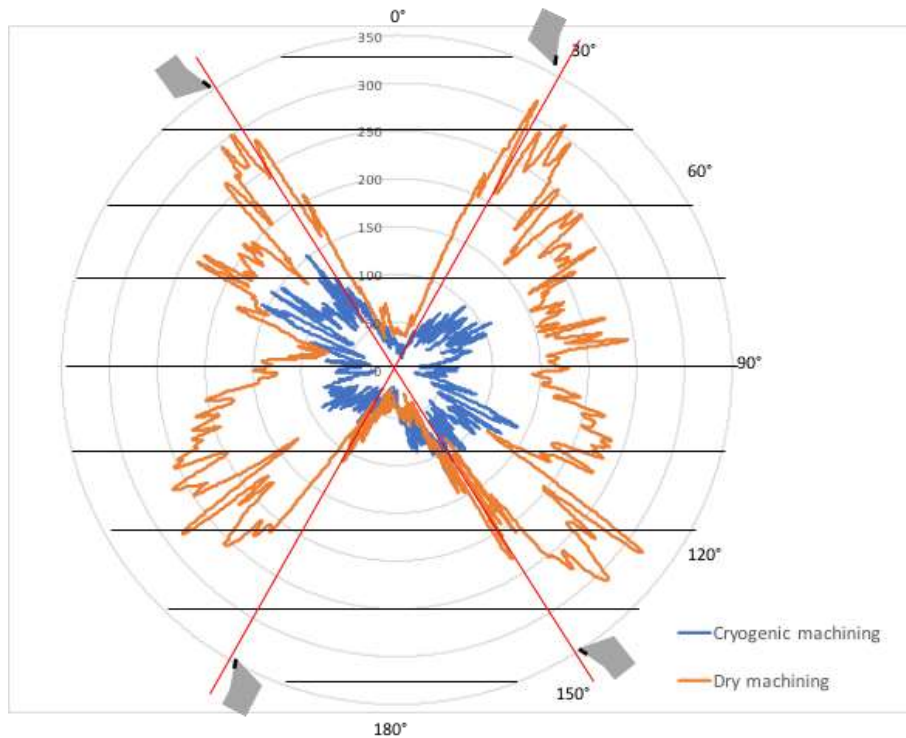


Figure 11: Roughness R_z (μm) towards fiber orientation ($V_c = 150 \text{ m.min}^{-1}$ and $f = 0,08 \text{ mm.rev}^{-1}$).

In dry drilling, high cutting temperatures increase the decomposition of the matrix, resulting in poor support for fibers. This causes fibers to be pulled out and removed. Consequently, poor surface roughness occurs due to cavities. Lower temperatures increase the durability of the matrix and help to maintain the position of fibers and thus better surface roughness can be obtained in cryogenic machining of CFRP.

Figure 12 shows the evolution of the roughness S_a regarding the cutting condition. From this figure, the increase of the feed rate tends to increase the roughness. Cryogenic machining is still the best option, whatever the cutting parameters are, in order to reduce the surface roughness.

Cryogenic machining provides better surface quality, despite the higher level of forces it implies. Therefore, it seems to be a better solution to machine the CFRP without consideration of tool wear.

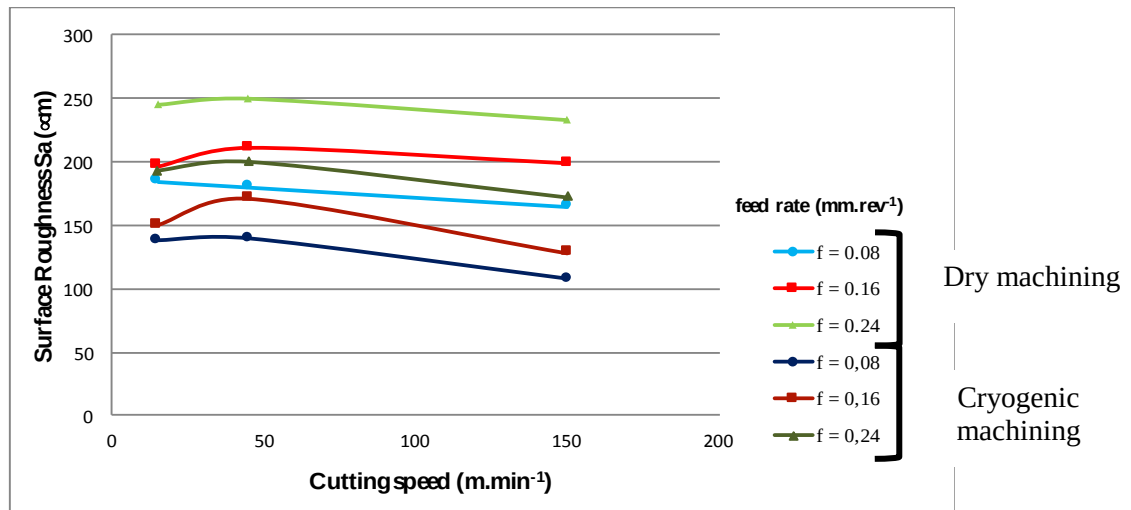


Figure 12: Surface roughness Sa for dry and cryogenic machining regarding the cutting parameters.

4 Conclusion

Cryogenic machining has a huge impact on CFRP cutting performance. On one hand, it increases the cutting forces which may lead to an increase of the delamination in drilling operations. On the other hand, a lower surface roughness could be obtained through cryogenic machining.

The fiber orientation influence is also different at cryogenic temperature. The higher cutting forces generate a brittle fracture of the matrix which occurs at different orientation depending on cutting parameters. This result implies a use of different tool geometry for cryogenic machining and for dry one. Therefore, the influence of the other angle χ_1 has to be investigated to find the best tool geometry for CFRP cryogenic drilling.

The higher forces in cryogenic machining are also more likely to lead to inter-fiber shear cutting mechanism which can create cracks in the CFRP matrix. Yet, the use of the cryogenic machining seems to be the best solution to avoid thermal damages of the matrix which cause a non-reversible deterioration of the epoxy matrix.

Therefore, a balance between cryogenic machining to reduce surface roughness and dry machining to reduce cutting forces could be investigate, such as using CO₂ instead of LN₂ as cryogenic liquid.

5 Acknowledgement

The authors gratefully acknowledge AIRBUS for providing the composite material used in this work. Moreover, the authors would like to thank all members of the Labomap for their participation during this project.

6 References

- [1] Barker A.J., Vangerko H., 1983, "Temperature dependence of elastic constants of CFRP", *Composites* Volume 14, Issue 1, pp. 52-56.
- [2] McKenzie W. M., 1960, "Fundamental aspects of the wood cutting process", *Forest Products Journal* 10, pp. 447-456.
- [3] Wang D. H., Ramulu M., Arola D., 1995, "Orthogonal cutting mechanisms of graphite / epoxy composite. Part I: unidirectional laminate.", *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 35, pp. 1623-1638.
- [4] M. Henerichs, R. Voß, F. Kuster, K. Wegener, 2014, "Machining of carbon fiber reinforced plastics: Influence of tool geometry and fiber orientation on the machining forces", *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, Volume 9, pp. 136-145.
- [5] Bonnet C., 2010, "Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/ Composite fibre de carbone", PhD thesis, 206 pages, Arts et Métiers Paris Tech.
- [6] Barnes S., Bhudwannachai, P., and Dahnel, A., 2013, "Drilling performance of carbon fiber reinforced epoxy composite when machined dry, with conventional cutting fluid and with a cryogenically cooled tool." ASME 2013 International Mechanical Engineering Congress & Exposition, IMECE 13, San Diego, California, USA, pp. 15-21.
- [7] Xia T., Kaynak Y., Arvin C., Jawahir I., 2016 "Cryogenic cooling-induced process performance and surface integrity in drilling CFRP composite material." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 82, pp. 605-616.
- [8] Goli G., Sandak J., 2016, "Proposal of a new method for the rapid assessment of wood machinability and cutting tool performance in peripheral milling", *European Journal of Wood and Wood Products*, Vol 74(6), pp. 867-874.
- [9] Costes J.P., Ko P.L., Ji T., Decès-Petit C., Altintas Y., 2004, "Orthogonal cutting mechanics of maple: modeling a solid wood-cutting process", *Journal of Wood Science*, 50, pp. 28-34.

FRICITION ANALYSIS ON ALTiN COATED AND UNCOATED CARBIDE TOOLS IN MILLING OF AL7050

Mohammad Akmal^a, Sertac Guneri Yazgi^a, Ismail Lazoglu^a, Ali Akgun^b, Caglar Yavas^b

^a*Koç University, Manufacturing and Automation Research Center, Sariyer, Istanbul 34450, Turkey*

^b*Karcan Cutting Tools, Eskişehir 26110, Turkey*

* Corresponding Author - Email: ilazoglu@ku.edu.tr, Phone: +90 (212) 338-1587

Abstract

The Al7050 is the alloy of choice for the structural parts of major aircraft frames. Large sections are machined as a single unit. The production of distortion-free machined parts within the required dimensional accuracy is the limiting factor towards increasing productivity. In order to minimize the thermal loads in machining, friction analysis is important. Cutting tools performance is improved by the introduction of hardened coatings. These coatings can alter the relationship between the workpiece material and tool cutting surfaces. The coefficient of friction for a tool–workpiece pair is an important input for establishing the workpiece surface integrity and the corresponding effect on shape conformity. This study utilizes the milling force data to determine the friction coefficients between uncoated, AlTiN coated solid tungsten carbide end-mills and aerospace grade Al7050 material.

Keywords: Al7050, AlTiN, Friction coefficient, Milling

1. Introduction

Aluminum provides low cost, lightweight solution for the manufacturer and can be easily fabricated compared to the other high-performance materials. Al7050 was developed to meet the need for high strength in thick-section products, good resistance to stress corrosion cracking and good fracture toughness and fatigue characteristics needed in the aerospace structures [1].

Distortion-free parts are one of the major concerns of the aerospace suppliers. Distortion is caused by the combined effect of two sources, thermal and mechanical loads [2]. Thermal effects are directly correlated with the friction generated between the tool and the workpiece during the machining, which depends on the friction coefficient for the tool-workpiece pair. The friction coefficient is an important parameter on tool life, productivity and workpiece integrity and is a fundamental input for thermal analysis of machining process [3]. A number of research publications have established the friction coefficient for a specific tool-workpiece pair [4,5].

The coating materials can alter the coefficient of friction and accordingly thermal properties. A coating material with a higher coefficient of friction or poorer thermal properties will reduce the tool life or leave detrimental effects on the machined workpiece.

This study finds and compares the friction coefficients for differently coated solid carbide end mill tools through semi analytical approach using rigorous experimental data. The kinematics of the milling process is established following the work reported by [6]. This study evaluates the effect of AlTiN coating on the friction coefficient by comparing it with an uncoated tungsten carbide end-mill while dry slot milling

Al7050. The evaluation is performed by investigating cutting forces and using orthogonal to oblique transformation principles.

2. Coefficient of friction

The mechanics of cutting are governed by three deformation zones around the tool-workpiece interface. The machined material is sheared in the primary deformation zone and is pushed to move over the rake face of the cutting tool in the secondary deformation zone. The cut chip slides over the rake face of the tool. The sliding region have been recognized to consist of two distinct regions, one close to the tool tip where sticking is dominant and the later when the chip is sliding over. This study adopts the mean friction coefficient approach for the tool-workpiece pair

The oblique cutting processes as shown in the Figure 1, is the reality of majority of machining processes, and require more angles to completely define the cutting force components and the friction coefficient between the tool and the workpiece than what are required in an orthogonal cutting process. They are the obliquity angle, i : the angle between the cutting velocity and the normal to the cutting edge in the plane defined by the cut surface, the chip flow angle, η : the angle between the normal to the cutting edge in a plane containing the rake face and the angle with which the cut chips slide over the rake face and the friction angle, β_α : the angle between the resultant of the cutting forces and the unit vector normal to the rake face.

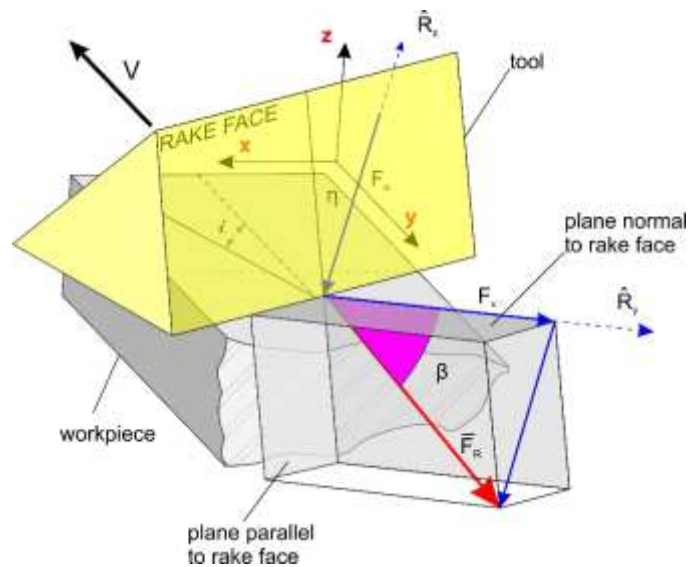


Figure 1: Kinematics of the oblique cutting process.

The nominal rake angle, α_r , is predefined and is manufactured as per demand, whereas the obliquity angle, i is a predetermined machining parameter, for the milling operations, it is equal to the helix angle of the cutting flutes. Lastly, the Stabler's rule gives a good estimation for the chip flow angle η .

These angles are used to define three rotation matrices for coordinate transformation of the global coordinate system to a coordinate system where the resultant of the cutting forces is defined by two orthogonal components, such that one is collinear with the chip flow direction and the other to the normal to the rake face plane. The first of the three rotations is the rotation about the z axis equal to obliquity angle, i . Then α_r rotation about new x axis is followed and finally, η rotation about the new y axis. The three rotations are illustrated in Figure 2.

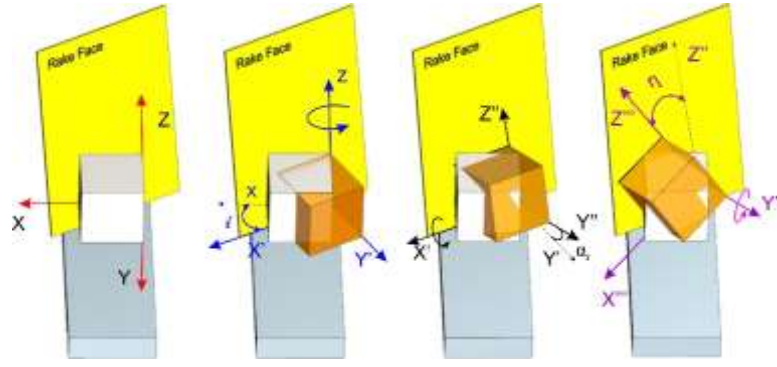


Figure 2: Coordinate transformation steps for the final transformation matrix.

The three transformation matrices are given by the equations 1.

$$R_z = \begin{bmatrix} \cos i & \sin i & 0 \\ -\sin i & \cos i & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, R_x = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \alpha_r & \sin \alpha_r \\ 0 & -\sin \alpha_r & \cos \alpha_r \end{bmatrix}, R_y = \begin{bmatrix} \cos \eta & 0 & -\sin \eta \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \eta & 0 & \cos \eta \end{bmatrix}, R = R_y \times R_x \times R_z \#(1)$$

$$\begin{bmatrix} F_u \\ F_v \\ F_w \end{bmatrix} = R \times \begin{bmatrix} F_{xc} \\ F_{yc} \\ F_{zc} \end{bmatrix} \#(2)$$

The global directions x , y and z are redefined in the new u , v , and w . The new coordinate system resolves the resultant of the cutting force vector into two components, one parallel to the chip flow direction and the other normal to the rake face, the third being negligible in magnitude. Then, the friction coefficient for the oblique cutting process is found as the ratio of the forces that are normal and parallel to the rake. The friction angle can also be found using the dot product of the unit vectors, where one is parallel to the resultant of the cutting forces and the other is normal to the rake face, as shown in the Figure 1 and given by equation 3.

$$\beta_a = \cos^{-1}(\hat{F}_R \cdot \hat{F}_v) \quad (3)$$

Contrary to continuous machining processes e.g. turning, the milling process is intermittent in nature, where the uncut chip thickness is continuously changing with the rotation of the milling cutter and is given by equation 1.

$$h(\phi) = f_z \cdot \sin \phi \quad (4)$$

Here f_z is the feed per tooth of the milling cutter and ϕ is the cutter immersion angle. The mechanics of the milling operation, shown in figure 3a and 3b, are defined by three force components, namely, tangential, radial and axial cutting force.

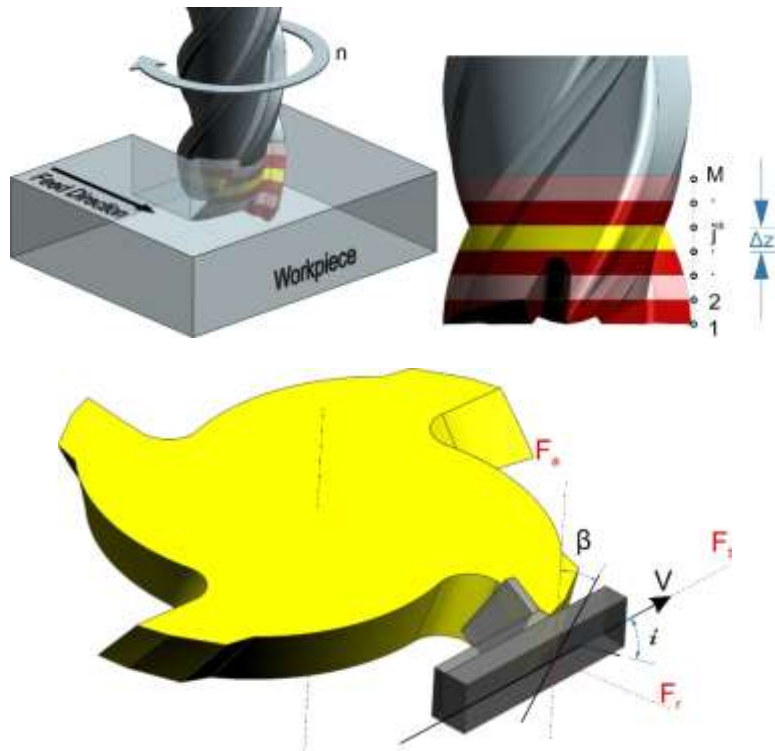


Figure 3: a) The discretization of the end mill in to Δz thick disks. b) The cutting force components in the milling process for the selected discrete disk.

The end mill cutting edge approaches the workpiece material with an obliquity angle equal to the helix angle of the end mill cutter. The components of the cutting forces, acting on the milling cutter, for j^{th} disk of infinitesimal thickness Δz are shown in the Figure 3.

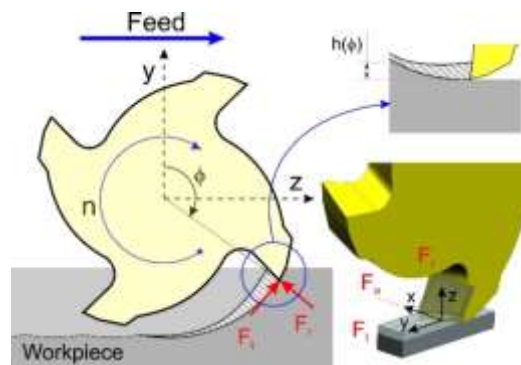


Figure 4: Illustration on mechanics of milling.

The kinematics of the select disk of the end mill is shown in Figure 4. It is seen from the figure that the approximation of the helixed end-mill edge to a straight edge will not deprive the analysis of any detail. As the curvature of the helical edge of a cylindrical body of the end mill is minimized by the steep helix angle and miniscule differential thickness of the disk further reduces the difference between a straight and curved edge. The friction coefficient is calculated for the maximum chip thickness immersion angle. At that particular instant, only one flute is engaged and the tangential and the radial components of the cutting forces are parallel with y -axis and x -axis of the force measuring sensor's coordinate system. The friction coefficient is found as the ratio F_u/F_v after the described coordinate transformation.

The geometry of the bottom cutting edge and respective mechanics involved in cutting is complex. Multiple sides of the bottom cutting edge on a flute, namely, the bottom, corner and the side of it are cutting

simultaneously. The effect of the bottom edge is eliminated by machining for two depths of cut and subtracting one from the other as illustrated in the Figure 5, leaving away the differential forces from the side cutting edge only.

$$F_{\Delta d} = F_{kd_e} - F_{d_e} \quad (5)$$

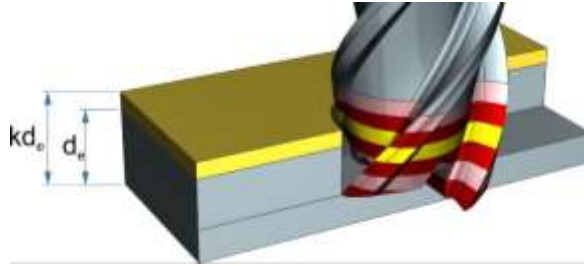


Figure 5: The two depths of cut isolate the effect of the bottom edge.

3. Experimental Setup

The machining tests were performed on 5-axis Mori Seiki NMV5000 DCG machining center. The workpiece material was 7000 series aluminum alloy Al7050, commonly used for aerospace industry applications. The chemical composition found using XRF technique is given in the Table 1. The workpiece was carefully prepared for secure mounting on the table type dynamometer. The test setup is shown in the Figure 6. The force data were acquired using a table type dynamometer and a high-speed data acquisition system. Cutting force data was acquired for two tools during dry slot cutting process. The description of the coating on the end-mills is provided in the Table 2.

Figure 6: Mori Seiki NMV5000 DCG 5-axis milling machine used in the study.

Chemical Composition (%)			
Al	Zn	Mg	Cu
Rest	4.20	0.01	6.13

Table 1: Chemical composition of Al7050.

Coating material			
Tool 1	Aluminum (AlTiN)	Titanium	Nitride,
Tool 2	No Coating		

Table 2: The coating material used in the study.

The slot cutting operation is a relatively harder machining strategy than other commonly employed strategies. Four-fluted 12 mm diameter solid carbide end-mills were used in the experiments. Machining was performed at 1 mm and 1.5 mm depths of cut in dry cutting conditions. The spindle speed was 1300 rpm corresponding to 49 m/min cutting speed. The feedrate and feed per tooth for the four test cases are given in the Table 3.

Test case	Feedrate [mm.min ⁻¹]	Uncut chip thickness [μm]
Test 1	540	100
Test 2	780	150
Test 3	1040	200
Test 4	1300	250

4. Results and Discussion

The resultant of the differential cutting forces calculated from the force data are shown in Figure 7.

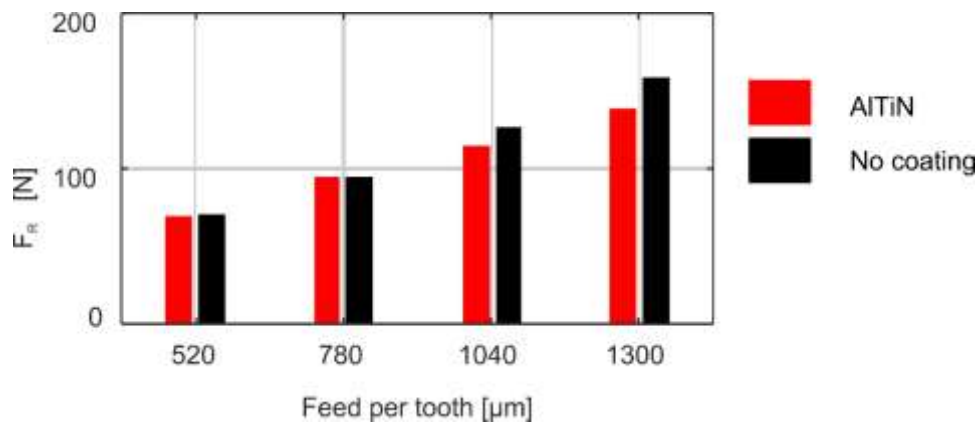


Figure 7: Resultant differential cutting forces for uncoated and AlTiN coated solid carbide end mills.

Subsequently, the cutting coefficient for the AlTiN coated carbide end-mill was found by applying the linear regression model on the cutting force data. The linear regression models for the force data are given in the Figure 8.

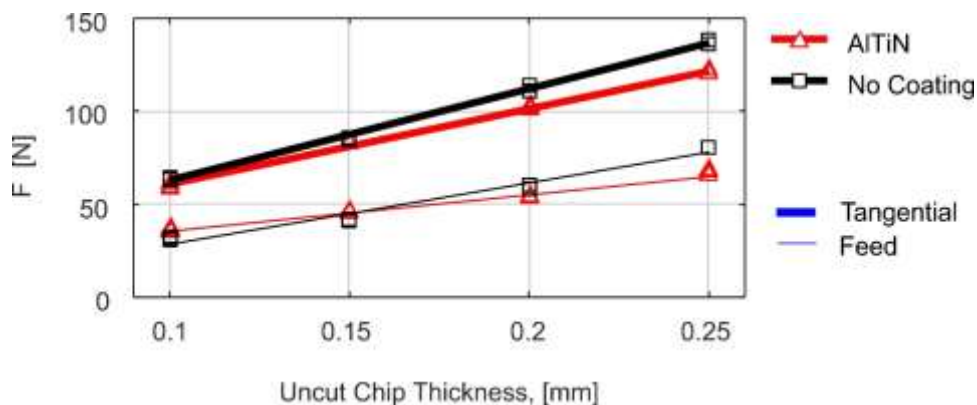


Figure 8: Linear regression model for cutting forces data of the differently coated end-mills.

The cutting coefficients calculated for the two tools used for this study are given in the Figure 9.

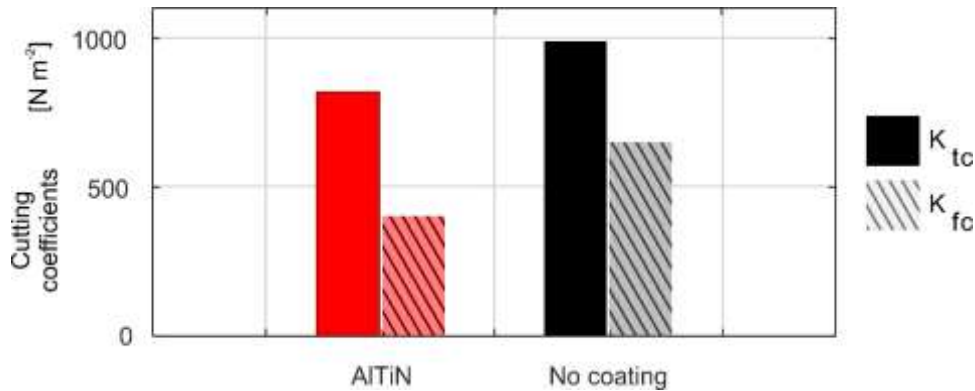


Figure 9: The tangential and feed cutting coefficients for the differently coated tools when machining Al7050.

The tangential cutting coefficient, K_{tc} and the radial cutting coefficient, K_{rc} are inputs for the friction analysis of the end-mills. The friction angle and corresponding friction coefficient is given in the Figure 10.

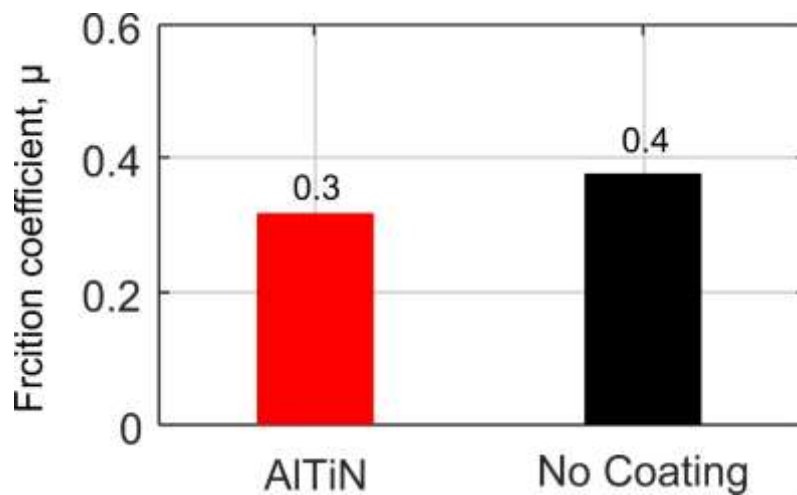


Figure 10: The friction angle and friction coefficient values for uncoated and AlTiN coated carbide end mills.

The friction coefficient is from the governing parameters for establishing the tool life and workpiece integrity. It is identified that the coated tool had lesser friction coefficient than the tool without coating. The carbide end-mill without any coating friction coefficient was 0.4. Whereas, the AlTiN coated end mill friction coefficient was 0.3. The advantage of coating carbide end-mills is evident.

5. Conclusion

The temperatures produced during cutting processes affect the tool life and workpiece integrity. The friction coefficient has a direct impact on temperatures produced. This article introduced a direct method to establish the friction coefficient in a tool workpiece pair for the milling process. Milling test were performed on a Al7050 workpiece. In this investigation, the friction coefficients for uncoated and Aluminum Titanium Nitride (AlTiN) coated solid carbide end-mills are determined as 0.4 and 0.3 respectively. Acknowledgement

Acknowledgement

The authors would like to thank the Scientific and Technological Research Council of Turkey (TUBITAK Grant No: 9140039) for supporting this project.

References

- [1] Prasad, N. E., Wanhill, R. J. H., 2017, Aerospace materials and material technologies. Volume 1, Aerospace materials /, 1st ed. Singapore: Springer.
- [2] Li, J. guang, Wang, S. qi, 2017, Distortion caused by residual stresses in machining aeronautical aluminum alloy parts: recent advances, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 89/1–4:997–1012.
- [3] Lazoglu, I., Poulachon, G., Ramirez, C., Akmal, M., Marcon, B., et al., 2017, Thermal analysis in Ti-6Al-4V drilling, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 66/2017:105–108.
- [4] Lazoglu, I., Bugdayci, B., 2014, Thermal modelling of end milling, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 63/1:113–116.
- [5] Akmal, M., Layegh, K. S. E., Lazoglu, I., Akgün, A., Yavaş, Ç., 2017, Friction Coefficients on Surface Finish of AlTiN Coated Tools in the Milling of Ti6Al4V, Procedia CIRP, 58:596–600.
- [6] Engin, S., Altintas, Y., 2001, Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: helical end mills, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 41:2195–2212.

THE EFFECT OF SLOWLY VARYING DYNAMICS ON MILLING STABILITY

Zoltan Dombovari^a, Jokin Munoa^b, Rachel Kuske^c and Gabor Stepan^a

a, Budapest University of Technology and Economics, Department of Applied Mechanics, Budapest/HUNGARY, dombovari@mm.bme.hu

b, IK4-IDEKO, Dynamics & Control Department, Elgoibar (Basque Country)/SPAIN, munoa@ideko.es

c, Georgia Institute of Technology, School of Mathematics, Atlanta (GA)/USA, rachel@math.gatech.edu

Abstract

In order to predict the quality and the stability properties of milling processes, the relevant dynamics reduced to the cutting edges needs to be known. However, this dynamics varies through the workspace along the tool path during a given machining operation. This is the case for large heavy duty milling operations, where the main source of the relevant dynamics is related to the otherwise slowly varying machine structure rather than to the fairly steady milling tool dynamics. The effect of slowly varying dynamic parameters is presented on milling stability when the cutting process takes place in a region of the working space where the steady-state cutting would change from stable to unstable. After the separation of the slow and fast time scales, the governing non-autonomous delay differential equation is frozen in slow-time in order to determine the time-periodic stationary cutting solution of the milling operation for different ram extensions.

Keywords: milling; regeneration; chatter; varying dynamics

1 Introduction

The aim of this work is to point out the effect of slowly changing parameters on milling dynamics. It is well known that machining processes like drilling, turning or milling are subjected to regenerative effect when the past relative motion of the workpiece-tool system influences the present behavior of the operation. By modelling the geometric arrangement of the cutting edges, the corresponding regenerative delays can be identified [1]. Combining with an empirical cutting force characteristics and with the dynamic model of the machine tool structure, the governing equation can be derived [2, 3]. This results in delay differential equation (DDE) [4] of autonomous (time-independent) or non-autonomous (time-dependent) kinds for different machining operations. In case of milling, the governing equations are time-periodic due to the non-regular cutter-workpiece-engagement (CWE) and the rotation of the tool [5]. In this time-periodic case, the instability of corresponding time-periodic stationary solution refers to unstable milling operation that leads to chatter [6]. By using the Floquet theory on the linearized variational system [7], stability charts can be constructed usually in the parameter space of spindle speed n and depth of cut a . Between the stable and unstable domains, the stability boundaries correspond to either (secondary) Hopf or period doubling losses of stability.

The above mentioned methodology is capable to predict chatter for constant parameters; however, in reality, one or more parameters may be slowly varying during the machining operations. For example, large machines are well known to have varying dynamic behavior, thus, slowly moving cutter through their workspace is subjected to slowly varying dynamic properties. In five axis milling, even rigid compact machines operate in slowly changing environment during complex 3D tool motions, while the varying geometry along the tool path also affects the CWE in time.

In mathematical terms, the slowly changing variable introduces a permanent non-cyclic time dependency in the originally time-periodic milling model. This means that the DDE cannot be handled using Floquet theory, or at least, not in a straightforward manner. The slowly changing ordinary differential equation (ODE) models have already revealed the effect of slowly changing parameters on the corresponding stability loss and bifurcation [8, 9]. In case of Hopf bifurcations, by using slow time scale, a shift of the stability boundary can be identified by considering the accumulative effect of the variational dynamics around the slowly changing stationary solution [8].

This work intends to apply the slow time scale methodology in the time-periodic DDE model of milling operations to show how those slowly varying parameters affect the classical chatter predictions. The paper considers a simple 1DoF model of the milling operation as a demonstrative example. After having a mathematical assumption for the slow-time deviation from the frozen-parameter case, a first order delay differential equation is derived for the amplitude and phase deviations. Stability of the slowly changing dynamics is determined by considering the exponential growth of the amplitude deviation from the frozen-time solutions. The single degree of freedom model describes ‘naively’ the cantilever-like structural arrangement of a heavy-duty milling machine. The model represents the slowly changing dynamics during milling processes performed in ram-axis-direction. It is shown that ram-directional motion can shift stability boundaries only because of the varying dynamics.

2 1DoF milling model

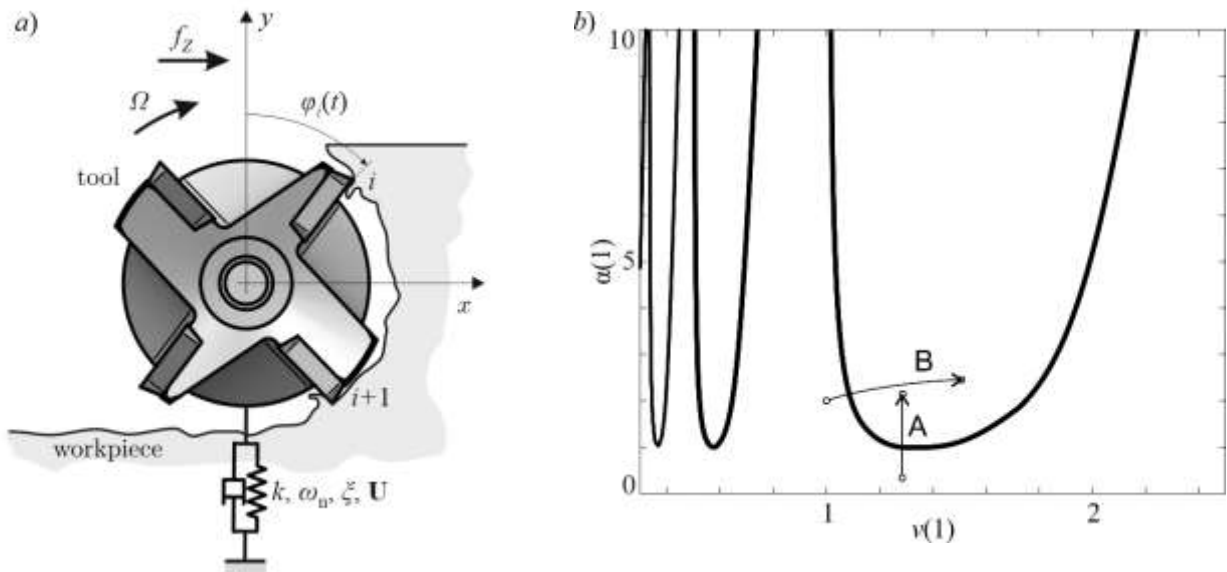


Figure 1: a) sketch of the actual mechanical model of milling; b) dimensionless stability lobe diagram with dimensionless spindle speed v and depth of cut α [11]. The paths A and B represent examples related to slowly increasing depth of cut a (see subsection 4.1) and ram overhang L (see subsection 4.2), respectively.

Simple one DoF model of the regenerative milling process is considered here with the following second order time periodic DDE

$$\ddot{q}(t) + 2\xi\omega_n\dot{q}(t) + \omega_n^2q(t) = aK_{ct}B(t)(q(t-\tau) - q(t)) + G(t), \quad (1)$$

where ω_n , ξ , τ and $K_{c,t}$ stand for the natural angular frequency, damping ratio, regenerative delay and tangential cutting coefficient, respectively. The regenerative delay is originated in the tooth passing frequency $\Omega_Z = Z\Omega$ as $\tau = 2\pi/\Omega_Z$, where Ω (rad/s) = $2\pi n$ rpm / (60 s/min) is the angular velocity of the tool. The milling cutter is assumed to be equally spaced with cutting edges, that is, the principle period equals with the regenerative delay as $T_p = \tau$ (see Figure 1a). The stability diagram is usually depicted in the parameter space spanned by the spindle speed n and axial depth of cut a as demonstrated in Figure 1b. As shown in [11] and [12], the time periodicity of (1) appears in

$$B(t) \equiv B(t + T_p) = \mathbf{U}^T \sum_{i=1}^Z \frac{g(\varphi_i(t))}{\sin \kappa} \mathbf{T}(\varphi_i(t)) \mathbf{\kappa}_c \otimes \mathbf{n}(\varphi_i(t)) \mathbf{U}, \quad (2)$$

and in the stationary excitation

$$G(t) \equiv G(t + T_p) = -a \mathbf{U}^T \sum_{i=1}^Z \frac{g(\varphi_i(t))}{\sin \kappa} \mathbf{T}(\varphi_i(t)) \left(\mathbf{K}_e + \mathbf{K}_c \otimes \mathbf{n}(\varphi_i(t)) \begin{bmatrix} f_z \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \right). \quad (3)$$

The mass normalized mode shape vector, lead angle and the feed per tooth are denoted by $\mathbf{U}$, κ and f_z . The edge normal, the edge coefficients and the cutting coefficients are stored in $\mathbf{n}$, $\mathbf{K}_e$ and $\mathbf{K}_c = K_{c,t} \mathbf{\kappa}_c$ vectors defined in local edge (t, r, a) system, while the transformation between (t, r, a) and (x, y, z) is realized by $\mathbf{T}(\varphi)$ [13]. The edge angular position and the effect of CWE are traced by $\varphi_i(t)$ and $g(\varphi)$ [13].

Linear stability of the time periodic stationary solution $Q(t) = Q(t + T_p)$ of (1) can be easily determined by various methods, like multi-frequency solution [14, 15] and semi-discretization [16]. The presented example with 90 deg lead angle κ and zero helix angle η (see Table 1) was calculated by first order semi-discretization and using triangularization algorithm.

Table 1: Parameters of full immersion milling process used in this paper [18].

Z	κ (deg)	η (deg)	feed direction		mode direction
4	90	0	[1 0 0]		[0 1 0]
$K_{c,t}$ (MPa)	$K_{c,r}$ (MPa)	$K_{c,a}$ (MPa)	ω_n (Hz)	ξ (%)	k (N/ μ m)
1459	259	0	94	0.66	58.38

3 Slowly changing milling model

A real milling process is usually subjected to time-dependent slowly changing parameters. In this manner, we can modify the DDE (1) by considering some slowly changing parameters with respect to the so-called “slow time” $s := \varepsilon t$, where the general rate of change is denoted by ε . Thus,

$$\ddot{y}(t) + 2\xi(s)\omega_n(s)\dot{y}(t) + \omega_n^2(s)y(t) = a(s)K_{c,t} B(t,s) (y(t - \tau(s)) - y(t)) + G(t,s). \quad (4)$$

Surely, not all parameters are changing at the same rate during a given process. For example, in the general form of (4) one can model a cutting process defined for a ramp-like workpiece [17] with slowly changing $a := a(s)$ and $G(t) := G(t,s)$ (see path A in Figure 1b and description in Subsection 4.1). In the meantime, the changing ram extension can be followed by slowly changing $\omega_n := \omega_n(s)$, $\xi := \xi(s)$, $B(t) := B(t,s)$ and $G(t) := G(t,s)$ due to $U := U(s)$ (see path B in Figure 1b and description in Section 4.2). Note that $y \equiv q$; it has been introduced only to distinguish the solution of (1) and that of (4).

In any case, the governing DDE (4) form of the slowly changing milling operation is no longer exactly time-periodic. It behaves as a general non-autonomous (time-dependent) system with two different time scales described by the (real) ‘fast time’ t and the (introduced) ‘slow time’ s .

3.1 Stationary Solution

It is straightforward to assume that (4) must have a slowly changing but in this case not time-periodic stationary solution $Y(t) \neq Y(t + T_p)$. Perturbation x is introduced in the solution as

$$y(t) := Y(t,s) + x(t). \quad (5)$$

Abusing the notation, the real time and slow time dependencies are dropped for a while. Substituting the assumption (5) into (4) one can get the following form

$$\ddot{Y} + \ddot{x} + 2\xi\omega_n(\dot{Y} + \dot{x}) + \omega_n^2(Y + x) = aK_{c,t} B(Y^{\tau,\varepsilon\tau} + x^{\tau,\varepsilon\tau} - Y - x) + G, \quad (6)$$

where

$$Y^{\tau,\varepsilon\tau} := Y(t - \tau, s - \varepsilon\tau) \approx Y(t - \tau, s) - \varepsilon\tau \frac{\partial}{\partial s} Y(t - \tau, s) =: Y^{\tau,0} - \varepsilon\tau Y_s^{\tau,0}.$$

This results in

$$\ddot{Y} + \ddot{x} + 2\xi\omega_n(\dot{Y} + \dot{x}) + \omega_n^2(Y + x) = aK_{c,t} B(Y^{\tau,0} - \varepsilon\tau Y_s^{\tau,0} + x^{\tau,\varepsilon\tau} - Y - x) + G. \quad (7)$$

Approximating the stationary solution $Y(t,s)$ of (4) with the stationary solution of (1) for fixed (frozen) slow time s , that is, by $Y(t,s) \approx Q(t;s) = Q(t + T_p;s)$, (7) is simplified to

$$\ddot{x} + 2\xi\omega_n\dot{x} + \omega_n^2 x = aK_{c,t} B(x^{\tau,\varepsilon\tau} - x) - aK_{c,t} \varepsilon\tau Q_s^{\tau,0}. \quad (8)$$

Considering the time periodicity in $Q_s^{\tau,0}$, (8) has the same form as (4). By following the same procedure, a frozen-time stationary solution can be determined as $X(t;s)$ herewith introduced by

$$x(t) := \varepsilon X(t;s) + u(t). \quad (9)$$

In this successive substitution, actually, an expansion w.r.t. ε of the stationary solution of (4) can be derived, resulting in the following form

$$\ddot{u} + 2\xi\omega_n\dot{u} + \omega_n^2 u = \alpha K_{c,t} B(u^{\tau,\varepsilon\tau} - u) - \alpha K_{c,t} \varepsilon^2 \tau X_s^{\tau,0}, \quad (10)$$

with

$$Y(t, s) \approx Q(t; s) + \varepsilon X(t; s). \quad (11)$$

Considering ε to be sufficiently small, the last term in (10) can be dropped and the variational equation described by the perturbation u around the stationary solution Y has the form

$$\ddot{u} + 2\xi\omega_n\dot{u} + \omega_n^2 u = \alpha K_{c,t} B(u^{\tau,\varepsilon\tau} - u). \quad (12)$$

3.2 Asymptotic behavior of the stationary solution

The asymptotic behavior of this non-autonomous slow/fast system can be derived by the WKB method [10] considering the original time periodicity slightly depending on the slow time s . According to Floquet theory [7], the general solution of a linear time periodic system is given by an exponential and a time-periodic term [18]. Similarly, using the WKB method, the following general solution can be assumed for the slowly changing equation (12):

$$u(t) := u(t, s) = e^{\frac{\sigma(s)}{\varepsilon} t} A(t, s), \text{ where } A(t, s) = A(t + T_p, s). \quad (13)$$

In (13), the slow time s is also carried by the asymptotic behavior referring to the stability (rapid exponential growth $\sigma(s)$) of the slowly varying solution u on the fast time scale t . Substitution of (13) into (12) leads to a partial differential equation as

$$\varepsilon \sigma_{ss} A + \sigma_s^2 A + 2\sigma_s \dot{A} + \ddot{A} + 2\xi\omega_n(\sigma A + \dot{A}) + \omega_n^2 A = \alpha K_{c,t} B(e^{-\tau\sigma_s} - 1) A \quad (14)$$

by using the assumption $e^{\frac{\sigma(s-\varepsilon\tau)}{\varepsilon}} \approx e^{\frac{\sigma(s)}{\varepsilon}} e^{-\tau\sigma_s(s)}$. In accordance with (13), one can obtain

$$\dot{A} = A_t + \varepsilon A_s \quad \text{and} \quad \ddot{A} = A_{tt} + 2\varepsilon A_{ts} + \varepsilon^2 A_{ss}. \quad (15)$$

However, keeping ε sufficiently small and consequently having small change on A w.r.t. slow time s , one can assume $A_s = A_{st} = A_{ss} = 0$. Thus, Fourier expansion is applied on the now exactly time-periodic A and B as

$$A(t) := \sum_{l=-\infty}^{\infty} A_l e^{i l \Omega_Z t} \quad \text{and} \quad B(t) := \sum_{l=-\infty}^{\infty} B_l e^{i l \Omega_Z t}. \quad (16)$$

The multi-frequency approach [15] or Hill type of infinite expansion of the slowly changing milling dynamics can be given after substituting (16) into (14) as

$$\left((\varepsilon \sigma_{ss} + \sigma_s^2 + 2\xi\omega_n\sigma_s + \omega_n^2) \mathbf{I} + [2 i l \Omega_Z \sigma_s - l^2 \Omega_Z^2 + 2 \xi i l \Omega_Z]_{l=-\infty}^{\infty} \right) \begin{bmatrix} \vdots \\ A_{-1} \\ A_0 \\ A_1 \\ \vdots \end{bmatrix} = \quad (17)$$

$$a K_{c,t} (e^{-\tau \sigma_s} - 1) \begin{bmatrix} \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots \\ \cdots & B_0 & B_{-1} & B_{-2} & \cdots \\ \cdots & B_1 & B_0 & B_{-1} & \cdots \\ \cdots & B_2 & B_1 & B_0 & \cdots \\ \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \vdots \\ A_{-1} \\ A_0 \\ A_1 \\ \vdots \end{bmatrix}.$$

For the sake of simplicity, zeroth order (average) consideration can be derived by picking only the averages of A and B as in [19], resulting in

$$(\varepsilon \sigma_{ss} + \sigma_s^2 + 2\xi \omega_n \sigma_s + \omega_n^2 - a K_{c,t} (e^{-\tau \sigma_s} - 1) B_0) A_0 = 0. \quad (18)$$

In (18), A_0 has non-trivial solution if the following is satisfied

$$\varepsilon \sigma_{ss} + \sigma_s^2 + 2\xi \omega_n \sigma_s + \omega_n^2 - a K_{c,t} (e^{-\tau \sigma_s} - 1) B_0 = 0. \quad (19)$$

Note that, in (19), at least one parameter is slow-time dependent. Also, (19) resembles to the characteristic equation of constant parameter case (1). Moreover, in point of σ_s , (19) has the form of a singular perturbed algebraic equation $\Gamma(\sigma_s)$, which is released by dynamic term σ_{ss} with ε , that is

$$\varepsilon \sigma_{ss} + \Gamma(\sigma_s) = 0. \quad (20)$$

Obviously, if the rate of parameter change approaches zero, (19) is restricted to the constant parameter characteristic equation for σ_s originated from (13).

3.3 Stability criteria

The general solution for the slow-time system in (13) suggests that, in case of negative real part σ , the perturbation introduced in (9) dies out, while positive real part σ induces rapid explosion w.r.t. s . That means, the first order nonlinear ODE representation of the characteristic equation in (19) has to be integrated by using a proper initial condition when $s=0$. This can be done by using numerical algorithms like Runge-Kutta method. For the sake of initial condition, we assume at $s=0$ the system is frozen for a while in slow time s , then

$$\sigma(s) \approx \lambda s \quad \Rightarrow \quad \sigma_s(s) \approx \lambda \quad \Rightarrow \quad \sigma_s(0) \approx \lambda, \quad (21)$$

where λ is the frozen time characteristic exponent. The real part of the cumulated value of σ_s over slow time has the form

$$\text{re} \left(\int_0^s \sigma_s(\zeta) d\zeta \right) \quad (22)$$

that refers to the stability properties of (17) as shown in [10]. If the function (22) crosses zero, the stability property of the slowly changing stationary solution $Y(t, s)$ (11) will flip.

Keeping in mind the ‘singular perturbation’-like structure of (20), formula (22) has interesting theoretical consequences. On the one hand, sufficiently small ε induces shifting of the onset of unstable motion independently of ε , as shown by only integrating the solution of $\Gamma(\sigma_s) = 0$ from (20). On the other hand,

(22) suggests that the accumulated stability is overtaken by the accumulated instability, which results in the shift on the onset of the unstable motion, which very much depends on the initial values of the slowly changing variables [10].

4 Case Studies

In this section we provide two distinct examples, in which the behavior of the dynamic bifurcation analysis might have a relevance. It is important to emphasize that these are completely artificial examples. Real case study might result in different significance of the explained effect.

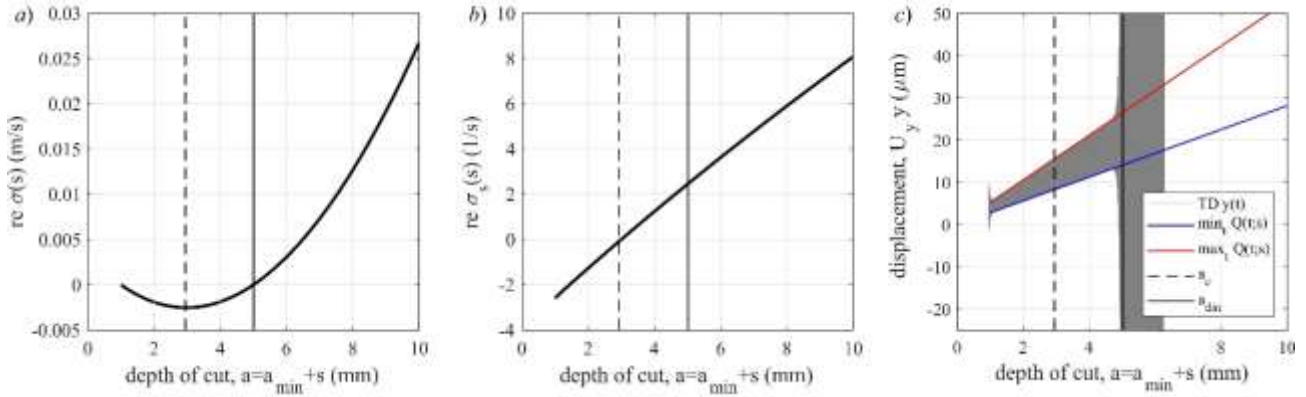


Figure 2. The real part of the critical eigenvalue $\sigma(s)$ a) and its derivative $\sigma_s(s)$ b) solving (17) w.r.t. s under slowly changing axial depth of cut $a(s)$. In panel c) time domain simulation $y(t)$ and the frozen time stationary solution $Q(t;s)$ are shown. Here $\varepsilon = 1 \times 10^{-4}$ (m/s).

4.1 Slowly varying depth of cut

In the literature there are various measurement examples, when the test required pre-manufactured workpiece with a gentle slope [17, 18, 20]. These measurements typically are aimed to present stability limits or so-called nonlinear hysteresis phenomenon, the direct consequence of subcritical Hopf bifurcation of the stationary milling process. The slowly changing parameter in (4) the axial depth of cut is defined as

$$a(s) = a_{\min} + \varepsilon t, \quad (23)$$

with $a_{\min} = 1$ mm and $a_{\max} = 10$ mm. In Figure 2ab) one can follow the accumulation of the critical eigenvalue that shows according to the criterion (22). The system loses its stability after the constant parameter limit a_c at the dynamic one a_{din} . The loss of stability can be realized as the time domain solution in Figure 2c) “escapes” the stationary solution calculated by using simply the frozen time stationary solution $Q(t;s)$. One can realize the linear dependency of the axial depth of cut a on the stationary solution in Figure 2c). It can be also realized in Figure 2c) the actual onset point where the solution escapes from the stationary solution is a bit ahead of the predicted position. This suggests deeper dependency of the rate of change ε on the dynamics which needs further, more detailed study of the problem.

4.2 Slowly varying ram overhang

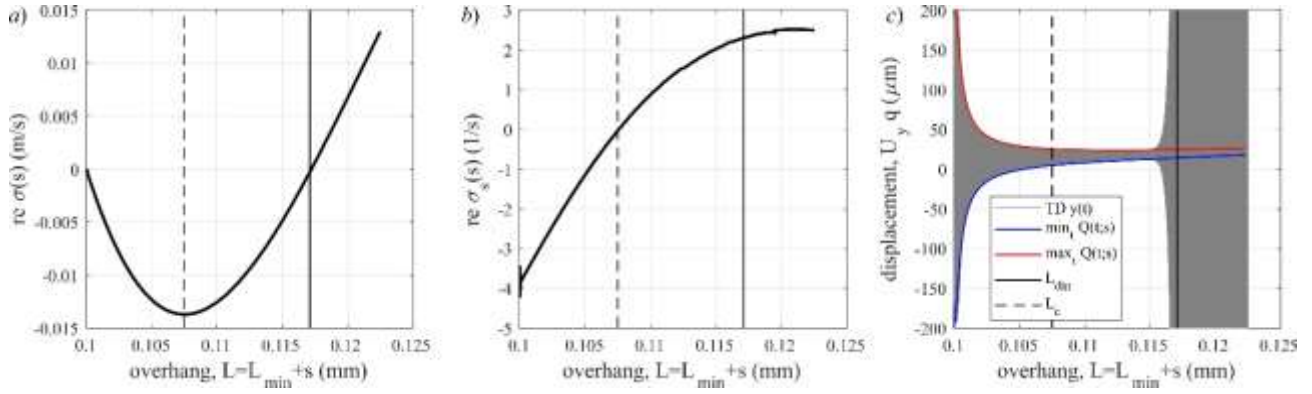


Figure 3. The real part of the critical eigenvalue $\sigma(s)$ a) and its derivative $\sigma_s(s)$ b) solving (17) w.r.t. s under slowly changing ram extension (cantilever overhang) $L(s)$. In panel c) time domain simulation $y(t)$ and the frozen time stationary solution $Q(t; s)$ is shown. $\varepsilon = 1 \times 10^{-4}$ (m/s).

Considering the ram as simply a cantilever beam the following dependencies can be determined w.r.t. the ram overhang L by using simple Euler beam theory [21]

$$\omega_n = A_{\omega_n} \frac{1}{L^2}, k = A_k \frac{1}{L}, \mathbf{U} = \mathbf{A}_U \frac{1}{\sqrt{L}}, \text{ and consequently } B_0 \sim \frac{1}{L}. \quad (24)$$

Obviously, the presented relations in (24) are far to be true in a real machine. Instead, the real behavior should be characterized by measuring frequency response functions (FRFs) in many overhang positions. In this manner the real dynamics and even the damping can be determined. This artificial example is calculated with

$$L(s) = L_{\min} + \varepsilon t, \quad (25)$$

with $L_{\min} = 100$ mm and $L_{\max} = 122.5$ mm. The parameters introduced in (24) are

$$A_{\omega_n} = 5.9062 \frac{\text{rad m}^2}{\text{s}}, \quad A_k = 58.8 \times 10^5 \text{ N}, \quad \mathbf{A}_U = [0 \quad 0.0244 \quad 0]^T \sqrt{\frac{\text{m}}{\text{kg}}}. \quad (26)$$

In Figure 3ab) the accumulated effect of the slowly changing parameter L is shown on the critical eigenvalue. Similarly to Figure 2ab), the dynamic bifurcation limit L_{din} and the constant parameter stability limit L_c are not the same. A shift appears confirmed in Figure 3c) by time domain simulation. Here, the stationary solution changes drastically (blue and red envelope curves in Figure 3c) by varying the ram overhang L . The amplitude of the stationary solution shrinks because by changing the L the system goes away from the stability pockets (see path B in Figure 1b), where “resonance” causing high but finite gain on the amplitude [22]. Although the stationary solution shrinks, the system becomes more flexible causing the onset of the unstable motion after the constant parameter limit L_c at L_{din} and the amplitude goes to infinite (without modelling the threshold fly-over effect [23]).

5 Conclusion

There are several industrial problems, including ones related to cutting technologies, which may involve dynamic processes on (very) different time scales. In the present work, we study milling operations that clearly have fast time-periodic dynamics. In the meantime, there exists a slow rate of change of some system parameters originated in the slowly varying structural dynamics as the tool moves in the working space of the milling machine.

In this paper, the so-called dynamic bifurcation phenomenon has been introduced for the analysis of milling stability. A new generalized governing equation was derived, with which the stability of the slowly changing milling dynamics can be predicted. Two simplified case studies presented slowly varying behavior. The non-trivial, sometimes counter-intuitive theoretical predictions based on the analysis of the new governing equations were confirmed by time domain simulation results, although some parameter domains still need further and deeper study.

The results may have industrial relevance when the milling cutter moving in the workspace has varying reduced dynamics. The results are somewhat counter intuitive. On the one hand, the accumulated stability, in theory, does not or weakly depends on the rate of change, which suggests that shifting of the stability appears even for extremely small rate of change. On the other hand, the shift (e.g., $a_{\text{din}} - a_c$) carries the initial parameter value, since this has direct effect on the accumulated stability behavior.

It is important to emphasize that the above presented results apply only in cases when the cutting operation starts from stable stationary cutting; at this point, the results do not explain the transition backward from chatter to stable stationary cutting, which requires different modelling techniques that are applicable also for quasi-periodic oscillations.

6 Acknowledgement

The research was partially funded by the European Research Council under the European Union's Seventh Framework Programme (FP7/2007-2013) ERC Advanced grant agreement No. 340889 and the scholarship of the Hungarian Academy of Sciences (BO/00589/13/6).

7 References

- [1] Munoa, J., Beudaert, X., Dombovari, Z., Altintas, Y., Budak, E., Brecher, B., Stepan, G., 2016. "Chatter suppression techniques in metal cutting", *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 65(2), Pages 785–808.
- [2] Altintas, Y., Kilic, Z.M., 2013. "Generalized dynamic model of metal cutting operations", *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 62(1), Pages 47–50.
- [3] Dombovari, Z., Munoa, J., Stepan, G., 2012. "General milling stability model for cylindrical tools", *Procedia CIRP*, Volume 4, Pages 90–97.
- [4] Hale, J., 1977, "Theory of functional differential equations", ISBN 978-1-4612-9892-2, New York, Springer-Verlag.
- [5] Ferry, W. B., and Altintas, Y., 2008. "Virtual five-axis flank milling of jet engine impellers—part I: Mechanics of five-axis flank milling". *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Volume 130(1), Pages 011005.
- [6] Otto, A., Rauh, S., Kolunch, M. and Radons, G., 2014. "Extension of Tlusty's law for the identification of chatter stability lobes in multi-dimensional cutting processes", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 82-83, Pages 50-58.
- [7] Farkas, M., 1994. „Periodic Motions", ISBN: 978-1-4419-2838-2, Berlin and New York, Springer-Verlag.
- [8] Haberman, R., 1986. "Slowly-varying jump and transition phenomena associated with algebraic bifurcation problems", *SIAM J. Appl. Math.*, Volume 37, Pages 69-105.
- [9] Erneux, T. and Mandel, P., 1986. "Imperfect bifurcation with a slowly-varying control parameter", *SIAM Appl. Math.*, Volume 46, Pages 1-16.
- [10] Baer, S. M., Erneux, T. and Rinzel, J., 1998. "The Slow Passage Through a Hopf Bifurcation: Delay, Memory Effects, and Resonance", *SIAM Journal on Applied Mathematics*, Volume 49(1), Pages 55-71.
- [11] Iglesias, A., Munoa, J., Ciurana, J., Dombovari, Z., Stepan, G., 2016. "Analytical expressions for chatter analysis in milling operations with one dominant mode", *Journal of Sound and Vibration*, Volume 375, Pages 403-421.
- [12] Zatarain, M. and Dombovari, Z., 2014. "Stability analysis of milling with irregular pitch tools by the implicit subspace iteration method", *International Journal of Dynamics and Control*, Volume 2, Pages 26-34.
- [13] Dombovari, Z., Altintas, Y. and Stepan, G., 2010, "The effect of serration on mechanics and stability of milling cutters", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 50(6), Pages 511-520.
- [14] Merdol, S.D. and Altintas, Y., 2004. "Multi Frequency Solution of Chatter Stability for Low Immersion Milling", *Journal of Manufacturing Science & Engineering*, Volume 126(3), Pages 459–466.
- [15] Budak, E. and Altintas, Y., 1998. "Analytical Prediction of Chatter Stability in Milling Part I: General Formulation", *Journal of Dynamic Systems Measurement & Control*, Volume 120(1), Pages 1–9.
- [16] Insperger, T. and Stepan, G., 2011. "Semi-Discretization for Time-Delay Systems: Stability and Engineering Applications", ISBN 978-1-4614-0335-7, New York, Springer.
- [17] Shi, H., and Tobias, S., 1984. "Theory of finite-amplitude machine-tool instability", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 24(1), Pages 45–69.
- [18] Dombovari, Z., Iglesias, A., Zatarain, M. and Insperger, T., 2011. "Prediction of multiple dominant chatter frequencies in milling processes", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 51(6), Pages 457-464.
- [19] Altintas, Y. and Budak, E., 1995. "Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling", *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 44(1), Pages 357-362.
- [20] Stepan, G., Dombovari, Z. and Munoa, J., 2011. "Identification of cutting force characteristics based on chatter experiments", *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Volume 60(1), Pages 113-116.
- [21] Gatti, P.L. and Ferrari, V., 2002. "Applied Structural and Mechanical Vibrations: Theory, Methods and Measuring Instrumentation", ISBN 9780203014554, CRC Press.
- [22] Bachrathy, D., Insperger, T. and Stepan, G., 2009. "Surface properties of the machined workpiece for helical mills", *Machining Science and Technology*, Volume 13(2), Pages 227-245.
- [23] Dombovari, Z. and Stepan, G., 2015. "On the bistable zone of milling processes", *Phil. Trans. R. Soc. A*, Volume 373(2051), Pages 20140409.

10th SESSION

AISI 304 L ÖSTENİTİK PASLANMAZ ÇELİK BORULARIN MANYETİK AŞINDIRICILARLA İŞLEME YÖNTEMİYLE İŞLENEBİLİRLİĞİ

Ulaş Çaydaş^a, Mahmut Çelik^b

*a, Fırat Üniversitesi Teknoloji Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, Elazığ/TÜRKİYE, ucaydas@firat.edu.tr
b, Fırat Üniversitesi Teknoloji Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, Elazığ/TÜRKİYE, mahmut.celik@firat.edu.tr*

Özet

Gelişen teknoloji ile birlikte özellikle havacılık-uzay, otomotiv ve medikal gibi endüstrilerde yüksek hassasiyette üretilmiş parçalara ihtiyaç duyulmaktadır. Geleneksel imalat yöntemleriyle imal edilmesi mümkün olmayan bu parçalar ancak geleneksel olmayan imalat yöntemleri ile imal edilebilmektedir. Manyetik aşındırıcılarla işleme yöntemi (MAİ) manyetik alan yardımıyla yüzeyden talaş kaldıran bir geleneksel olmayan imalat yöntemidir.

Bu çalışmada endüstride geniş kullanım alanına sahip AISI 304L östenitik paslanmaz çelik malzemeden imal edilmiş boruların iç yüzeylerinin MAİ yöntemiyle işlenebilirliği araştırılmıştır. Çalışmada, Fe tozu tanecik boyutu, SiC tozu tanecik boyutu, işleme süresi, iş parçası devir sayısı ve aşındırıcı karışım oranı parametrelerinin talaş kaldırma oranı ve yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkileri deneysel olarak araştırılmıştır..

Sonuç olarak talaş kaldırma oranının Fe tozu tanecik boyutu, aşındırıcı tanecik boyutu, boru devir sayısı ve aşındırıcı oranının artmasıyla arttığı görülmüştür. Sonuçlar ayrıca uygun koşullarda %75 oranlarında ortalama yüzey pürüzlülüğü değerlerinde iyileşme olduğunu göstermiştir.

Anahtar kelimeler: Manyetik Aşındırıcılarla İşleme, Yüzey Pürüzlülüğü, Abrasiv İşleme,

MAGNETIC ABRASIVE FINISHING CHARACTERISTICS OF AISI 304L AUSTENITIC STAINLESS STEEL TUBE

Abstract

Nowadays, parts used especially in aerospace and automotive industries need to be manufactured with high precision. Traditional manufacturing processes cannot satisfy the present demand for high precision surfaces. Therefore, non-traditional manufacturing processes are needed. Magnetic Abrasive Finishing (MAF) is one of the non-traditional methods in which fine surfaces can be obtained via magnetic field and magnetic abrasives.

This experimental study investigates the machinability of interior surfaces of austenitic stainless steel which is widely used in medical, aerospace and automotive industries, by MAF. Experiments have been conducted on AISI 304L stainless steel tubes and the effects of process parameters such as ferrous particle size, abrasive particle size, finishing time, rotational speed and percentage of abrasives on process responses namely improvement ratio in surface roughness (ΔR_a) and material removal rate (MRR) was recorded.

As a conclusion experimental results showed that MRR values increase with increasing on ferrous particle, abrasive size, rotational speed and percentage of abrasive grids. Results also showed that ΔR_a values can reach % 75 levels with suitable process parameters.

Keywords: Magnetic Abrasive Finishing, Surface Roughness, Abrasive Machining,

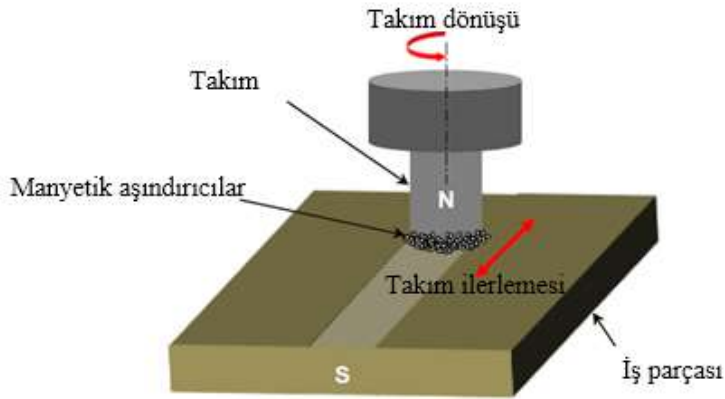
1. Giriş

Günümüzde özellikle havacılık, uzay ve otomotiv sanayisinde kullanılan parçaların yüksek hassasiyette imal edilmeleri gerekmektedir. Kaba işleme sonrası imal edilen parçaların istenilen geometrik tolerans, doğruluk ve yüzey topoğrafyasına ulaşabilmeleri için hassas yüzey bitirme işlemlerine tabi tutulmaları gerekmektedir. Özellikle hassas parçaların imalatında yüzeyleri daha kaliteli hale getirmek amacıyla abrasiv yüzey bitirme yöntemleri uygulanmaktadır. Abrasiv yüzey bitirme yöntemleri, sanayide kullanım alanını önemli derecede artıracak; yüzey doku ve topografyasında modifikasyon yapabilme, ısıdan etkilenen bölgelerin oluşmadığı hasarsız yüzeyler ve sıkıştırıcı artık gerilme oluşturma, yüzey bütünlüğü, parlaklık ve homojenlik gibi görsel faktörlerde iyileştirme gibi avantajlara sahiptir[1].

1930'lu yılların sonlarında bulunan ve abrasiv işleme yöntemlerinden olan Manyetik Aşındırıcılarla İşleme (MAİ) yönteminde, manyetik alan etkisi altında olan manyetik aşındırıcı ve ferromanyetik toz karışımı yüzeye baskı uygulamakta ve yüzey ile arasındaki bağıl hareket neticesinde yüzeyden mikron boyutunda talaş kaldırmaktadır. MAİ yöntemi yüksek hızlı takım tezgahlarının rulmanları ve yatakları [2], paslanmaz çelik tüplerin iç ve dış yüzeyleri ile havacılık sektöründe kullanılan, gaz veya sıvı akışkan tüplerinin iç ve dış yüzeyleri [3,4], medikal alanda ise kılcal boruların iç yüzeylerinin [5] işlenmesi için kullanılabilmektedir.

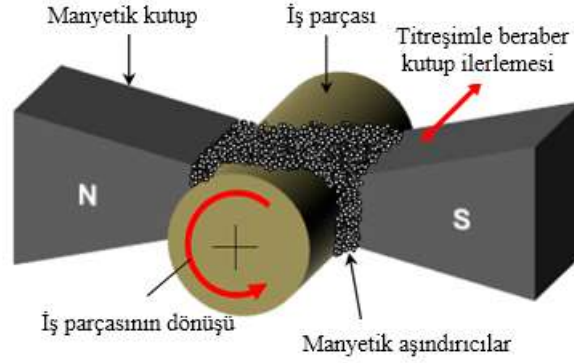
MAİ yönteminde demir esaslı manyetik tozlar ve elmas, silisyum karbür, alüminyum oksit ve kübik bor nitrür gibi aşındırıcılardan oluşan bir karışım kullanılmaktadır. Manyetik olmayan bu aşındırıcılar, düzensiz geometri ve sert kesme kenarlarına sahiptirler. Bu aşındırıcılar, mıknatıslar tarafından oluşturulan manyetik alan çizgileri boyunca demir tozlarıyla birlikte esnek bir manyetik fırça takımı oluştururlar. Bu takımın esnekliği ise mıknatıs tarafından oluşturulan manyetik alanın şiddeti ile orantılıdır. Takım böylece çok noktadan kesme yapan bir kesici gibi davranır[6,7]. Manyetik alanın şiddeti, esnek takım ile işlenecek yüzey arasındaki sürtünme kuvvetini yendiğinde yüzeyden talaş kaldırılmaktadır.

MAİ yönteminde kullanılan takım esnek olduğu için, sabit geometrili cisimlerin yanı sıra geleneksel imalat yöntemleriyle işlenmesi mümkün olmayan karışık ve değişken geometriye sahip cisimlerin de iç ve dış yüzeyleri bu yöntem ile işlenebilmektedir.



Şekil 1.1. Düzlemsel yüzeylerde manyetik aşındırıcılarla işleme yönteminin şematik gösterimi[5].

Şekil 1.1'de düzlemsel yüzeylerin MAİ yöntemi ile işlenmesi şematik olarak görülmektedir. Dönen manyetik takım ile iş parçası arasındaki boşlukta yönlendirilen manyetik akım sayesinde aşındırıcılar yüzey üzerinde işleme yapmaktadır. Esnek bir manyetik takım oluşturan aşındırıcılar fener milinin dönmesiyle birlikte yüzey üzerinden talaş kaldırmak suretiyle işleme yapmaktadır.



Şekil 1.2 Dairesel kesitli parçaların MAİ yöntemi ile işlenmesinin şematik gösterimi [5].

Şekil 1.2’de ise dairesel kesitli parçaların MAİ yöntemi ile işlenmesi şematik olarak görülmektedir. Şekilden de görüldüğü gibi, mıknatısların zıt kutupları arasına yerleştirilmiş iş parçası kendi ekseninde dönme hareketi yaparken, mıknatıslar ise mil ekseninde doğruyla ilerleme hareketi yapmaktadır. İş parçası ile kutuplar arasındaki boşluğa yerleştirilen aşındırıcı ve manyetik tozlar, manyetik alanın şiddetine bağlı olarak yüzeyden talaş kaldırmaktadır [8].

MAİ yönteminin, diğer abrasiv işleme yöntemlerine nazaran bazı üstün yönleri aşağıdaki şekilde özetlenebilir.

- Geleneksel yöntemlerde rijit bir kesici takım kullanılırken, MAİ yönteminde talaş kaldırma işlemi esnek bir takım yardımıyla yapılmaktadır. Dolayısıyla karmaşık şekilli parçalar bu yöntemle kolaylıkla işlenebilmektedir.
- İşleme basıncı manyetik alana bağlı olarak kontrol edilebilmektedir.
- Elektromıknatıs kullanılan sistemlerde güç kaynağındaki akımı açıp kapatmak suretiyle kutuplarda biriken aşındırıcılar ortamdaki uzaklaştırılabilir.
- Manyetik alandan dolayı aşındırıcıların dağılmamaktadır.
- Düşük miktarda aşındırıcı kullanılmaktadır.

MAİ yöntemiyle ilgili son yıllarda yapılan çalışmaların başlıcaları ise aşağıda özetlenmiştir.

J. Kang vd. [9] yaptıkları çalışmada Ø1.27 mm ölçüsünde AISI 304 paslanmaz çelik kılcal boruların iç yüzeylerini MAİ yöntemiyle işlemişlerdir. Çalışmada 30000 dev/dak gibi yüksek devir sayılarına çıkılmış olup 10 ve 20 dakika süresinde işlemeye devam edilmiştir. İki kutuplu sistem ve manyetik tutucunun kullanıldığı çalışmada devir sayısının 30000 dev/dak olduğu deneylerde merkezkaç kuvvetinin etkisiyle yüzeyde derin çizikler oluştuğu görülmüştür.

V. Nteziyaremye vd. [10], özellikle göğüs kanseri biyopsi operasyonlarında kullanılan 304 ostenitik paslanmaz çelik iğnelerin (dış çapı 1.27mm, iç çapı 1.14mm) iç ve dış yüzeylerinin aynı anda parlatılması için yeni bir MAİ yöntemi geliştirilmiştir. Çalışmada sabit kutuplu, yüksek hızlı (10.000 d/dak), dönel iş parçalı yöntem kullanılmıştır. Çalışmada manyetik aşındırıcı malzeme miktarının yüzey kalitesi üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğu tespit edilmiştir.

A.C. Wang ve S.J. Lee [11] yaptıkları çalışmada MAİ yönteminde aşındırıcı taneciklerin verimini artırmak amacıyla tanecik karışımlarını bir arada tutan silikon jel yapıda bir bağlayıcı kullanmışlardır. Manyetik akım kaynağı olarak elektromıknatısların kullanıldığı çalışmada SKD11 çeliğinden yapılmış silindirik bir iş parçası kullanılmıştır. Aşındırıcı olarak ise SiC tanecikleri farklı boyutlarda kullanılmıştır. Deneyler sonucunda Ra değerleri 30 dakikalık bir işleme sonrasında 0,6 µm den 0,038 µm ye düşmüştür. Yöntem, jel kullanılmadan gerçekleşen MAİ işlemine göre Ra değerlerinde 3 kat daha fazla iyileştirme yapmıştır. Ayrıca kullanılan aşındırıcı jel karışımının 15 kez daha farklı iş parçalarında kullanılabileceği tespit edilmiştir.

N. Sihag vd. [12] çalışmalarında, tungsten malzemeden üretilmiş iş parçasını kimyasal destekli MAİ yöntemiyle işlemişlerdir. Yöntemde yüzey bir kimyasal yardımıyla (H_2O_2) oksidasyona tabi tutulurken aynı zamanda da MAİ yöntemiyle yüzeyden talaş kaldırılmaktadır. Deneylerde devir sayısı, işleme boşluğu ve H_2O_2 konsantrasyonu 3 farklı seviyede değiştirilmiş ve R_a değerlerinde iyileşme oranları hesaplanmıştır. Hesaplamalar sonucunda R_a değerlerinde %79,2'lik bir artış olduğu görülmüştür. Taguchi L9 diziliminde tasarlanan çalışma ayrıca ANOVA ile de analiz edilmiştir.

T. Mori vd. [13] yaptıkları çalışmada MAİ yöntemini daha detaylı anlatabilmek için yapmış oldukları deneysel çalışmada AISI 304 paslanmaz çelik malzemeden üretilmiş düzlemsel levhayı elektromıknatıslar yardımıyla parlatmışlardır. Bir CCD kamera ile taneciklerin hareketlerini inceleyen araştırmacılar taneciklere uygulanan kuvvetleri de deney düzeneğine eklemiş oldukları yük hücreleri ile ölçerek teorik formüller ile kıyaslamışlardır.

G-W Chang vd. [14] yaptıkları çalışmada SKD11 kalıp çeliğinden üretilmiş silindirik parçaların dış yüzeylerini MAİ yöntemiyle işlemişlerdir. Elektromıknatısların kullanıldığı çalışmalarda aşındırıcı tanecik olarak SiC kullanılırken; manyetik tanecik olarak demir ve çelik tozları 3'er farklı seviyelerde kullanılmıştır. Deneyler sonrasında ortalama yüzey pürüzlülüğü değerleri ve talaş kaldırma oranlarının ölçüldüğü çalışmada, çelik tozlarının kullanıldığı deneylerde R_a değerleri 0,25 μm değerinden 0,042 μm değerlerine kadar düşmüştür.

Yapılan bu çalışmada ise literatürdeki çalışmalara ek olarak MAİ yönteminin 5 farklı işlem parametresi aynı anda irdelenmiş olup her bir parametrenin TKO değerleri ve ortalama yüzey pürüzlülüğü değerlerindeki iyileşme değerleri üzerindeki etkileri münferit olarak araştırılmıştır. Çalışma sonucunda elde edilen verilerin bundan sonra yapılacak olan çalışmalara bir yol gösterici olması hedeflenmektedir.

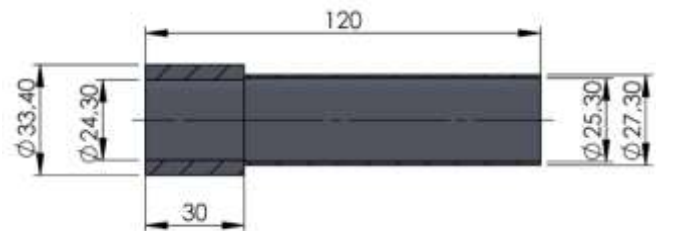
2 Deneysel Çalışmalar

2.1 Numunelerin Hazırlanması

Deneylerde, ticari olarak temin edilmiş AISI 304L östenitik paslanmaz çelik borular kullanılmıştır. Bu malzemeye ait kimyasal bileşim Tablo 2.1'de verilmiştir.

Kalite	C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni
304L	%0,03 max	%2.0 max	%0.045 max	%0,03 max	%0,75 max	%18-20	%8-

Tablo 2.1. AISI 304L malzemesine ait kimyasal bileşim tablosu



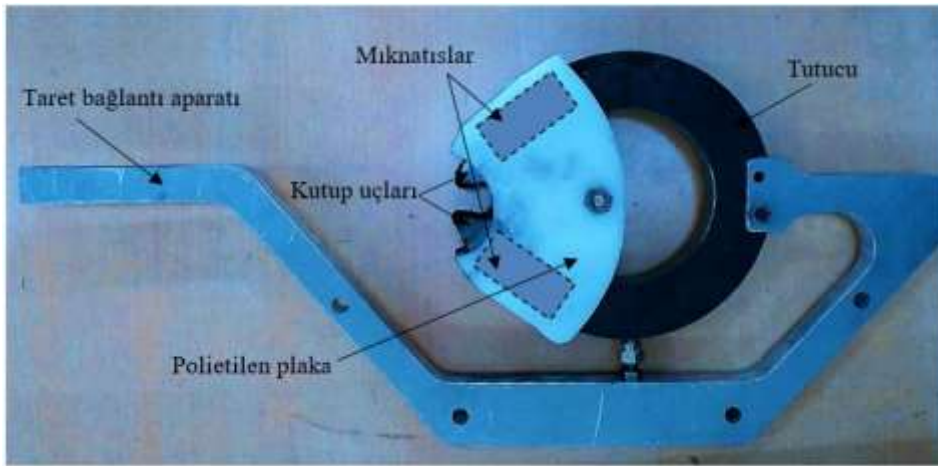
Şekil 2.1. Deney numuneleri ve numunelere ait teknik detaylar

Manyetik aşındırıcılarla işleme deneyleri öncesinde, numunelerin iç ve dış yüzeyleri CNC torna tezgahında işlenmiştir. Numunelerdeki işlem öncesi et kalınlıkları ve yüzey kalitesindeki standardizasyonu sağlamak amacıyla her numune için sıfır bir kesici takım kullanılmıştır. Şekil 2.1’de MAİ deneyleri öncesi hazırlanan numuneler ve bu numunelere ait teknik ölçüler görülmektedir.

2.2 MAİ Deneyleri İçin Mıknatıs Tutucunun Hazırlanması

MAİ yönteminde gerekli manyetik alan güç kaynağı veya sabit akım yoğunluğuna sahip neodyum mıknatıslar yardımıyla sağlanmaktadır. Güç kaynağı kullanılan uygulamalarda manyetik mıknatısın tasarımı ve imalatı oldukça güçtür. Diğer yandan neodyum mıknatısların temini ve uygulanabilirliği daha ekonomik ve kolaydır. Dolayısıyla bu çalışmada deney düzeneğini karmaşık bir yapıdan ziyade kolaylaştırmak adına Nd-Fe-B mıknatısların kullanımı tercih edilmiştir.

Mıknatıs tutucu, kullanılan tezgah da dikkate alınarak parlatılacak boruyu kavrayacak şekilde taret üzerinde monte edilebilen şekilde tasarlanmıştır. Tutucu için boru yüzeyine çeşitli konumlarda uygulamalar denenmiş ve bazı ön deneyler gerçekleştirilmiştir. Sonuç olarak yerçekimi kuvveti de dikkate alındığında tozların merkez kaç kuvvetinden dolayı dağılmadan boru alt yüzeyinde belirli bir bölgede yoğunlaşarak iyi bir fırçalama işleminin yapıldığı tasarım tespit edilmiştir. Şekil 2.2’de kullanılan mıknatıs tutucu görülmektedir. Deneyler sırasında oluşan titreşimleri minimize edebilmek ve tezgahın manyetikleşmesini engellemek için mıknatıs tutucu alüminyum malzemeden imal edilmiş bir aparat ile tezgah taretine bağlanmıştır.



Şekil 2.2. Mıknatıs tutucu ve taret bağlantı aparatı

Şekil 2.3’te tutucunun da bağlı olduğu deney düzeneği görülmektedir. İş parçası ile mıknatıslar arasındaki mesafeyi sabit tutabilmek amacıyla ara yüzeyde kalınlığı 0.5 mm olan teflon bir bant kullanılmıştır. Bu bant aynı zamanda mıknatıs ile boru arasındaki teması engellemektedir



Şekil 2.3. Deney düzeneği

2.3 Deney Parametrelerinin Belirlenmesi

Bilindiği gibi MAİ yönteminde yüzey kalitesini etkileyen birçok faktör bulunmaktadır. Bu faktörlerin aynı anda birlikte izafi etkilerini belirlemek oldukça güçtür. Literatürde yapılan çalışmalar da değerlendirildiğinde yöntemdeki en önemli parametrelerin devir sayısı, parlatma süresi ve toz karışım oranı olduğu tespit edilmiştir. Dolayısıyla bu çalışmada da bu üç temel parametrelerin yanı sıra aşındırıcı ve ferro manyetik demir tozlarının tanecik boyutları da belirli sınırlar içerisinde çeşitli seviyelerde denenerek MAİ üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Çalışmada zaman ve maliyetten tasarruf etmek adına tam faktöriyel yerine Taguchi kesirli faktöriyel deneysel tasarım yöntemi tercih edilmiştir. Tablo 2.2’de deneylerde kullanılan faktör ve seviyeleri görülmektedir.

Sembol	Parametreler	1. Seviye	2. Seviye	3. Seviye
A	Fe Tozu Tane boyutu (µm)	200	420	710
B	SiC Tozu Tane Boyutu (µm)	58	75	106
C	İşlem Süresi (dak)	30	45	60
D	Devir Sayısı (dev/dak)	1000	1200	1400
E	Karışım Oranı (%)	20	30	40
-	B4C Tane Boyutu (µm)	85	-	-
-	İlerleme Miktarı (mm/dak)	25	-	-
-	İşleme Boşluğu (mm)	0,5	-	-
-	Fe Tozu Miktarı (gr)	10	-	-

Tablo 2.2. Deneylerde kullanılan faktör ve seviyeleri

2.4 Deneylerin Yapılması

Deneyler, Fırat Üniversitesi Teknoloji Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü CNC atölyelerinde bulunan FANUC O-T – TC35 torna tezgahında gerçekleştirilmiştir. Tozların savrulmalarını engellemek amacıyla (topaklanmasını sağlamak) boru içerisinde elmas pasta da kullanılmıştır. Boruların açık ağızları toz kaçmalarını engellemek amacıyla plastik bir tıkaç yardımıyla kapatılmıştır. Tıkaçlar 3D yazıcı yardımıyla boyutlarına uygun şekilde hassas olarak üretilmiştir.

3 DENEYSEL SONUÇLAR VE TARTIŞMA

3.1 Talaş Kaldırma Oranı Ölçüm Sonuçları

Talaş kaldırma oranları (TKO) numunelerin işlem öncesi ve sonrası ağırlık farklarının işleme süresine bölünmeleri ve aşağıdaki formül yardımıyla hesaplanmıştır.

$$TKO = \Delta m / t \quad (3.1)$$

Burada; t işleme süresini, m ağırlığı göstermektedir.

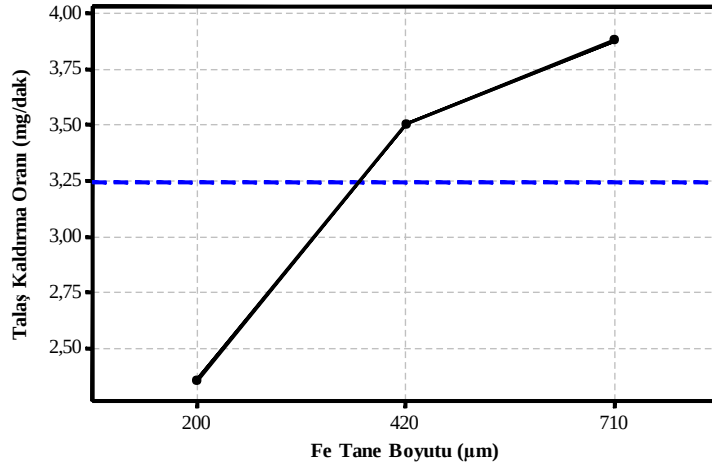
Yapılan ölçümler sonucunda MAİ işleminin bütün deneylerin ortalamasında 3,25 mg/dak’lık bir talaş kaldırma oranına (TKO) sahip olduğu görülmüştür. Deney parametrelerinin farklı seviyelerinde bu değer 6,85 mg/dak değerlerine kadar yükselmektedir. Tablo 3.1 deneyler süresince kaldırılan talaş miktarlarını ve TKO değerlerini, işlem süreleri ile birlikte göstermektedir. TKO değerleri her bir deney için kaldırılan talaş miktarının işleme süresine bölünmesi ile bulunmuştur.

Deney no	İşlem süresi (dak)	Kaldırılan talaş miktarı (mg)	Talaş kaldırma oranı (mg/dak)	Deney no	İşlem süresi	Kaldırılan talaş miktarı (mg)	Talaş kaldırma oranı (mg/dak)
1	30	51,20	1,707	15	60	182,30	3,038
2	30	91,10	3,037	16	30	141,30	4,710
3	30	66,60	2,220	17	30	133,10	4,437
4	45	50,90	1,131	18	30	205,70	6,857
5	45	77,80	1,729	19	60	67,80	1,130
6	45	108,60	2,413	20	60	288,00	4,800
7	60	181,70	3,028	21	60	151,90	2,532
8	60	191,60	3,193	22	30	93,90	3,130
9	60	163,50	2,725	23	30	100,40	3,347
10	45	131,40	2,920	24	30	188,00	6,267
11	45	128,80	2,862	25	45	238,40	5,298
12	45	73,40	1,631	26	45	174,80	3,884
13	60	129,00	2,150	27	45	203,00	4,511
14	60	175,80	2,930				

Tablo 3.1. Yapılan deneylere ait kaldırılan talaş miktarları ve TKO değerleri

3.1.1. Fe Tozu Tane Boyutunun TKO üzerindeki Etkisi

Şekil 3.1’de Fe tozu tane boyutunun TKO üzerindeki etkisi görülmektedir. Şekildeki mavi kesikli çizgi, 27 deney sonrasında ölçülen TKO değerlerinin aritmetik ortalamalarını ifade etmektedir. Şekilden de görüldüğü gibi, Fe tozunun tane boyutunun artmasıyla TKO değerleri de artmaktadır.

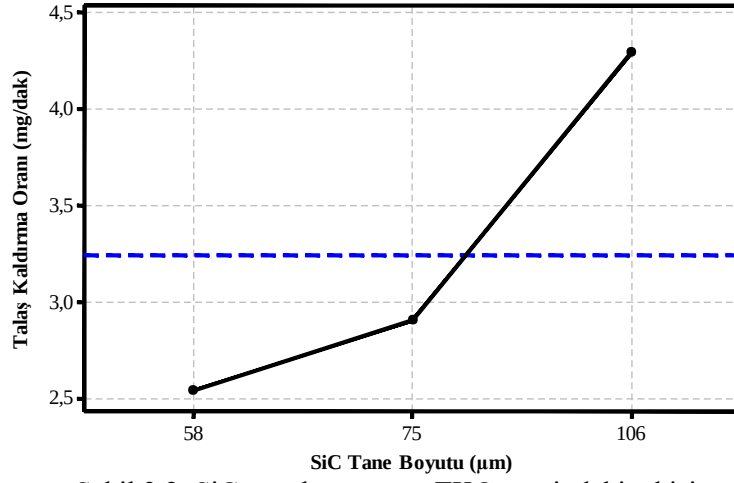


Şekil 3.1 Fe tane boyutunun TKO üzerindeki etkisi

Fe tozunun 200 µm boyutunda olması durumunda elde edilen TKO değerleri, toplam deneylerin aritmetik ortalamasının altındadır. Dolayısıyla, Fe tozu tane boyutunun bu seviyesinin TKO üzerinde önemli bir etkisinin olmadığı düşünülebilir. Fe tozu tane boyutunun 420 µm değerine çıkmasıyla, TKO değerlerinde keskin bir artışın olduğu; 710 µm değerine çıkmasıyla ise bu artış oranında bir azalmanın olduğu görülmektedir. Karışım içerisinde yer alan Fe tozlarının tane boyutlarının artmasıyla, daha gözenekli bir yapı oluşmaktadır. Dolayısıyla Fe tozlarının aralarına daha fazla aşındırıcı tozlar yerleşmekte ve yüzeyden kaldırılan malzeme miktarı da artmaktadır. Diğer yandan, toz tane boyutlarındaki artış, ara bölgede oluşan manyetik kuvvetin şiddetini arttırmakta ve daha kuvvetli bir çekim kuvvetine yol açmaktadır. Böylece aşındırıcı tozların yüzeye uyguladıkları baskı kuvveti artmakta ve daha etkin bir talaş kaldırma işlemi gerçekleşmektedir. Dolayısıyla, TKO üzerinde Fe tozu tane boyutunun 3. seviyesi en uygun değer olarak tespit edilmiştir.

3.1.2. SiC Tane Boyutunun TKO üzerindeki Etkisi

Şekil 3.2’de SiC tane boyutlarının TKO üzerindeki etkisi görülmektedir. Şekilde SiC tane boyutunun 1. seviyesi (58µm) ve 2. seviyesi (75µm) kullanılarak yapılan deneyler sonucu ölçülen TKO değerlerinin yapılan tüm deneylerin ortalama TKO değerlerinin altında olduğu görülmektedir.

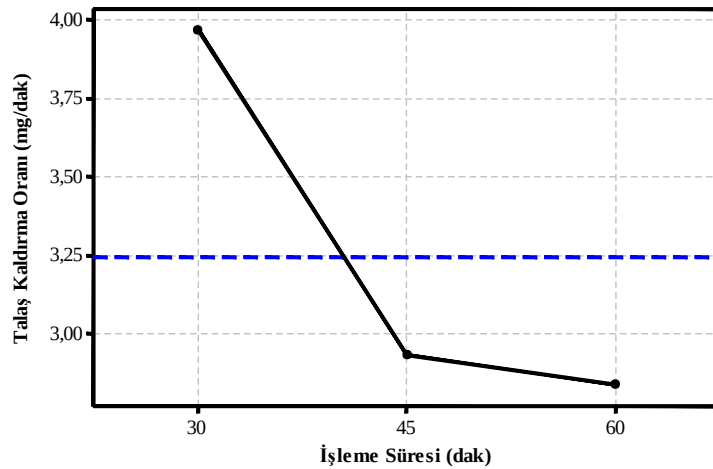


Şekil 3.2. SiC tane boyutunun TKO üzerindeki etkisi

Sonuçlar irdelendiğinde SiC tane boyutunun artmasıyla TKO değerinin de arttığı ancak bu artışın 1. ve 2. seviyeler arasında 2. ve 3. seviyeler arasındaki artış oranına nispeten daha az olduğu görülmektedir. SiC tanecik boyutunun büyümesiyle, bu taneciklerin karışım içerisinde bulunan Fe tozları arasındaki boşluklardan kurtulma olasılığı da azalmaktadır. TKO değerinin, SiC tanecik boyutundaki artış ile birlikte artmasının sebebi buna bağlanabilir. Dolayısıyla TKO değeri üzerinde SiC tane boyutunun 3. seviyesi en uygun değer olarak tespit edilmiştir.

3.1.3. İşleme Süresinin TKO üzerindeki Etkisi

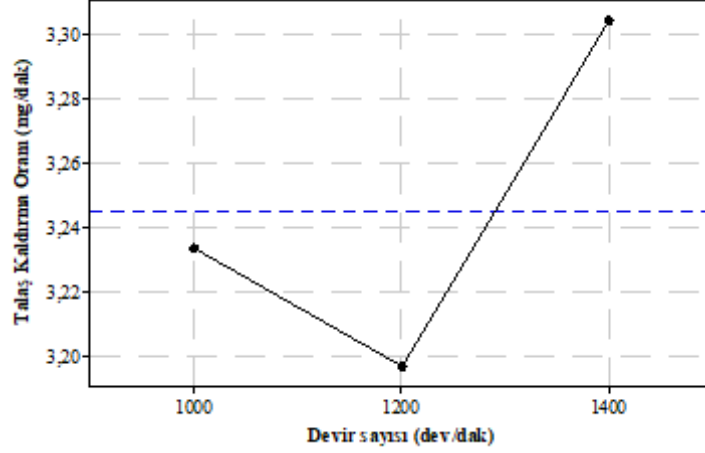
İşleme süresinin TKO değerleri üzerindeki etkisi Şekil 3.3’te görülmektedir. Şekilden de anlaşılabileceği gibi işlemem süresi arttıkça TKO değerleri azalmaktadır. Bu durum işleme süresince aşındırıcı taneciklerin keskin kenarlarının sürtünme sebebiyle keskinliğini kaybetmesine ve aşındırıcı taneciklerin etkinliğinin azalmasına bağlanabilir. Sonuç olarak TKO değeri üzerinde işleme süresinin 1. seviyesinin en uygun değer olduğu görülmektedir.



Şekil 3.3. İşleme Süresinin TKO üzerindeki etkisi

3.1.4. Devir Sayısının TKO üzerindeki Etkisi

İş parçası devir sayısı aşındırıcıların birim zamanda yüzey üzerindeki aldıkları yolu değiştirdiği için TKO değerini doğrudan etkilemektedir. Şekil 3.4 devir sayısı seviyelerinin TKO üzerindeki etkilerini göstermektedir.

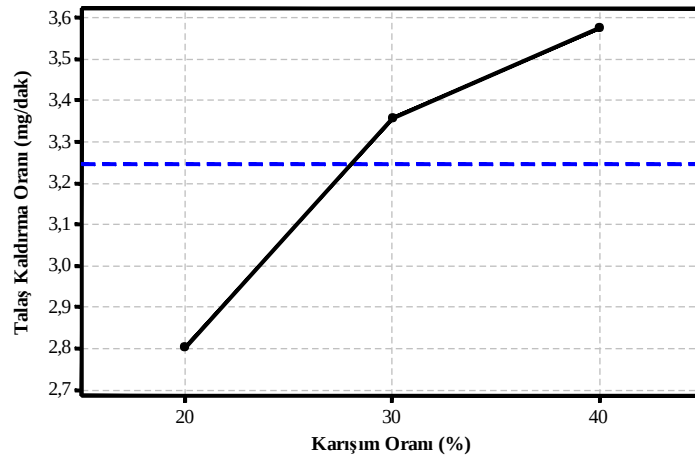


Şekil 3.4. Devir Sayısının TKO üzerindeki etkisi

Devir sayısı 1. ve 2 seviyelerinde deneylerin ortalamalarının altında kalmışlardır. 1. seviye ile kıyaslandığında beklenenin aksine TKO değerinde bir düşüş görülmektedir. Literatürde bu sonuçla ilgili makul bir değerlendirme bulunmamaktadır. Dolayısıyla daha fazla araştırma yapmak gerektiğinden mevcut sonuçla faktörün 2. seviyesi arasında bir ilişki kurulamamıştır. Devir sayısının 3. seviyesinde ise beklenildiği gibi TKO değeri deney ortalamalarının üzerine çıkmaktadır. Dolayısıyla devir sayısının TKO üzerindeki en uygun seviyesinin 3. seviye olduğu tespit edilmiştir.

3.1.5. Karışım Oranının TKO üzerindeki Etkisi

Aşındırıcı tanecikler ve Fe tozu karışımında tozların birbirine oranı ciddi önem taşımaktadır[5]. Karışım oranındaki değişim Fe tozlarının arasına sıkışacak olan aşındırıcı taneciklerin miktarını değiştirmektedir. Bu karışım oranı belirli bir seviyenin üzerine çıktığı takdirde aşındırıcı tanecikler Fe tozları arasındaki boşluklara sığmayarak etkin bir işleme yapamamaktadır. Şekil 3.5 karışım oranının TKO üzerindeki etkilerini göstermektedir. Karışım oranının 1. seviyesinde (%20) TKO değeri deney ortalamalarının altında kalmıştır.



Şekil 3.5. Karışım oranının TKO üzerindeki etkisi

Karışım oranı 2. seviyeye çıktığında TKO değerinin deney ortalamalarının üzerinde yer aldığı görülmüştür. Karışım oranının 3. seviyesinde bir önceki TKO oranına göre artış sağlanmış ancak TKO değerindeki bu artış bir önceki artış oranına göre daha düşük olmuştur. Bu durum yukarıda bahsedilen karışım oranındaki artışın belirli bir seviyeden sonra TKO oranı üzerinde artışa sebep olmayacağı yargısını destekler niteliktedir. Sonuç itibarıyla yapılan deneyler içerisinde karışım oranının TKO üzerindeki en etkili seviyesinin 3. seviye olduğu tespit edilmiştir

3.2 Yüzey Pürüzlülük Değerlerinin Ölçüm Sonuçları

Numuneler işlem öncesinde tornalama ön işlemine tabi tutulduğu için her numunenin Ra değerleri birbirinden farklı olmaktadır. Dolayısıyla MAİ işleminin ortalama yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkisini daha iyi görebilmek adına numunelerin işlem öncesi ve sonrası ortalama yüzey pürüzlülük değerleri her bir numune için ayrı ayrı 3.2 formülü ile hesaplanmış yüzey pürüzlülüğündeki iyileşme miktarı oranı tespit edilmiştir.

$$\frac{R_{ai}-R_{as}}{R_{ai}} \times 100 = \% \text{ iyileşme} \quad (3.2)$$

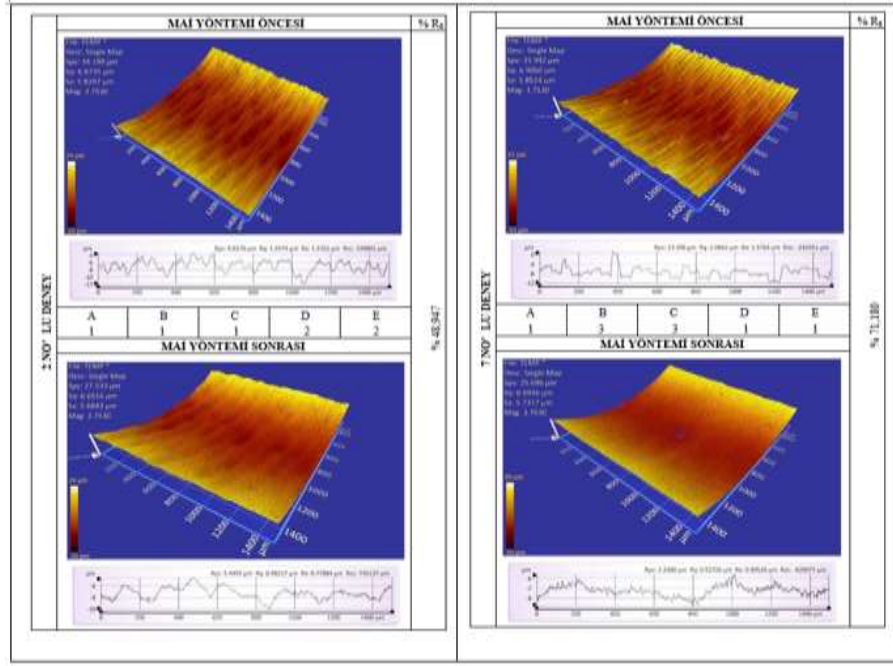
Burada;

Rai: MAİ işlem öncesi ortalama yüzey pürüzlülük değeri

Ras: MAİ işlemi sonrası ortalama yüzey pürüzlülük değerini ifade etmektedir.

Deney No	R _{ai} (μm)	R _{as} (μm)	% iyileşme	Deney No	R _{ai} (μm)	R _{as} (μm)	% iyileşme
1	2,281	1,177	48,388	15	1,680	1,200	28,595
2	1,500	0,766	48,948	16	2,526	1,605	36,444
3	1,524	0,720	52,747	17	2,859	1,605	43,876
4	3,227	2,894	10,323	18	1,626	0,808	50,300
5	2,018	1,289	36,118	19	2,802	2,065	26,296
6	3,620	2,060	43,109	20	3,163	0,817	74,172
7	1,460	0,421	71,180	21	2,343	2,139	8,709
8	1,987	0,573	71,140	22	2,511	1,989	20,791
9	2,302	1,364	40,751	23	1,841	0,881	52,147
10	1,169	0,824	29,483	24	3,966	3,124	21,223
11	1,725	1,116	35,298	25	3,840	1,441	62,466
12	2,435	1,042	57,220	26	2,648	1,656	37,473
13	2,286	1,242	45,686	27	2,222	1,734	21,955
14	1,979	1,521	23,120				

Tablo 3.2. Yüzey pürüzlülük değerleri



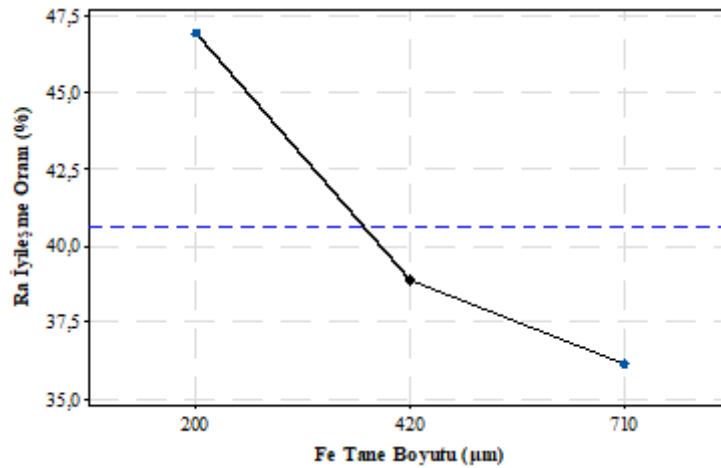
Şekil 3.6. MAİ işlemi öncesi ve sonrası yüzey profilleri

Yapılan ölçümler sonucunda MAİ işleminin yüzeylerde ortalama olarak %40,67'lik bir iyileşme meydana getirdiği, bazı deneylerde ise bu iyileşme oranının %74,172 seviyelerine kadar çıktığı görülmektedir. Yapılan ölçüm değerleri Tablo 3.2'de görülmektedir.

Şekil 3.6 da ise bazı deneylerin işlem öncesi ve sonrası yüzey profilleri ve 3 boyutlu yüzey görüntüleri görülmektedir. Şekilde her iki yüzey topografyasının arasında her bir faktörün seviyeleri görülmektedir. Son sütunda ise her bir deney için ortalama yüzey pürüzlülük değerindeki iyileşme oranı verilmiştir.

3.2.1. Fe Tozu Tane Boyutunun R_a Üzerindeki Etkisi

Fe tozu tane boyutunun ortalama yüzey pürüzlülüğündeki iyileşme üzerindeki etkisi Şekil 3.7'de görülmektedir.

Şekil 3.7. Fe tane boyutunun R_a iyileşme oranına etkisi

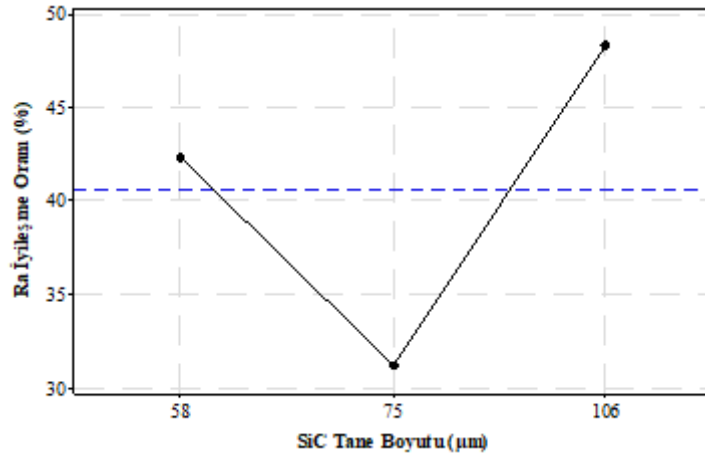
Şekilden de görüldüğü gibi Fe tozu tane boyutunun 1. seviyesinde (200 µm) tüm deneylerin aritmetik ortalaması olan ve şekilde mavi kesikli çizgiyle belirtilen %40,67'lik iyileşme değerinin üzerinde bir iyileşme gerçekleşmiştir. Fe tozu tane boyutunun 2. seviyesinde (420 µm) ve 3. seviyesinde (710 µm) ise yüzey pürüzlülüğündeki iyileşme miktarları azalarak ortalamanın altına inmişlerdir. Ortalama yüzey

pürüzlülük değerlerindeki bu azalış TKO değerlerinin tam tersine, artan manyetik kuvvetin aşındırıcı tanecikler üzerinde çok fazla baskıya sebep olmasına ve bunun sonucunda yüzeylerde derin çiziklerin oluşmasına bağlanabilir. Dolayısıyla Fe tozu tane boyutunun ortalama yüzey pürüzlülüğündeki iyileşme üzerindeki en uygun seviyesinin 1. seviye olduğu tespit edilmiştir.

3.2.2. SiC Tane Boyutunun R_a Üzerindeki Etkisi

SiC taneciklerin tane boyutlarının ortalama yüzey pürüzlülüğündeki iyileşme oranı üzerindeki etkisi şekil 3.8'de görülmektedir. Şekil incelendiğinde SiC tane boyutunun 1. seviyesinin (58 μm) kullanıldığı deneylerde ortalama yüzey pürüzlülük değerlerinde %42,36 oranında iyileşme meydana gelmiştir. SiC tane boyutunun 2. Seviyesinin (75 μm) kullanıldığı deneylerde ise beklenildiği gibi bir azalma olmuştur. Aşındırıcı boyutunun artması aşındırıcı üzerindeki keskin kenarların sayısını azaltacağı için yüzey pürüzlülük değerlerindeki iyileşme oranındaki azalış buna bağlanabilir. Ancak SiC tane boyutunun 3. seviyesinin kullanıldığı deneylerde ise ortalama yüzey pürüzlülük değerindeki iyileşmenin beklenenin aksine tekrar arttığı görülmektedir. Literatürde bu sonuçla ilgili makul bir değerlendirme bulunmamaktadır.

Dolayısıyla bu sonuç ile ilgili kesin bir yargıya varamamakla birlikte, nispeten daha büyük boyutlu SiC taneciklerinin MAİ işlemi sırasında parçalanarak daha küçük boyutlu tanecikler haline gelmiş ve bu sayede daha etkin bir parlatma işlemi yapmış olması ihtimali üzerinde durulabilir. Sonuç olarak SiC tane boyutunun R_a iyileşme oranı üzerindeki en etkin seviyesinin 3. seviye olduğu tespit edilmiştir.

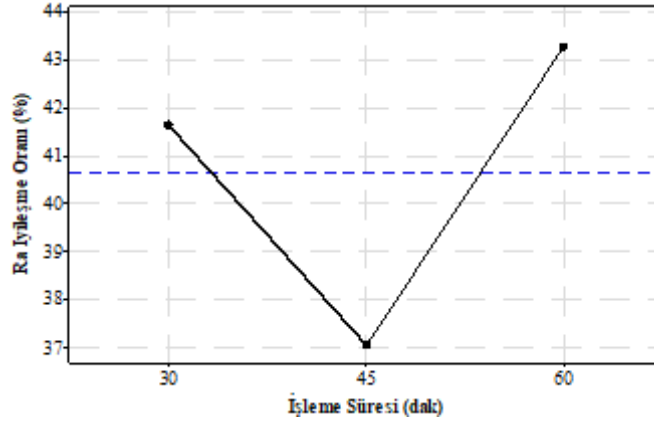


Şekil 3.8. SiC tane boyutunun R_a iyileşme oranına etkisi

3.2.3. İşleme Süresinin R_a Üzerindeki Etkisi

Ortalama yüzey pürüzlülük değeri iyileşme oranı işleme süresi ile doğru orantılıdır. Şekil 3.9 işleme süresinin R_a iyileşme oranı üzerindeki etkisini göstermektedir.

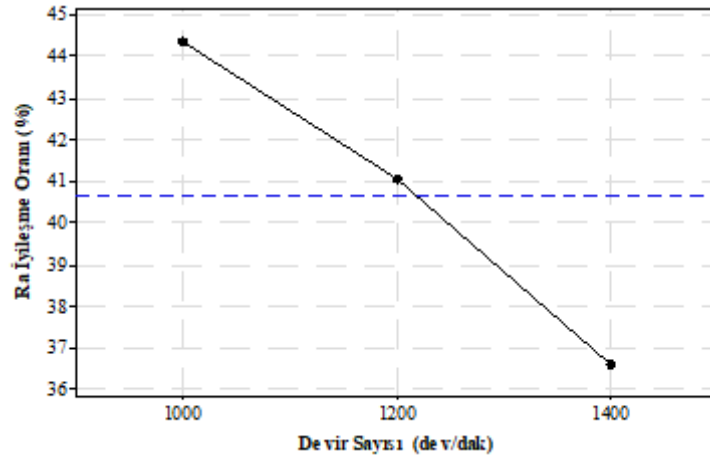
İşleme süresinin 1. seviyesi olan 30 dakika boyunca yapılan MAİ işleminde R_a değerindeki iyileşme deney ortalamalarının üzerinde iken işleme süresi 2. seviye olan 45 dakikaya çıkarıldığında R_a iyileşme oranı deneylerin ortalamalarının altına inmiştir. İşleme süresinin 60 dakikaya çıkarılmasıyla (3. seviye) R_a iyileşme oranı en yüksek değerine ulaşmıştır. Bu sonuçlar 1.seviyenin kullanıldığı deneyler için etkin bir parlatma işleminin yapıldığını ancak 2. seviyenin kullanıldığı deneylerde işlemin yüzeyde derin çiziklere sebep olduğunu ve 2. seviyenin (45 dakika) etkin bir parlatma işlemi için yeterli olmadığını göstermektedir. Deneylerin devam ettiği takdirde (3. Seviye) hem aşındırıcıların yüzeyden talaş kaldırmaya devam ettiği için hem de aşındırıcı taneciklerin parçalanarak yeni kesme kenarlarına sahip oldukları için daha önce oluşan derin çiziklerin kaybolarak yüzeyde daha çok iyileşmenin meydana geldiği yorumu yapılabilir. Sonuç olarak işleme süresinin seviyeleri artırıldığı takdirde etki grafiğinin zikzaklar çizerek devam edeceği tahmin edilebilir. Mevcut çalışmada ise işleme süresinin R_a değerindeki iyileşme üzerinde en etkin seviyesinin 3. seviye olduğu görülmektedir.



Şekil 3.9. İşleme süresinin Ra iyileşme oranına etkisi

3.2.4. Devir Sayısının R_a Üzerindeki Etkisi

İş parçası devir sayısının ortalama yüzey pürüzlük değerlerindeki iyileşme oranı üzerindeki etkisini gösteren grafik şekil 3.10'da verilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi devir sayısının artmasıyla R_a değerlerindeki iyileşme miktarları azalmaktadır. Devir sayısı birim zamanda alınan yolu ve taneciklere etkileyen merkezkaç kuvvetini değiştirdiği için TKO ve R_a değerini de doğrudan etkilemektedir.

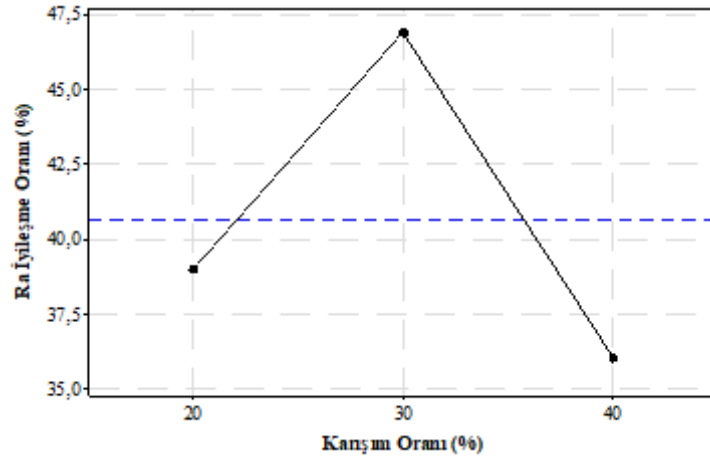


Şekil 3.10. Devir sayısının Ra iyileşme oranına etkisi

Devir sayısının ilk ve 2. seviyelerinde ortalamanın üzerinde bir iyileşme meydana gelmiştir. Devir sayısının 3. seviyesinde ise yapılan deneyler sonucu R_a değerinin deneylerin ortalamasının altına indiği görülmüştür. Sonuç olarak elde edilen değerler doğrultusunda R_a iyileşme oranı üzerinde devir sayısının en iyi seviyesinin 1. seviye olduğu görülmektedir.

3.2.5. Karışım Oranının R_a Üzerindeki Etkisi

Etkin bir parlatma işlemi için aşındırıcı karışım oranı büyük önem arz etmektedir. Yeterli miktarda aşındırıcı taneciğin bulunmaması bu taneciklerin Fe tozları arasında sıkışıp kalmasına ve yüzeye etki etmemesine sebep olabilmektedir. Yüksek oranlı karışımlarda ise manyetik kuvvet fazla miktardaki aşındırıcıyı işleme yüzeyi üzerinde tutacak büyüklüğe ulaşamadığı için etkin bir parlatma işleminin yapılamamasına sebep olabilmektedir. Deneylerde kullanılan aşındırıcı taneciklerin Fe tozu taneciklerine kütlece oranının R_a iyileşme oranı üzerindeki etkileri Şekil 3.11'de görülmektedir. Bu sonuçlar en iyi R_a iyileşme değerinin karışım oranının 2. seviyesinde elde edildiğini göstermektedir.



Şekil 3.11. Karışım oranının Ra iyileşme oranına etkisi

4 SONUÇLAR

Bu çalışmada sanayide geniş kullanım alanı olan AISI 304 L östenitik paslanmaz çelik boruların iç yüzeyleri geleneksel olmayan imalat yöntemlerinden olan MAİ yöntemi ile işlenmiş ve deneyler sonucunda talaş kaldırma oranı ve ortalama yüzey pürüzlülüğündeki iyileşme oranları ölçülerek en uygun parametreler belirlenmiştir. Sonuç olarak

- Fe tozu tane boyutunun 2. seviyesi (420 μm)
- SiC tane boyutunun 3. seviyesi (106 μm)
- İşlem süresinin 1. seviyesi (30 dak)
- Devir sayısının 2. seviyesi (1200 dev/dak)
- Karışım oranının 2. seviyesi (%30)

olduğu koşulların MAİ yöntemi için optimum koşullar olduğu tespit edilmiştir.

KAYNAKLAR

- [1] Hashimoto, F., Yamaguchi, H., Krajnik, P., Wegener, K., Chaudhari, R., Hoffmeister, H. W., & Kuster, F. 2016. Abrasive fine-finishing technology. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 65(2), 597-620.
- [2] Fox, M., Agrawal, K., Shinmura, T., and Komanduri, R., 1994. Magnetic Abrasive Machining of Rollers, Annals of the CIRP, 43(1),181–184
- [3] Yamaguchi, H. and Shinmura, T., 1999. Study of the Surface Modification Resulting from an Internal Magnetic Abrasive Finishing Process,Wear, 225–229,246–255.
- [4] Yamaguchi, H. and Shinmura, T., 2000. Study of an Internal Magnetic Abrasive Finishing using a Pole rotation System–Discussion of the Characteristic Abrasive Behavior, Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology, 24, 237–244.
- [5] Kang, J., 2012. Development of high-speed internal finishing and cleaning of flexible capillary tubes by magnetic abrasive finishing, PhD Thesis, University of Florida, Florida.
- [6] Mori, T., Hikota, K., Kawashima, Y., 2003. Clarification of Magnetic Abrasive Finishing Mechanism, Journal of Material Processing Technology, 143-144(20), 682-686.
- [7] Yamaguchi, H., Shinmura, T., Takenaga, M., 2003. Development of a New Precision Internal Machining Process Using an Alternating Magnetic Field, Precision Engineering, 27(1), 51-58.

- [8] Shinmura, T., 1990. Study on Magnetic Abrasive Finishing, CIRP Annals – Manufacturing Technology, 39(1), 325-328.
- [9] Kang, J., George, A., Yamaguchi, H., 2012. High-speed Internal Finishing of Capillary Tubes by Magnetic Abrasive Finishing, 5th CIRP Conference on High Performance Cutting, 414-418
- [10] Nteziyaremye, V., Wang, Y, Li, W., Shih, A., Yamaguchi, H., 2014. Surface finishing of Needles for high – performance biopsy, Procedia CIRP 14, 48 – 53.
- [11] Wang, A. C., Lee, S.J., 2009. Study the characteristics of magnetic finishing with gel abrasive, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 49, 1063-1069.
- [12] Sihag, N., Kala, P., Pandey, P. M., 2015. Chemo Assisted Amgentic Abrasive Finishing: Experimental Investigations, 12th Global Conference on sustainable Manufacturing, Procedia CIRP, 26, 539-543.
- [13] Mori, T., Hirota, K., Kawashima, Y., 2003. Clarification of magnetic abrasive finishing mechanism, Journal of Materials Processing Technology, 143-144, 682-686.
- [14] Chang, G.W., Yan, B.H., Hsu, R.T., 2002. Study on cylindirical magnetic abrasive finishing using unbonded magnetic abrasives, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 42, 575-583.

MOTOR YAĞ KARTERİ ÜRETİMİNDE ÇAPAK ALMA SÜRECİNİN İYİLEŞTİRİLMESİ AMACIYLA BİR OTOMASYON SİSTEMİNİN GELİŞTİRİLMESİ

Cenk AKSOY^a, Yaşar KİNAŞ^b, Cihat ENSARIOĞLU^c, M. Cemal ÇAKIR^d

^a Kırpart Otomotiv A.Ş. cenk.aksoy@kirtart.com.tr

^b Uludağ Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü yasar.kinas@gmail.com

^c Uludağ Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü, cihatensari@uludag.edu.tr

^d Uludağ Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü cemal@uludag.edu.tr

Özet

Günümüzde otomotiv sektöründe üretilen parça adetlerinin ve kalite beklentisinin yüksek olması, üretimde otomasyonu maliyet açısından gerekli hale getirmektedir. Dünyada çapak almaya yönelik; robot kol, CNC tezgah, gibi insansız sistemlere entegre edilmek üzere tasarlanmış sistemler geliştirilmektedir. Ancak, ülkemiz otomotiv sektöründe otomatik çapak almaya yönelik kayda değer bir girişim bulunmamaktadır.

Bu bağlamda, çalışmamızda, Kırpart Otomotiv A.Ş. bünyesinde, Uludağ Üniversitesi işbirliğinde, motor yağ karteri üretim sürecinde kullanılmak üzere, çapak alma sürecinin otomasyonu amaçlanmıştır. Mevcut (elle) çapak alma işlemi detaylı olarak analiz edilmiştir. Konsept tasarım oluşturulmuş, kesici takım firmalarıyla görüşülmüş, çapak alma için uygun frezeleme takımları seçilmiştir. İşlem süresi ve maliyet anlamında mevcut sistemle rekabet edebilecek bir sonuç elde edilmiştir. Otomasyon ile elde edilecek standart iş ve yüksek kalite kazanımları ile beraber düşünüldüğünde, tasarlanan sistemin uygulanabilir olduğu tespit edilmiştir.

Anahtar kelimeler: çapak alma, kesici takımlar, çapak alma otomasyonu

Abstract

Today, high number of parts produced and quality requirements make the automation of production necessary in terms of cost. Although many systems such as robot arms, CNC workbenches, etc., have been designed to be integrated into unmanned systems for deburring all over the world, there is no worthwhile attempt for automatic deburring in our country.

In this study, it was aimed to develop a deburring automation system for engine oil sump production. The study was held in Kırpart Otomotiv A.Ş. premises and in cooperation with Uludağ University. Existing (manual) deburring process has been analyzed in detail. The concept design was created, cutting tool companies were interviewed, and the appropriate milling tools for deburring were selected. A competitive result was achieved in terms of process time and cost. When evaluated together with the standard work and the high product quality gains, it could be concluded that the automated system designed is feasible.

Keywords: deburring, cutting tools, deburring automation

1. Giriş

Alüminyum alaşımlarının gelişimi genellikle havacılık gereksinimleriyle sınırlandırılır, ancak yine de alüminyum diğer sektörlerde birçok uygulama için uygun bir aday olarak kabul edilmektedir. Çoğu alüminyum alaşımı, işleme prosesleri sırasında çapak oluşumu yaşayabilir ve çapak alma prosesi konusunda sektörden büyük bir talep vardır. Çapağın şekli ve boyutu, sadece alaşım bileşimine ve koşullarına, mekanik özelliklerine değil; aynı zamanda işleme tipi, kullanılan takımlar, işleme parametreleri, işleme koşulları ve stratejilere de bağlı olacaktır. Çapak alma yönteminin ve bitmiş ürünlerin gereklilikleri, çapak boyutu ve çapak kalınlığı esas alınarak, çapak alma yönteminin doğru seçilmesi gerekir. Birçok durumda, daha iyi sonuçlar elde etmek için birkaç çapak alma işleminin kombinasyonu gerekir [1].

Üretimde verimlilik, ürün kalitesi-fonksiyonelliği için önemli bir parametre olan “çapak giderimi”, katma değeri olmayan bir işlemdir ve bitmiş parçaların maliyetinin %30'unu temsil edebilir. Bu sebeple en aza indirgenmesi veya önlenmesi gerekir. Bu anlamda, sınırlı çapak oluşumuna neden olan herhangi bir malzemenin avantajlı olduğu da söylenebilir. Son yıllarda yapılan çalışmalar ve literatür, çapak oluşumu ve çapak temizleme operasyonları ile ilgili önde gelen sorunları ortaya koymuştur: montajda çalışanlar için küçük parmak yaralanmaları ve parçaya verilen hasarlar sebebiyle işlenmiş parçanın ömrünün kısalması [2].

Çapak alma işlemlerini aşağıdaki kategoriler altında sınıflandırmıştır: 1. Mekanik çapak alma işlemleri, 2. Termal çapak alma süreçleri, 3. Kimyasal çapak alma işlemleri ve 4. Elektrikle çapak alma işlemleri [3].

Alüminyum yüksek basınç - alüminyum enjeksiyon döküm yöntemi, ergitilmiş alüminyum hammaddenin çok yüksek basınç altında ısıl direnci ve mekanik dayanımı yüksek özel sıcak iş takım çeliğinden yapılmış bir kalıba doldurulması esasına dayanır. Uygulanan yüksek basınç sayesinde, fazla miktarda alüminyumun kalıba hızlı bir şekilde doldurulması sağlanır. Katılaşma tamamlanıncaya kadar yüksek basınç uygulanmaya devam edilir ve ardından kalıp açılarak itici çubuklar yardımıyla parça kalıptan çıkarılır ve işlem tamamlanır.

Otomatik üretim, modern sanayinin temeli ve teknik ilerlemenin genel eğilimi olmaktadır. Bu da yeni fabrikasyon süreçleri, otomasyon olanaklarının daha geniş uygulanışı, otomatik işlem görücülerin ve sanayi robotlarının, çeşitli tipte yükleme gereçlerinin, transfer tezgahları ve otomatik kontrol sistemlerinin kullanımı anlamına gelmektedir [4]. Alüminyum motor ve güç aktarma organı parçalarının otomotiv sektöründe kullanımının ve adetlerinin giderek yaygınlaşması, üretim sürecinde otomasyonu gerekli kılmaktadır. Gelişen teknolojiye ayak uydurma ve firmaların rekabetçi piyasada varlığını sürdürebilmesi için çapak alma işleminde insan faktörünü ortadan kaldırmaya yönelik çalışmaların önemi aşikârdır.

Elle çapak alma işleminin ise belirli avantajları mevcuttur. İşlem hızının yanında, operatörün parçayı göz ile kontrol etmesi sonucu, olası kalite problemlerinin yakalanabilmesi ve çapak seviyesindeki değişkenliğe göre fazla ya da az çapak alınabilmesi bu avantajlar arasındadır. Ancak, elle çapak alma işleminin sürekli tekrarlanan, çalışana herhangi bir değer katmayan ve çalışanın düşünmesini gerektirmeyen standart bir iş olması gibi nedenler bu işin otomatikleştirilmesini gerekli kılmaktadır. Sürekli tekrarlanan bu işte dikkat dağınıklığından kaynaklı olarak üretimde kalitenin istikrarsızlığı söz konusudur. Burada kullanılan iş gücünün fabrikanın başka bölümlerine taşınması hem çalışan hem de işletme açısından daha uygun olduğu görülmektedir. İnsan faktörünü ortadan kaldırmanın; maliyet azalması, ürün kalitesi artışı, çalışma ortamının düzeninin artması gibi faydalarının olacağı tespit edilmiştir.

Döküm parçaların çapak alma işlemlerinde, kalite ve maliyet gerekliliklerini karşılamak için, dünyada genellikle 6 eksenli robotlar kullanılmaktadır [5]. Robotik çözümlerde yaşanabilen konumlama problemi, çapak alma aslında bir kesme sistemi olduğu için, üzerinde durulması gereken bir konudur [6]. Karmaşık robotik görevler için yapılan kontrol sistemi tasarımlarında gerçekleşen gelişmelere karşın, yüksek maliyetli bu sistemlerin, değişiklikler karşısında tekrar-ayarlanabilirlik seviyesi hâlâ düşüktür [7].

Bu çalışmada, Al malzemeden motor yağ karteri üretim sürecinde kullanılmak üzere, çapak alma sürecinin otomasyonu için, robot kol içermeyen bir sistem tasarımı yapılmıştır. Mevcut (elle) çapak alma işlemi detaylı olarak analiz edildikten sonra talaşlı imalat adımlarını da içeren konsept bir tasarım oluşturulmuştur. Yapılan bu çalışma ile otomatik çapak alma proseslerinin dünyadaki ve Türkiye'deki örneklerine farklı bir bakış açısı getirmek hedeflenmiştir.

2. Materyal ve Yöntem

Öncelikli olarak ilgili parçanın tüm üretim hattı hammaddeden nihai ürüne kadar gözlemlenmiş ve edinilen bilgiler ışığında dokümanlar hazırlanmıştır. Tasarımın oluşturulması sırasında elde edilen bilgilerden tasarım girdisi olarak yararlanılmıştır.

Mevcut elle çapak alma işlemi incelenmiş, tasarlanacak sistemin gerekli parametreleri belirlenmiştir. Tasarlanacak sistemin çalışabilir olması için düşünülen alt bileşenlerin konsept tasarımları sürekli olarak iyileştirilmiş ve yenilenmiştir. Çapak alma otomasyon hattını oluşturan sistemler, ana taşıyıcı yapılar, birleştirme elemanları, parça sabitleme çözümleri, parça transfer ve hareket iletim mekanizmalarının tasarımları gerçekleştirilmiş olup sanal ortamda montajları yapılmıştır.

Elle çapak alma işlemi için detaylı iş-zaman etüdü yapılmış, ortalama çevrim zamanları hesaplanmıştır. Bunun sonucunda kurulması öngörülen otomasyon için gerekli çalışma hızı tespiti yapılmıştır. Süre analizi yapılırken OEE metoduna göre sistemin verimli çalışma süresi göz önünde bulundurulmuştur.

Konsept tasarım oluşturulmuş, kesici takım firmalarıyla görüşülmüş, uygun çapak alma takımları ve motorları kataloglardan seçilmiştir. SolidWorks yazılımı yardımıyla konsept tasarımın CAD modeli oluşturulmuş ve otomasyonda kullanılacak standart ekipmanların 3D dataları sisteme entegre edilmiş ve tasarım süreci tamamlanmıştır.

Çevrim sürelerinin arşivlenmesi amacıyla tablolar oluşturulmuştur. Burada sürelerin tutulduğu tarih ve saat, hangi operatörün hangi işlemi yaptığı, operasyon kodları, ortalama süreler ve sürenin tutulduğu dönemde operasyonda yapılan değişiklikler gibi bilgiler girilmiştir.

Mevcut sistemin işletme maliyeti analiz edilmiş ancak kurumsal gizlilik dolayısıyla detayları bu çalışmada paylaşılmamıştır. Tasarlanan sistem için de maliyet analizi yapılmış ve mevcut sistemle yapılan karşılaştırma sonucu sistemin uygulanabilirliği tartışılmıştır.

3. Bulgular

Sektörün büyük bir kısmında işlemin insan gücüyle yapıldığı, kalan kısmında üretim hızı nispeten düşük, parça birim fiyatı yüksek uygulamaların olduğu görülmüştür. Kaliteli ürün ortaya çıkarma konusunda en iyi yöntemin CNC işleme merkezlerinde çapak alma olduğu görülmüştür. CNC işleme merkezlerinde gerçekleştirilen yüksek kalitede çapak alma operasyonu sayesinde işlem sonrasında ek bir kumlama operasyonuna gerek yoktur. Ancak, üzerinde çalıştığımız iş parçasına çapak almanın peşinden kumlama işlemi uygulanmaktadır, bundan dolayı bu kalitede bir çapak alma işlemine de ihtiyaç olmayacaktır.

CNC ünitelerin ilk yatırım maliyetinin yüksek olmasının yanı sıra çapak alma işlemini hedeflediğimiz 15 sn/parça hızına erişemeyeceği görülmüştür. Hedeflenen üretim adetlerini yakalayabilmek için en az 5 adet tezgaha ihtiyaç duyulması, tezgahlara parça bağlayıp sökme işlemlerini gerçekleştirecek operatörlere gereksinim, makinelerin işletme maliyetleri, bakım masrafları ve fabrikada kapladığı alan düşünüldüğünde CNC ünitelerin istenilen işlem için uygun olmadığı değerlendirilmiştir.

Elle çapak almaya alternatif uygulamalardan en yaygın tercih edilen sistemlerin robot kollu otomasyon sistemleri olduğu tespit edilmiştir. Robotik çapak alma, iş yükünü azaltmak ve yeterli bir iş parçası kalite seviyesini garanti etmek için kullanılır. Robotik çapak almada temel iki uygulama söz konusudur. Bunlardan birincisinde iş parçası sabittir. Kesici takım robot kola sabitlenmiştir. Robot kola sabitlenmiş takımın hareketi ile çapak alma operasyonu gerçekleştirilmektedir.

Ancak, sektördeki mevcut çapak alma sistemlerinin elle çapak alma hızında parça işleyebilmesi için ünitelerin çoklu olması gerekmektedir. Gerekli proses hızımızı sağlayabilecek robotlu bir otomasyon hattının konsept tasarımı gerçekleştirilmiştir. Minimum sayıda robot kol kullanılmasına dikkat edilmiştir.

Gerekli robot kol fiyatlarının yaklaşık 70.000 Avro fiyatlardan başlıyor olması maliyet kriterlerini ciddi anlamda zorlayan niteliktedir. En az 3 adet robot kolun sistemde bulunması gerektiği tespit edilmiştir. Sonuçta, gerekli üretim hızına uygun robot kollu otomasyon sistemlerinin ilk yatırım ve işletme maliyetleri göz önünde bulundurulduğunda ekonomik açıdan uygun olmadığı ve amortisman sürelerinin çok uzun olduğu tespit edilmiştir. Ancak, tasarımını yapmış olduğumuz robotsuz düşük maliyetli tasarımın en iyi alternatifi robotik çapak almadır. Uzun amortisman süresi göze alınırsa en iyi ve etkili çözümdür diyebiliriz.

Robot kola kıyasla daha düşük ilk yatırım maliyeti olan, hedef çevrim süresini karşılayan spesifik bir otomasyon hattı ile otomatik bir çapak alma sisteminin tasarlanmasına karar verilmiştir. Bunun için öncelikle mevcut sistem analiz edilmiş, ardından alternatif otomatik sistemin tasarımı gerçekleştirilmiştir.

3.1. Mevcut sistem

Şekil 1’de incelenen parçaya ait prosesin akış şeması gösterilmiştir. Çapak almada çekiç, 3 farklı ege ve 2 farklı pim kullanılmaktadır. Çapak alma işlemi (Şekil 2) genel olarak aynı el aletleri ile yapılmaktadır. Fakat kalıp numarasına göre farklı çapaklar olduğu için işlem adımları, işlem süreleri ve operasyon aşamaları farklılık göstermektedir. Örnek vermek gerekirse bir kalıptan çıkan parçanın çevrim süresi 10 sn iken, bir başka kalıptan çıkan parçada daha çok çapak bulunmasından dolayı çevrim süresi 14 sn dolaylarındadır.

Bu çalışmada incelenen parça için, çapak düzeyine göre değişmesine karşın, ortalama 14,14 sn çevrim süresinin olduğu tespit edilmiştir.



Şekil 1: İncelenen parça için akış şeması



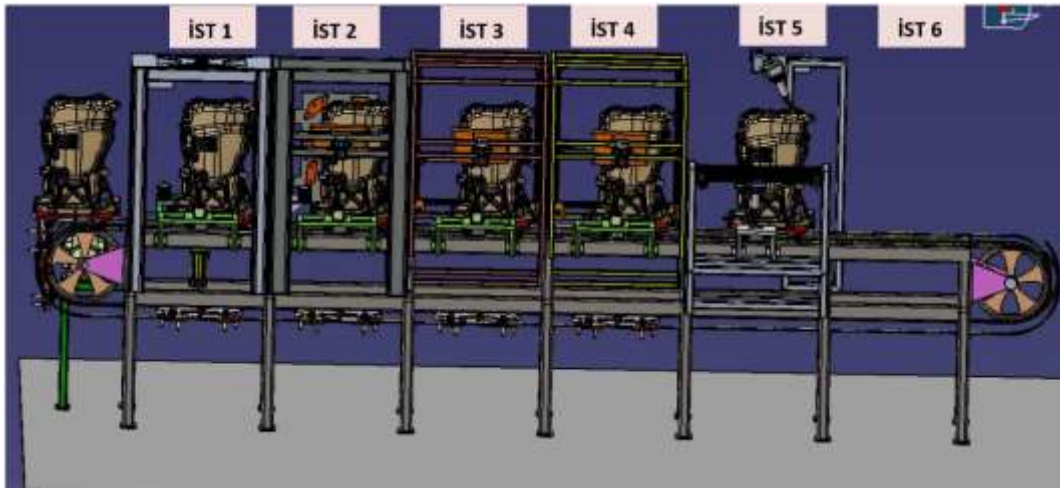
Şekil 2: Elle çapak alma için genel görünüm

Mevcut proste en büyük maliyet kalemini işçilik giderleri oluşturmaktadır. Dört kişiden oluşan elle çapak alma hattında, tek vardiya düzeninde çalışmakta ve üretim adetlerine bağlı artışlarda ve beklenmeyen düzensizliklerde ek mesai yapılabilmektedir. Otomasyon tasarımı ile tek vardiya düzeninde çalışılan senaryoda, bir adet operatör ile çift makine besleme – boşaltma işlemi yapılması beklenmektedir. 1 makina için yükleme – boşaltma süresinin yaklaşık olarak 15 sn civarında olması öngörülmüştür.

3.2. Tasarlanan sistem

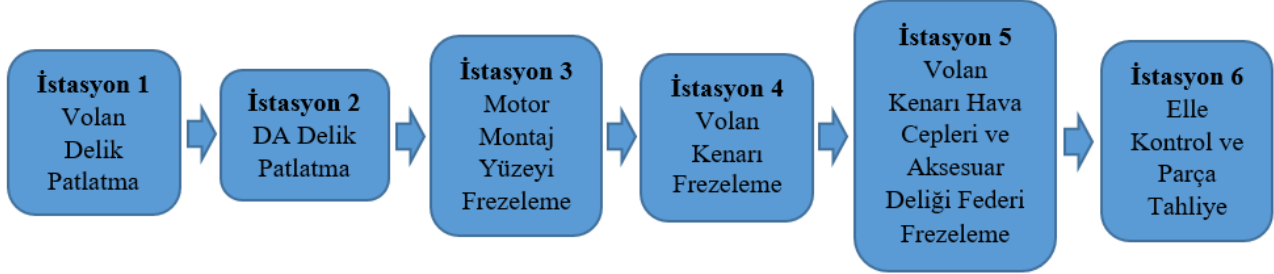
Tasarlanan sistem, gerek kapladığı alan gerekse konstrüksiyon optimizasyonu açısından sağladığı avantajlardan dolayı lineer istasyonlu bir şekilde tasarlanmıştır. İş parçası her bir istasyona sırayla gelmekte ve çapak alma işlemleri gerçekleştirilmektedir. Her bir istasyonun genişliği 525 mm'dir. Toplam boyutlar ise: 4 m uzunluk, 1 m genişlik ve 1,4 m yükseklik şeklindedir.

Gövde ve ana taşıyıcı yapılar genel olarak standart çelik profillerden tasarlanmıştır. Kolay bulunabilirlik ve maliyet açısından avantaj göz önünde bulundurulmuştur. Sistem, 14 taşıma arabasının sürekli olarak döndüğü ve aynı anda 6 farklı işlemin yapıldığı bir otomasyon olarak tasarlanmıştır (Şekil 3).



Şekil 3: Tasarlanan sistemin genel görünümü

Sistemin çevrim süresi 16 saniye olarak hedeflenmiştir. Fiziki şartlardan dolayı otomasyonun bu süreyi yakalayamaması durumunda ya da üretim hacminin artması durumunda bu otomasyon hattından iki ya da daha fazla yan yana yerleştirilerek üretim hızını arttırmak mümkündür. Ucuz bir sistem olduğu, belirlenen hedef bütçeyi çok rahat karşılayabilecek maliyette bir sistem olduğu için çoklu hatların kurulmasına imkân tanımaktadır. İstasyonların görevleri Şekil 4’te verilmiştir.

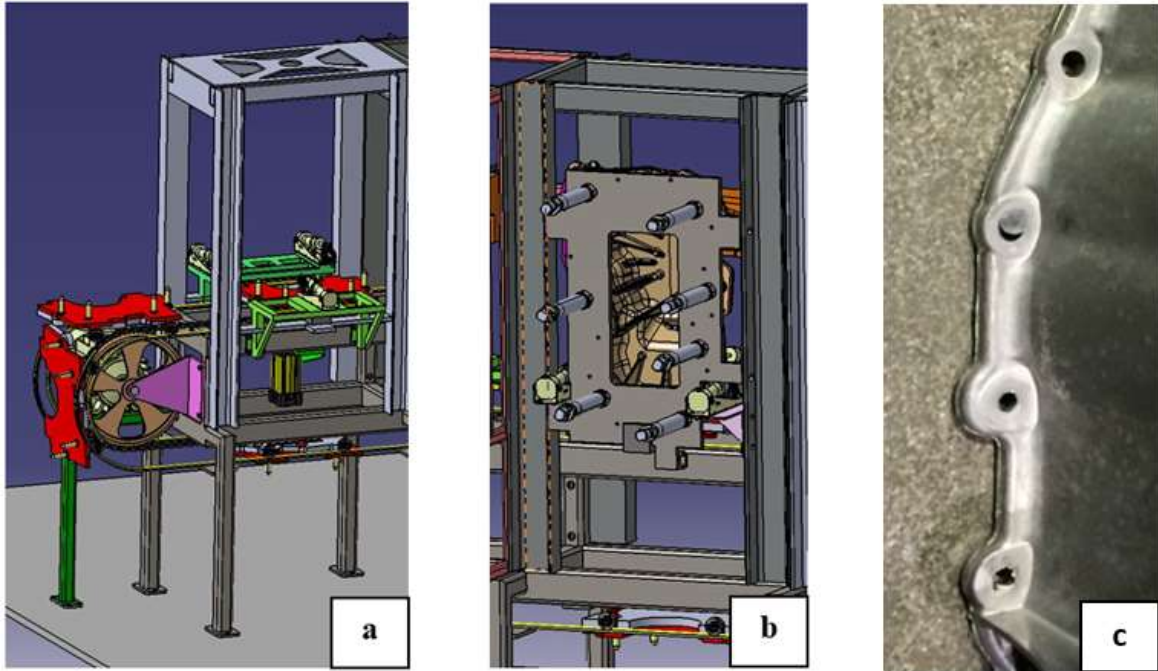


Şekil 4: Tasarım şeması

Birinci istasyona (Şekil 5a) gelen taşıma arabası, sabitleme konikleri ile hizalanır ve sabitlenir. İş parçasına düşey doğrultuda yukarı doğru gelecek kuvvete karşı bir kuvvet oluşturması amacı ile üç adet klemp kapanır ve kilitlenir. 50 mm çapındaki 50 mm çalışma mesafesine sahip piston, volan alt plakasına kuvvet uygular. Bu alt plaka patlatma pimlerini iterek çapakların temizlenmesini sağlar.

İkinci istasyonda (Şekil 5b) parça üzerinde bulunan DA grubu deliklerdeki çapakların giderilmesi söz konusudur. Bunun için, birinci istasyondakine benzer şekilde patlatma pimleri konik uçlu ve yuva içerisinde oynar şekilde tasarlanmıştır. Birinci sistemden farklı olarak, bu istasyonda çapak alma işlemi darbeli şekilde yapılmaktadır. Pnömatik piston, 25 mm gibi dar bir çapa ve 100 mm çalışma mesafesine sahiptir. Pistona giren havanın debisi yüksektir ve ivmelendirilen kütlenin etkisiyle çapak kırılmaktadır.

Bu istasyonda parçaya yanal darbeli kuvvet geldiği için parçanın arka tarafından parçayı tutacak bir dayanma yüzeyine ihtiyaç duyulabileceği düşünülmüştür. Pnömatik bir piston yardımı ile doğrusal hareket ettirilen bu parçanın yüzeyi iş parçasının yüzeyinin negatifi formundadır.



Şekil 5: (a) Birinci istasyon, (b) İkinci istasyon, (c) İstasyonlarda patlatılacak delik çapaklarına bir örnek

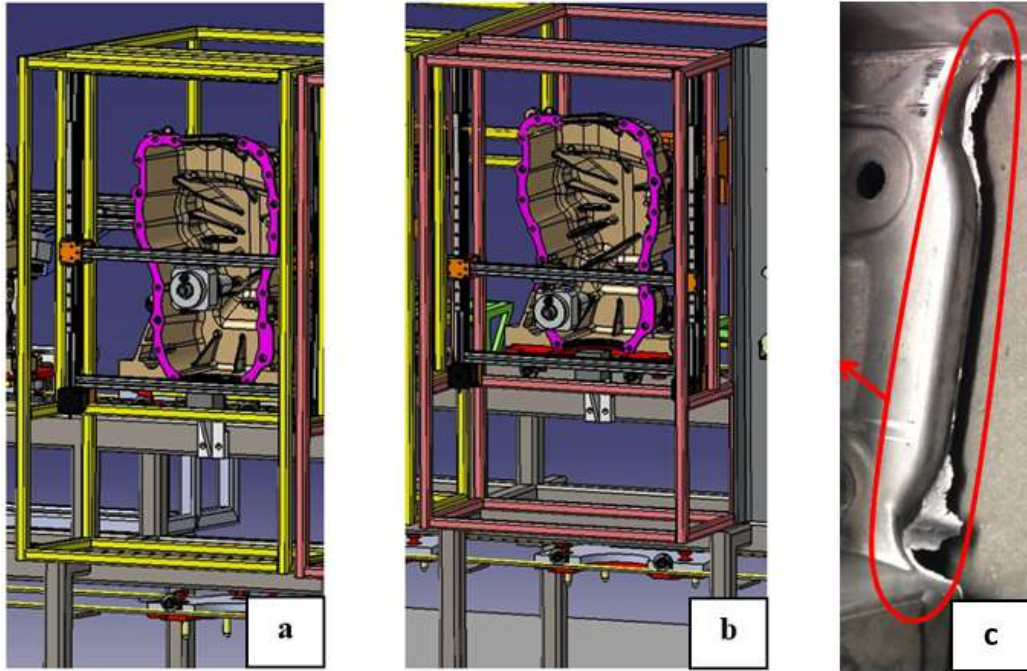
Üçüncü istasyon (Şekil 6a), yağ karterinin motor montaj yüzeyinin sol tarafındaki etek çapağını ve sağ tarafında bulunan iki adet boşluk çapağını almak üzere tasarlanmıştır. Sistem temelde lineer kızaklar üzerinde hareketli 3 eksenli CNC tezgah şeklindedir.

Burada hareket Mach3 kart ile kontrol edilen step motorlarla sağlanmaktadır. Hareket, vidalı miller yardımıyla sağlanmaktadır.

Sistem hareket mesafesi 350 mm x 400 mm x 100 mm şeklindedir. Üçüncü eksen, sadece takımın sağ tarafta bulunan boşluklara girip çıkmasını sağlama amaçlıdır. İki konumlu şekilde çalışmaktadır. Yani sistem 2 eksen CNC gibi çalışmaktadır. Üç boyutlu bir eğrisel hatta çapak alma işlemi söz konusu değildir. Üçüncü eksen için başka bir hareket mekanizması koymanın maliyet açısından daha uygun olacağı düşünülmüş, fakat diğer iki eksenle çalışma senkronizasyonu noktasında problemler olabileceği düşünülerek vazgeçilmiştir. Tek bir işlemci ile üç eksen hareketinin sağlanması uygun görülmüştür.

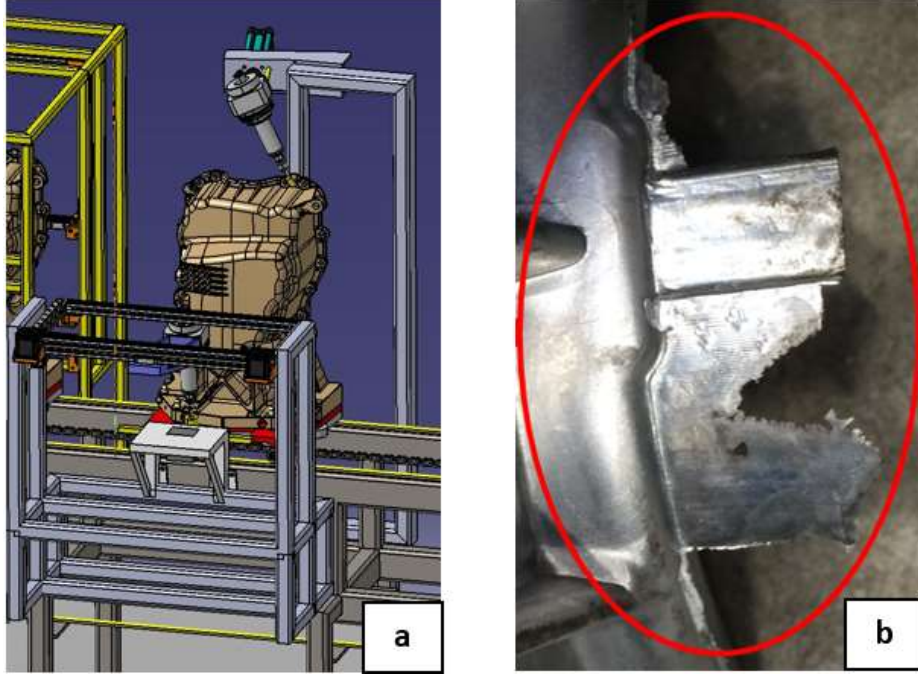
Sistemde kullanılan kompanzasyon elemanı, havalı freze motoru ve freze takımı, kataloglarından seçilmiştir. Bu istasyonda diğer istasyonlarda parçayı sabitlemek için kullanılan klempler, yerleştirme sorunundan dolayı tercih edilmemiştir. Parçayı sabitlemek için tek uygun yer olan arka taraftan parça tutulmuştur.

Dördüncü istasyon (Şekil 6b), yağ karterinin motor montaj yüzeyinin sağ tarafındaki etek çapağını almak üzere tasarlanmıştır. Temel olarak üçüncü istasyondan tek farkı Z-ekseninde hareketi sağlayan eksenin bulunmamasıdır. Yani bu sistem iki eksenle çalışmaktadır.



Şekil 6: (a) Üçüncü istasyon, (b) Dördüncü istasyon, (c) İstasyonlarda alınacak kenar çapaklarına bir örnek

Beşinci istasyon (Şekil 7), iki alt ana gruptan oluşmaktadır. Birinci grup; volan kenarındaki hava ceplerinin bağlantılarından arda kalan kalın ve rijit çapakları alan iki eksenli freze sistemidir. Çapak alma motorunun eksenlere dik olarak yerleştirilmesi parçaya yanaşma sorunu oluşturmaktadır. Bu sebeple, motor eksenlere açılı olarak yerleştirilmiş, parçaya çarpma sorununun önüne geçilmiştir. İkinci grup sistem ise, iş parçasının aksesuar deliğinin federı boyunca olan çapağı almaktadır. Bu çapak, doğrusal bir hat boyunca olduğundan, çapak alma frezesini doğrusal olarak hareket ettirmek yeterli olmaktadır. Bu doğrusal hareket, en ucuz ve basit çözüm olan pnömatik piston ile sağlanmaktadır. Pnömatik pistonlar aksenal yük taşıyamadığı için sistemde, her pistonun iki yanında bu yükleri taşıyacak kılavuz pimleri kullanılmaktadır.



Şekil 7: (a) Beşinci istasyon, (b) İstasyonda alınacak kenar çapaklarına bir örnek

Altıncı istasyon, otomatik çapak alma işlemi tamamlanmış iş parçasının işçi tarafından sistemden alınması için tasarlanmıştır. Buradaki işçinin bir görevi de iş parçasında sistem tarafından otomatik çapak alma işlemi yapılmayan kısımların çapağının alınmasıdır. İş parçasında kalıp birleşme yüzeyinden kaynaklı karmaşık geometrilerde çapak hattı bulunmaktadır.

Bu çapağı alacak bir otomasyon sisteminde en az 5 eksen bulunması gerekmektedir. Yanaşmanın zor olduğu, kontrol ve hassasiyet gerektiren bu işlem, basit ve ucuz çözümlerle gerçekleştirilememektedir. Bu çapak için robotik bir sistemin uygun olduğu görülmektedir. Bu da maliyet açısından sisteme büyük yük getireceği için tercih edilmemiştir. Bunun yerine, işlemi bir çalışanın yapması düşünülmüştür. Ayrıca çalışan, öngörülme çapak oluşması durumunu kontrol edecek ve oluşan bu çapakları alacaktır. Sonrasında çapağı giderilmiş iş parçaları, kumlama makinesinin askılarına, çalışan kişi tarafından dizilecektir.

İlerleyen süreçte çalışanın yükünü azaltmak için veya çalışanı tamamen devre dışı bırakmak üzere görüntü işleme teknolojisi ve robot kol sisteme entegre edilerek sistem tam otomatik hale getirilebilir. Kalite kontrol, elle çapak alma ve parça transferi işleri robot kol ile gerçekleştirilebilir. Bu sayede, dökümden gelen iş parçası tüm çapak alma işlemleri ve kumlama işlemleri boyunca insan etkisinden uzak olabilir.

Tasarım için öngörülen çevrim süresi en uzun istasyon işlem süresi olan 30 saniyedir (Tablo 1).

Elle çapak almada gözlenen ortalama çevrim süresi, Bölüm 3.1’de verildiği gibi, 14,14 saniyedir. Tüm denetim yöntemiyle hesaplanan süre ise 16,32 saniyedir (24480 saniye günlük net çalışma süresi, 1500 parça günlük üretim hedefi; $24480/1500=16,32$ sn hedef çevrim süresi). Bu süreler bakıldığında, tasarımın süresi yetersiz kalmaktadır. Bu sebeple otomasyon hattından iki adet yan yana koyulması olası çözüm seçeneklerinden bir tanesi olarak düşünülmektedir. Tek bir otomasyon hattının 2 vardiya çalıştırılması da bir çözüm olabilir. Fakat bu iki katı sayıda operatör gerektireceği için işletme maliyeti yükü getirmektedir.

		İŞLEM	SÜRE (sn)	
İST 1	OP10-1	Sabitleme koniklerinin kapanması	2	24
	OP10-2	Klempin kapanması	2	
	OP10-3	Pistonun patlatmayı gerçekleştirmesi	6	
	OP10-4	Pistonun geri çıkması	5	
	OP10-5	Klempin açılması	2	
	OP10-6	Sabitleme koniklerinin açılması	2	
Taşıma			5	
İST 2	OP20-1	Sabitleme koniklerinin kapanması	2	27,5
	OP20-2	Klempin kapanması	2	
	OP20-3	Üst dayamanın kapanması	2	
	OP20-4	Pistonların darbeli vurması ve geri çıkması	1,5x7	
	OP20-5	Üst dayamanın açılması	2	
	OP20-6	Klempin açılması	2	
	OP20-7	Sabitleme koniklerinin açılması	2	
Taşıma			5	
İST 3	OP30-1	Sabitleme koniklerinin kapanması	2	30
	OP30-2	Klempin kapanması	2	
	OP30-3	Üst dayamanın kapanması	2	
	OP30-4	z+ yönü hareket	1	
	OP30-5	Büyük oyuğun işlenmesi	3	
	OP30-6	z- yönü hareket	1	
	OP30-7	Küçük oyuğa takımı hizalama	1	
	OP30-8	z+ yönü hareket	1	
	OP30-9	Küçük deliğin işlenmesi	2	
	OP30-10	z- yönü hareket	1	
	OP30-11	Sol kenar çapak başlangıcına hizalama	2	
	OP30-12	Sol kenar çapağının işlenmesi	5	
	OP30-13	Home pozisyonuna geri dönme	2	
Taşıma			5	
İST 4	OP40-1	Sabitleme koniklerinin kapanması	2	26
	OP40-2	Klempin kapanması	2	
	OP40-3	Üst dayamanın kapanması	2	
	OP40-4	z+ yönü hareket	1	
	OP40-5	Sağ kenar çapağının 1. paso işlenmesi	6	
	OP40-6	Sağ kenar çapağının 2. paso işlenmesi	6	
	OP40-7	Home pozisyonuna geri dönme	2	
Taşıma			5	
İST 5	OP50-1	Sabitleme koniklerinin kapanması	2	28
	OP50-2	Klempin kapanması	2	
	OP50-3	Volan kenar çapaklarının işlenmesi	10	
	OP50-4	Aksesuar deliği feder kenar çapağının işlenmesi	5	
	OP50-5	Klempin açılması	2	
	OP50-6	Sabitleme koniklerinin açılması	2	
Taşıma			5	

Tablo 1: Tasarım için öngörülen işlem süreleri

Yıllık kesici takım maliyetinin toplam bütçe göz önüne alındığında kayda değer bir etkisi olmadığı için değerlendirme dışı tutulmuştur. Diğer ekipman maliyetleri ise Tablo 2’de verilmiştir.

Ekipman	Adet	Toplam Maliyet (Avro)
Çapak alma iş milleri	3	36.000
Hareket grubu (lineer kızak + vidalı mil)	2	10.000
Piston grubu	1	2.000
Parça sabitleme klempleri	1	4.500
Otomasyon işlemleri ve donanımı	1	10.000
Ana konstrüksiyon, zincir ve parça transfer arabaları	1	7.000
TOPLAM		69.500

Tablo 2: Tasarım için öngörülen ekipman maliyeti

Kapasite kaybı olmadan üretim yapılabilmesi için, tasarlanan hattan iki adet aynı anda çalıştırılmalıdır. Bu iki hattın maliyeti yaklaşık olarak mevcut prosesin iki senelik işletme maliyetine karşılık gelmektedir. Mevcut duruma ait detaylı maliyet bilgisi, kurumsal gizlilik sebebiyle paylaşılmamıştır.

4. Sonuçlar

Çalışmamızda piyasada birden fazla markada ortak olarak kullanılan bir motora ait yağ karterinin imalat sürecindeki çapak alma işlemini gerçekleştiren bir otomasyon sisteminin tasarımı yapılmıştır. Bu süreçte projenin gereklerinin tespiti için tüm üretim prosesi incelenmiş, tasarım girdileri tespit edilmiş ve proses gerekleri tespit edilmiştir. Otomotiv sektöründe çok yaygın şekilde yapılan alüminyum çapak alma işleminin insan gücüyle yapılmasına göre; iş güvenliği ve işçi sağlığı yönünden, standart iş ve parça kalitesi açısından geliştirilebileceği tespiti yapılmış ve bu işlemi gerçekleştirecek teknolojik bir çözüm ortaya koyulmuştur.

Otomatik çapak alma yöntemleri; ilk yatırım maliyetlerinin yüksek olması nedeniyle uzun amortisman sürelerine sahip olmaları, operasyon sürelerinin yüksek adetli üretim kapasitesini karşılamak için uzun olması gibi nedenlerden dolayı genellikle özel proseslerde ve havacılık gibi sektörlerde tercih edilmektedir. Yapılan bu çalışmada, alüminyum iş parçası üretim sürecinde yenilikçi bir otomasyon çözümü sunulmaktadır.

Önerdiğimiz tasarım çalışmasında darboğaz istasyon 30 saniye operasyon süresi ile 3. istasyon olarak belirlenmiştir. Çapak alınması gereken mesafenin uzunluğu nedeniyle (yaklaşık 900 mm) ve konstrüksiyonun aynı anda iki adet çapak alma iş mili yerleşimine izin vermemesi nedeniyle paralel işlemler olarak tasarlanamamıştır. Tasarım çalışmasındaki 30 saniyelik en uzun işlem süresini göz önüne alarak kapasite açısından durumu değerlendirdiğimizde yaklaşık olarak yarı yarıya bir düşüş gözlenmektedir. Bu dezavantajın giderilmesi için iki adet çapak alma otomasyonu eş zamanlı olarak çalıştırılması önerilmiştir.

Kapasite kaybı olmadan üretim yapılabilmesi için ihtiyaç duyulan iki hattın maliyeti yaklaşık olarak mevcut prosesin iki senelik işletme maliyetine karşılık gelmektedir. Bu karşılaştırma, sistemin uygulanabilir olduğunu göstermektedir. Ancak, mevcut duruma kıyasla, enerji tüketim maliyeti ve ek alan gereksinimi olacağı unutulmamalıdır.

Çapak alma prosesine bağlı düşük kalite maliyetindeki iyileşme ve her seferinde standart iş yapma, çözüm önermesinin avantajlı yönlerini yansıtmaktadır. İş parçası çapak seviyesindeki imalat prosesine bağlı değişkenlik, kalıp bazlı çapak seviyelerinde değişkenlik, işe özel otomasyon çözümünün dezavantajlı yönleridir. Bu dezavantajları ayar girerek elimine etmek bir seviyeye kadar mümkün olabilecektir. Çalışma uygulandığında, ülkemiz otomotiv sektörü için otomasyon yardımıyla alüminyum iş parçasından çapak alma konusunda ilklerden biri olacaktır.

5. Kaynakça

- [1] 2007, “Aluminum caster in NY finds flexibility in deburring solution” https://www.ati-ia.com/Library/documents/ATI_Deburring_Article_Tpi_Arcade.pdf, 18.05.2017.
- [2] Gencer, A. 2006. “Verimlilik analizinde iş etüdünün kullanılması ve bir uygulama”, Yüksek Lisans, Dumlupınar Üniversitesi.
- [3] Niknam, S.A., Zedan, Y., Songmene, V., 2014, Machining Burrs Formation & Deburring of Aluminium Alloys, Light Metal Alloys Applications, Dr. Waldemar A. Monteiro (Ed.), InTech, DOI: 10.5772/58361.
- [4] Tergan V., Andreev I., Liberman B., 1986, Fundamentals of Industrial Automation, ASIN: B005WW1K8M, Moscow.
- [5] Sugita, S., Takeuchi, Y., 2004. “Automation of casting products finishing works by a robot—development of a hammering tool and its compensation function”, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 23, pp 651–657.
- [6] Asakawa, N., Kuriyama, Y. 2011. “Automation of deburring by an industrial robot (deburring on a parting line of a sand core)”, Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Part C, 77 (782), pp 3916-3925.
- [7] Ziliani, G., Visioli, A., Legnani, G. 2007. “A mechatronic approach for robotic deburring”, Mechatronics, 17, pp 431–441.

KARBON FİBER TAKVİYELİ PLASTİK KOMPOZİT VE TİTANYUM MALZEMELERDEN OLUŞAN İSTİF PANEL YAPIDA DELİK DELME SİRASINDA TİTANYUM SICAKLIĞINDAKİ DEĞİŞİMİN DELİK KALİTESİNE VE TALAŞ YIĞILMASINA ETKİSİ

Tamer Çobanoğlu^a, Ulvi Şeker^b

^a, Türk Havacılık ve Uzay Sanayi A.Ş., Ankara/TÜRKİYE, tcobanoglu@tai.com.tr

^b, Gazi Üniversitesi, Ankara/TÜRKİYE, useker@gazi.edu.tr

Özet

Hava aracı komponent üretiminde önemli bir yer tutan metal kompozit istif panel yapıların montaj sırasında delme işlemi yapılmakta ve delik kalitesinin istenen standartlara uygun olması beklenmektedir. Bu çalışmada CFRP-Ti istif panel yapıların delinmesi sırasında titanyum parçanın ısınması sonucu delik kalitesinde ve talaş yığılmasında meydana gelen değişimler incelenmiştir.

Anahtar kelimeler: Titanyum, CFRP, istif panel, delme, talaş yığılması / çapak oluşumu

THE EFFECT OF TEMPERATURE CHANGES OF TITANIUM MATERIAL ON HOLE QUALITY AND BURR FORMATION DURING DRILLING OF CARBON FIBER REINFORCED PLASTIC AND TITANIUM MATERIALS STACKUP

Abstract

Composite and metal stackups which have very important role for manufacturing of aircraft components are drilled during the assembly operations and the quality of the holes are expected to match with the quality requirements. In this study, the effects of the changes in the temperature of the titanium materials on the hole quality and burr formation were inspected.

Keywords: Titanium, CFRP, hibrit panel, drilling, built-up edge/burr

1 Giriş

Havacılık ve otomotiv endüstrileri başta olmak üzere birçok sektörde kompozit malzemelerin kullanım oranları, hafifliği, dayanıklılığı gibi unsurlardan ötürü giderek artmaktadır. Özellikle artan boyutlar, uçuş süreleri ve ekonomik olmaları açısından hava aracının mümkün olan en hafif şekilde yapılması hedeflenmektedir [1].

Havacılık ve otomotiv endüstrilerinde kullanılan kompozitler çoğunlukla karbon fiber ile takviye edilmiş epoksi veya vinilesterden (CFRP) üretilmektedir. Hava aracı komponentlerinin yapımında, mukavemet özelliklerinin sağlanabilmesi için kompozit malzemeler, alüminyum, titanyum gibi metal malzemeler ile birlikte ISTIF panel şeklinde kullanılmaktadır. Özellikle kanat, flaperon, aileron gibi bileşenlerde, CFRP-Al, CFRP-Ti, CFRP-Ti-Al şeklinde ISTIF yapılar kullanılmaktadır.

Kompozit malzemelerin işlenmesi metalik malzemelere oranla daha zordur. Yüksek dayanım işlemeyi zorlaştırırken yüksek elastikiyet modülü de takımın abrasiv aşınmayı hızlandırır. Kompozit malzemelerde standardize edilmiş işleme parametrelerini belirlemek mümkün değildir. Bu durum kesici takımlar ve kullanılan ekipmanın seçimi açısından önemlidir [2]. Bu işlem için komponent üzerinde çalışacak delici ekipmanların kullanımı gerekmektedir, bu ekipmanlar; 1- manuel delik delme ekipmanı, 2- yarı otomatik delik delme ekipmanı, 3-otomatik delik delme ekipmanlarıdır [3].

Talaş yığılması oluşmaması için en önemli noktalardan birisi delme sırasında kesici takım ilerlemesidir. Bu durumda ekipmanı kullanan teknisyenin el becerisi ve deneyimi devreye girmektedir. Bu ise kaliteyi etkileyen en önemli unsurdur [4]. Küçük çaplı delikler için hidrolik kontrol üniteli el motorları tasarlanmıştır, daha büyük çaplı (7,92 mm - 15,863 mm) deliklerde ise manuel cihazlar yerine kademe sayısını azaltacak ve tek kademe delik delmeyi sağlayacak otomatik cihazlar kullanılmaktadır [5].

İş mili hızı, ilerleme oranı ve takım durumu parametrelerinin CFRP kompozit malzemenin yüzey kalitesi üzerindeki etkisi araştırılmış, yüzey kalitesinin en iyi olduğu kesme durumunun yüksek iş mili hızı ve düşük ilerleme hızı, en kötü olduğu durumun ise düşük iş mili hızı ve yüksek ilerleme hızı olduğu bulunmuştur [6]. CFRP'nin kaplamasız ve TiN kaplamalı PCBN kesiciler kullanılarak tornalanması incelenmiştir [7]. Köşe frezeleme operasyonunda kullanılan takımlar karşılaştırılmış, çapak yığılma boyu ve takım ömrü, iki tip termoplastik kompozit malzemenin, PPS/C ve PEEK/C, frezeleme işlemi için hesaplanmıştır [8]. Kesme kuvvetlerinin tahmin edilebilmesi işleme hasarının minimuma indirilmesini sağlayan proses parametrelerinin seçilmesi için kesme kuvveti ve yüzey pürüzlülüğü ile kesme hızı, eksenel kesme derinliği ve ilerleme hızı gibi kesme parametrelerinin arasındaki ilişki incelenmiştir [9]. İşleme parametrelerinin ve takım geometrilerinin (eksen hızı, ilerleme oranı ve takım uç açısı) delme işlemi sırasında CFRP' nin yüzey pürüzlülüğü, delaminasyonu ve itki kuvvetleri üzerindeki etkileri araştırılmıştır [10]. Frezeleme işlemi sırasında, karbür freze takımların performansları ve CFRP parçanın yüzey kalitesi incelenmiş, takım aşınması yüksek ilerleme ve düşük kesme hızında artmış, uzun takım ömrü ise düşük ilerleme hızı ve ortalama kesme hızlarında elde edilmiştir. Ayrıca iyi yüzey kalitesi yüksek kesme hızı ve yüksek ilerleme hızlarında elde edilmiştir [11]. Delme işleminde, itki kuvveti eşik değeri geçtiğinde, özellikle matkap ucunun giriş ve çıkışında, delaminasyon oluşmaktadır [12]. İşlemesi en zor bileşenlerden olan tek yönlü karbon fiber takviyeli plastik (CFRP) ile TiAl6V4 birleşimi üzerinde yapılan helisel frezeleme sırasında eksenel ve teğetsel ilerlemenin, proses kuvvetleri ve delik kalitesine olan etkisi gösterilmiştir [13].

Bu çalışmada, sabit hızlı otomatik delik delme cihazı kullanarak, kesme hızı ve ilerleme oranının farklı kombinasyonlarının karbon fiber takviyeli epoxy kompozit (CFRP)-Titanyum istif yapıların ıslak kesme şartları altında delinmesi sırasında oluşan ısının delik kalitesi, delaminasyon, takım ömrü üzerindeki etkileri incelenerek optimum delme şartlarının belirlenmesi amaçlanmaktadır.

2 Malzeme ve Metod

Hava aracı kanatçığında, karbon fiber takviyeli plastik kompozit (CFRP) ve titanyum (Ti) malzemelerden oluşan istif panel yapılarda delik delme ve raybalama operasyonlarında karşılaşılan en büyük problem delik büyümesi ve titanyum çıkışında talaş yığılması oluşumudur. Bu çalışmada istif panel delme ve raybalama aşamaları tek tek incelenmiş, titanyum malzemede operasyonlar sırasında oluşan sıcaklıklar ölçülmüş, delme sonrası titanyum çıkışında oluşan talaş yığılması incelenmiş, kesici kesme hızı ve ilerlemenin bu değerlere olan etkisini bulmak amacıyla parametreler değiştirilerek sonuçları gözlemlenmiş ve en uygun parametre değerleri tespit edilmiştir.

Deneyler TUSAŞ-TAI Türk Havacılık ve Uzay Sanayi bünyesinde mevcut olan sabit hızlı otomatik delik delme cihazları kullanılarak yapılmıştır. Tezgah ile ilgili teknik bilgiler Tablo 1’de verilmiştir.

Tezgah Tipi	DELİK DELME	RAYBALAMA	
Kitleme Sistemi	Konsentrik Kollet	Konsentrik Kollet	
Devir Sayısı	668	668	dev/dk
İlerleme Hızı	0.038	0.038	mm/dev
Hava Basıncı	6	6	Bar
Max strok	35	42	mm

Tablo 1: Otomatik delik delme ve raybalama cihazı özellikleri

Otomatik delik delme cihazının (Şekil 1), malzeme yapısına ve yapılan test çalışmalarına göre devir ve ilerleme hızı mekanik olarak sabitlenmiştir. Delme ve raybalama için iki farklı cihaz kullanılmıştır. Kompozit-metal istif yapılarda kullanılmak üzere tasarlanmışlardır. İçten soğutma sistemi ile çalışmaktadırlar.



Şekil 1: Kullanılan otomatik delik delme cihazı ve test düzeneği

Sıcaklık ölçümlerinde Beamex MC2 sıcaklık ölçüm cihazı kullanılmıştır. Deneysel ölçümler titanyum malzemenin dış yüzeyinden, kesici takımın çıkışına en yakın noktadan alınmaya çalışılmıştır. Ölçülen değerler karşılaştırma yapmak amacıyla kullanılmıştır ve malzemede oluşan en yüksek değerleri göstermemektedir.

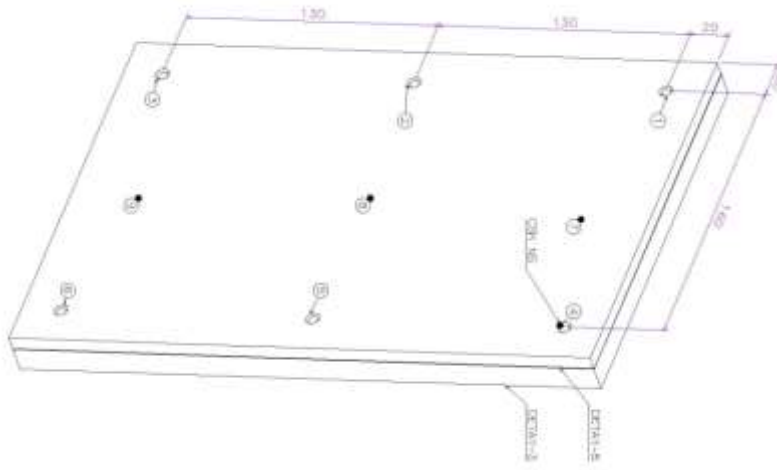
Çap ölçümü için üç ayaklı Mitutoyo marka dijital iç çap mikrometresi kullanılmıştır. Delik kalitesi için ölçü tamlığı (toleranslar dahilinde) ve çıkışta talaş yığılmasına bakılmıştır.

Deneylerde iş parçası malzemesi olarak tek yönlü imal edilmiş karbon fiber takviyeli plastik kompozit (CFRP) ve Ti6Al4V kalite titanyum malzeme kullanılmıştır (Tablo 2). 10 mm kalınlıkta kompozit ve 10 mm kalınlıkta titanyum malzeme panel şeklinde bağlanarak monte edilmiştir.

Al%	Fe%	O%	Ti%	V%
6	Max 0.25	Max 0.2	90	4
Akma M.	Kopma M.	Uzama	Sertlik	
880 MPa	950 MPa	14%	36 HRc	

Tablo 2: Ti-6Al-4V malzeme özelliği

CFRP ve Ti alaşımlı panellerin birleştirilmesi için Şekil 2’de gösterilen civata delikleri delinmiştir. 300 x 300 mm ebatlarında iki panel arasına sıvı şim uygulaması yapıldıktan sonra civatalar bağlanarak şimin donması için 24 saat beklenmiştir.



Şekil 2: CFRP-Ti istif panel birleşimi

Deneysel çalışmada tungsten karbür matkap ve rayba kesici takımları kullanılmıştır. Çap bilgileri Tablo 3’de verilmiştir.

	Matkap Çapı	Rayba Çapı	Delik Ölçüsü
1	10.63	11.130	11.104-11.147
2	12.10	12.715	12.692-12.735

Tablo 3: Delik ve kesici takım ölçüleri

Deneysel çalışma sırasında kesme parametreleri değiştirilerek sıcaklık değişimi, talaş yığılması oluşumu incelenmiştir. Delik delme ve raybalama operasyonları için kullanılan kesme parametreleri ve delik delme yönleri Tablo 4 ve Tablo 5’de verilmiştir.

No	Devir	İlerleme	Operasyon
1	668	0.038	Delik
2	668	0.021	Delik
3	423	0.021	Delik
1	668	0.038	Rayba
2	473	0.038	Rayba

Tablo 4: Kesme parametreleri

	Giriş	Çıkış
1	CFRP	Ti
2	Ti	CFRP

Tablo 5: Delik delme yönleri

CFRP ve Titanyum alaşım plakalar asarına sıvı şim uygulaması yapılmaktadır. Bu uygulamanın amacı montaj sonrasında parçalar arasında oluşan boşlukların doldurulmasıdır. Kullanılan malzemeler iki tip olup belli oranlarda birbiri ile karıştırılarak kullanıma hazırlanırlar. Parçalar arasına sürülüp katılaşması beklendikten sonra montaja devam edilir.

3 Deneysel Sonuçlar

Yapılan deneysel çalışmalar sonunda elde edilen veriler Tablo 6’da gösterilmiştir.

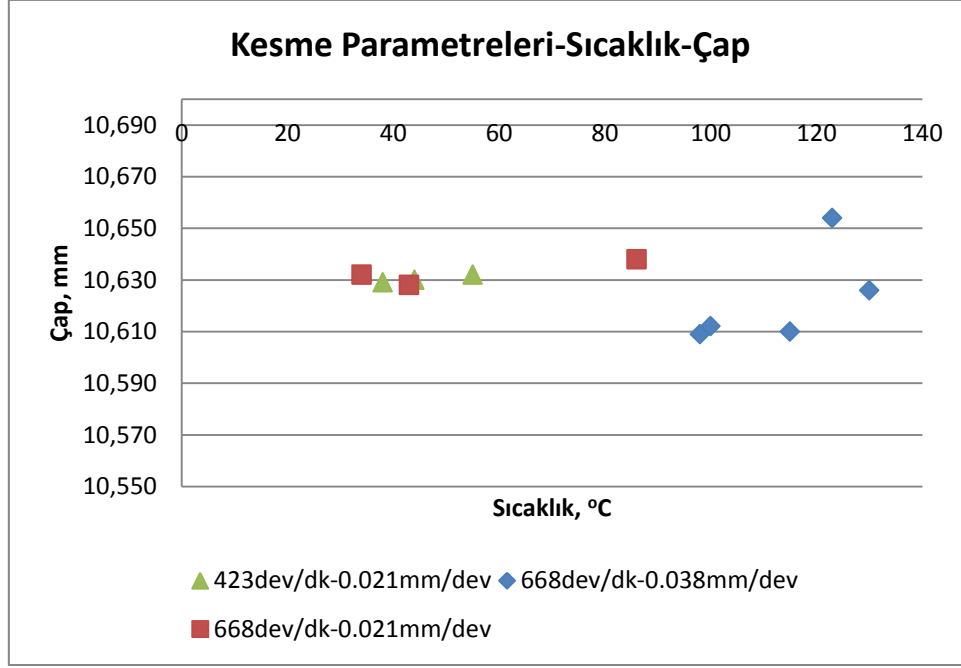
Birinci proses delik delme, ikinci proses raybalama işlemleridir. Sonuçlar delik delme yönü CFRP-Ti ve Ti-CFRP olacak şekilde elde edilmiştir. İlk ve son sıcaklık değerleri titanyum malzeme üzerinden ölçülmüştür. Ölçümde K-tipi thermocouple kullanılmıştır. Delme ve rayba sonrası delik çapları ölçülmüştür, rayba sonrası delik çapı ile kesici çapı arasındaki sapma hesaplanmıştır. Titanyum arkasında oluşan talaş yığılma yüksekliği ölçülmüştür.

Sıra	Operasyon	Devir (dev/dk)	İlerleme (mm/dev)	Tilk	Tson	Delme Yönü	Delme/ Rayba Sonrası Çap	Çap değişimi	Talaş yığılma yüksekliği
1-1	Delik	668	0,038	28	98	CFRP-Ti	10,609		2,22
1-2	Delik	668	0,038	36	115	CFRP-Ti	10,610		2,64
1-3	Delik	668	0,038	38	100	CFRP-Ti	10,612		1,98
1-4	Delik	668	0,038	40	130	CFRP-Ti	10,626		2,54
1-5	Delik	668	0,038	40	123	CFRP-Ti	10,654		2,05
1-1	Rayba	668	0,038	28	37	CFRP-Ti	11,110	0,020	0,33
1-2	Rayba	668	0,038	30	59	CFRP-Ti	11,118	0,012	0,37
1-3	Rayba	668	0,038	30	63	CFRP-Ti	11,135	0,050	0,41
1-4	Rayba	668	0,038	32	63	CFRP-Ti	11,145	0,015	0,34
1-5	Rayba	668	0,038	32	51	CFRP-Ti	11,116	0,014	0,23
2-1	Delik	668	0,021	28	34	CFRP-Ti	10,632		1,1
2-2	Delik	668	0,021	30	43	CFRP-Ti	10,628		1,25
2-3	Delik	668	0,021	29	86	CFRP-Ti	10,638		1,02
2-1	Rayba	668	0,038	27	36	Ti-CFRP	11,135	0,005	0,19
2-2	Rayba	668	0,038	26	33	Ti-CFRP	11,138	0,008	0,22
2-3	Rayba	668	0,038	26	35	Ti-CFRP	11,138	0,008	0,06
3-1	Delik	423	0,021	30	38	CFRP-Ti	10,629		0,65
3-2	Delik	423	0,021	30	44	CFRP-Ti	10,630		0,8
3-3	Delik	423	0,021	30	55	CFRP-Ti	10,632		0,88
3-1	Rayba	473	0,038	32	35	CFRP-Ti	12,710	0,005	0,35
3-2	Rayba	473	0,038	32	35	CFRP-Ti	12,720	0,005	0,22
3-3	Rayba	473	0,038	30	39	CFRP-Ti	12,700	0,015	0,23
4-1	Delik	668	0,038	28	42	Ti-CFRP			1,5
4-2	Delik	668	0,038	30	42	Ti-CFRP			1,51
4-3	Delik	668	0,038	30	43	Ti-CFRP			1,51
4-1	Rayba	473	0,038	28	40	CFRP-Ti	12,700	0,015	0,95
4-2	Rayba	473	0,038	29	44	CFRP-Ti	12,720	0,005	1,19
4-3	Rayba	473	0,038	31	40	CFRP-Ti	12,720	0,005	1,30
5-1	Delik	668	0,021	28	51	Ti-CFRP			1,02
5-2	Delik	668	0,021	32	54	Ti-CFRP			1,1
5-3	Delik	668	0,021	32	56	Ti-CFRP			1,12
5-1	Rayba	473	0,038	30	35	Ti-CFRP	12,720	0,005	0,58
5-2	Rayba	473	0,038	32	37	Ti-CFRP	12,710	0,005	0,71
5-3	Rayba	473	0,038	32	40	Ti-CFRP	12,720	0,005	0,5
6-1	Delik	423	0,021	30	37	Ti-CFRP			0,45
6-2	Delik	423	0,021	30	46	Ti-CFRP			0,52
6-3	Delik	423	0,021	31	40	Ti-CFRP			0,48
6-1	Rayba	473	0,038	29	34	Ti-CFRP	12,700	0,005	0,42
6-2	Rayba	473	0,038	31	37	Ti-CFRP	12,710	0,005	0,49
6-3	Rayba	473	0,038	31	38	Ti-CFRP	12,720	0,005	0,44

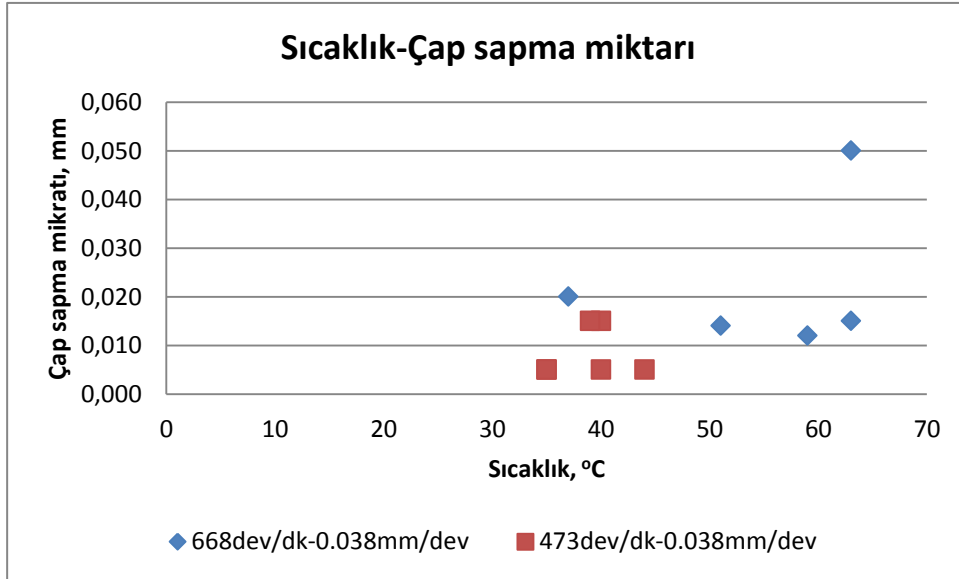
Tablo 6: Deney sonuçları

3.1 Kesme parametrelerinin sıcaklık ve delik çap değişimine etkisi

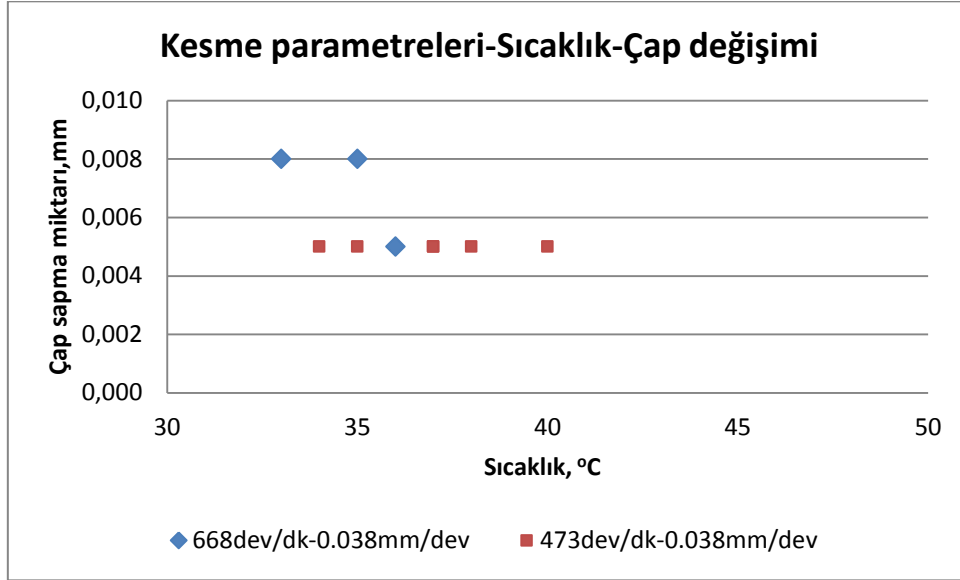
Yapılan test çalışmaları, delik delme ardından raybalama operasyonlarını kapsamaktadır. Rayba işlemi sonrasında delik çapları ölçülmüştür. 668 dev/dk hız ile yapılan raybalama işleminde Ti malzeme 473 dev/dk hıza göre daha çok ısınmış ve delik çapının daha büyük çıktığı gözlemlenmiştir. Ti malzeme sıcaklığı, delme yönü CFRP-Ti istifinde, delme yönü Ti-CFRP istifine göre daha fazla ısınmıştır. Ayrıca delme yönü CFRP-Ti olan istif, delme işleminde 668 dev/dk ve 0.038 mm/dev hızlarında Ti malzemenin aşırı ısındığı gözlemlenmiş ve çıkan delik kalitesinin ise raybalama performansını etkilediği görülmüştür. Şekil 3, Şekil 4 ve Şekil 5’de çap değerleri ve sapma miktarları verilmiştir.



Şekil 3: CFRP-Ti delme yönünde kesme parametrelerinin Ti sıcaklık değişimi ve çapa etkisi



Şekil 4: CFRP-Ti raybalama yönünde kesme parametrelerinin Ti sıcaklık değişimi ve çaptaki sapma miktarına etkisi

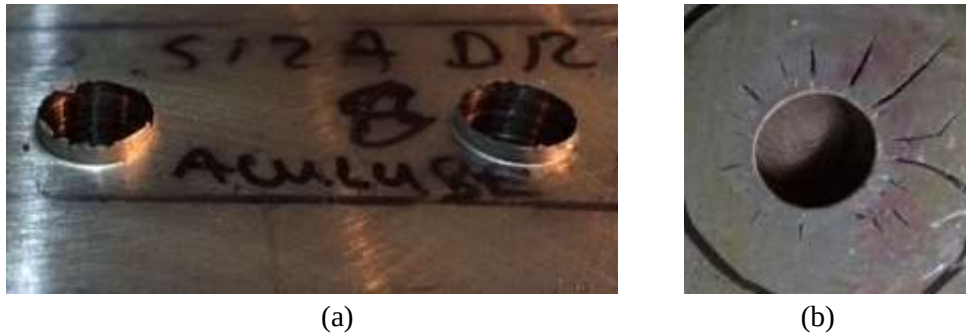


Şekil 5: Ti-CFRP raybalama yönünde kesme parametrelerinin Ti sıcaklık değişimi ve çapa etkisi

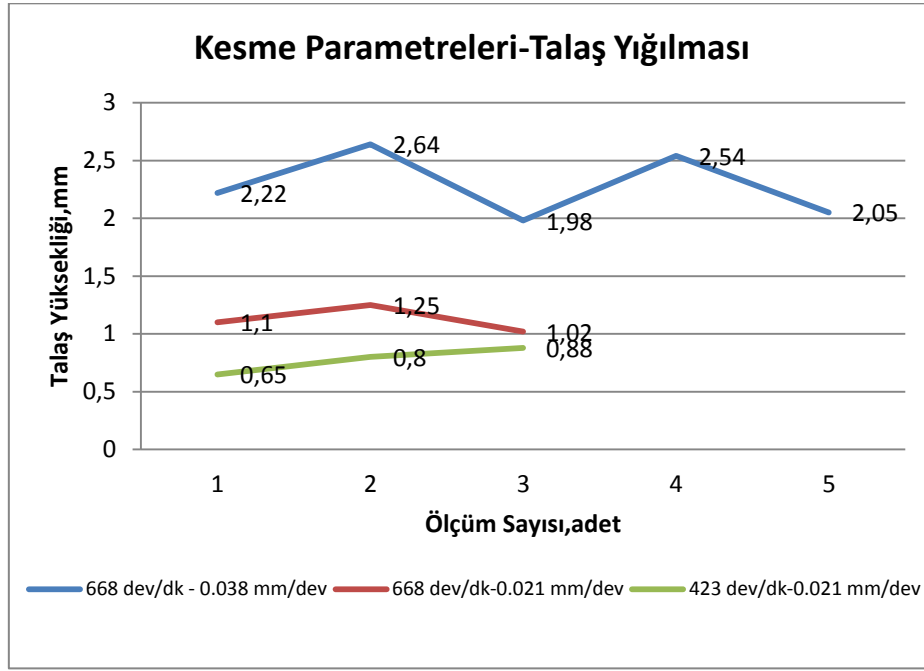
3.2. Kesme parametrelerinin sıcaklık ve talaş yığılmasına etkisi

Talaş yığılması problemi delme yönü CFRP-Ti olan istiflerde Ti çıkışında, delme yönü Ti-CFRP olan istiflerde ise Ti ile CFRP arasında Ti çıkışında meydana gelmektedir. İkinci durumda ara yüzeyde oluşan talaş yığılması CFRP yüzeyinde bulunan şim malzemesinin çatlamasına ve kırılmasına sebep olmaktadır. Şim malzemesinin tekrar temizlenerek tamirat yapılmasına neden olduğu için işçilik zamanında artışlara sebep olmaktadır. Elde edilen ölçüm sonuçlarına bakıldığında talaş yığılması probleminin Ti malzemenin sıcaklığındaki artış olduğu görülmektedir. Sıcaklık artışı sonucu Ti malzemedeki delik içe doğru daralma eğilimine girmekte ve kesici takım Ti talaşını kesemeyerek dışarı doğru uzamasına sebep olmaktadır (Şekil 6). Yapılan çalışmalarda tezgah devrinin 423 dev/dk ilerlemenin de 0.021 mm/dev olduğu durumda en düşük talaş yüksekliği elde edilmiştir (Şekil 7).

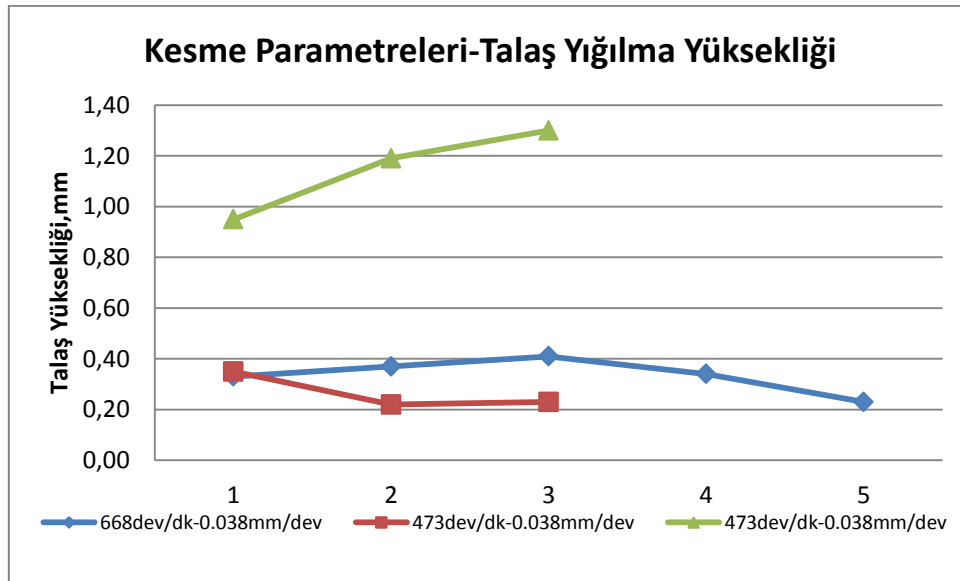
Ölçüm yapılırken delme yönü CFRP-Ti olan panellerde Ti çıkışında oluşan talaş yığını yüksekliği, delme yönü Ti-CFRP olan panellerde ise ara yüzeyde Ti malzemenin CFRP malzemeye geçişte Ti çıkışında oluşan talaş yığını yüksekliği ölçülmüştür. Kesme parametrelerinin talaş yığılmasına etkileri Şekil 8, Şekil 9 ve Şekil 10'da verilmiştir.



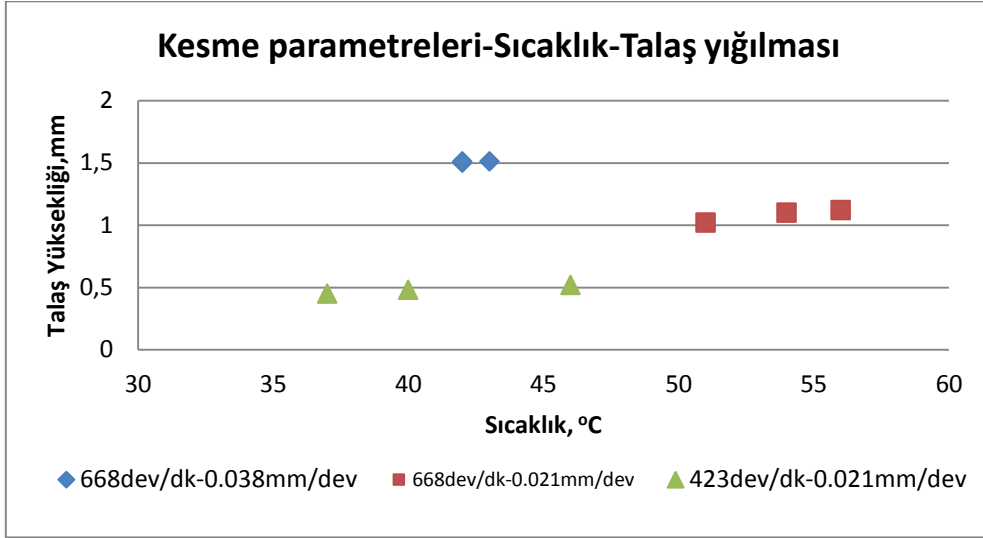
Şekil 6: a) 668 dev/dk ve 0.038 mm/dev parametrelerinde CFRP-Ti yönünde çıkışta oluşan talaş yığılması, b) Oluşan talaş yığılmasının CFRP üzerindeki şim tabakasında oluşturduğu çatlamlar



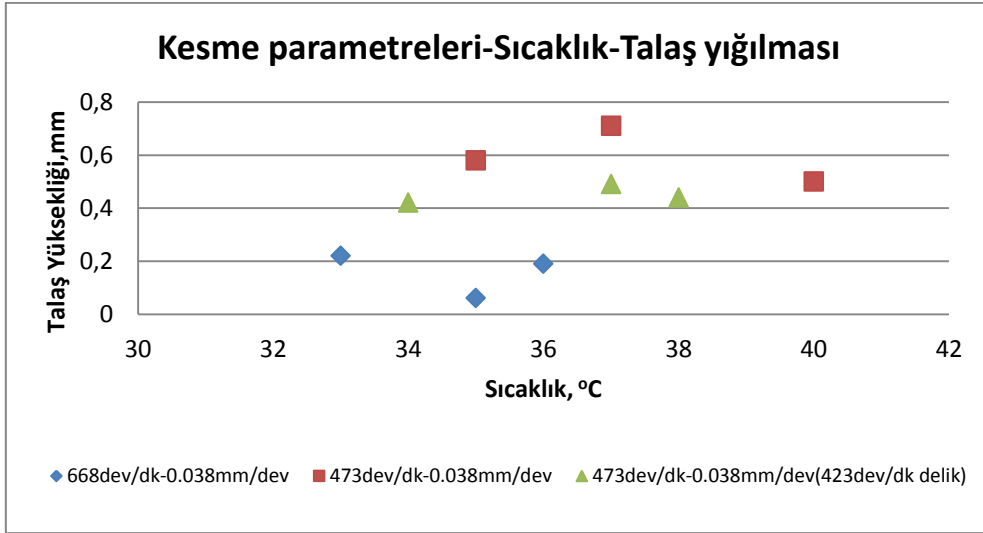
Şekil 7: CFRP-Ti delme yönünde kesme parametrelerinin Ti sıcaklığına ve Ti çıkışında talaş yığılma yüksekliğine etkisi



Şekil 8: CFRP-Ti raybalama yönünde kesme parametrelerinin Ti çıkışında oluşan talaş yığılma yüksekliğine etkisi



Şekil 9: Ti-CFRP delme yönünde kesme parametrelerinin Ti ara yüzey çıkışında oluşan talaş yığılma yüksekliğine ve sıcaklığa etkisi



Şekil 10: Ti-CFRP raybalama yönünde kesme parametrelerinin Ti ara yüzey çıkışında oluşan talaş yığılma yüksekliğine ve sıcaklığa etkisi

4 Yorumlar

Yapılan deneysel çalışmalarda CFRP-Ti ve Ti-CFRP delik delme ve raybalama yönlerinde, kesme parametrelerinin Ti malzeme sıcaklığı, talaş yığılması ve delik çap sapmaları üzerindeki etkileri incelenmiştir.

CFRP-Ti delme yönünde kesme hızı ve ilerleme hızlarındaki artış, çıkışta talaş yığılması yüksekliğini arttırmakta, Ti-CFRP delme yönünde ise ara yüzeyde Ti çıkışında talaş yığılması yüksekliğini arttırmakta, bu ise ara yüzeyde bulunan şim malzemesinin kırılmasına sebep olmaktadır. Kesme ve ilerleme hızlarının azaltılması ile bu yükseklik değeri düşürülebilmektedir. Kesme değerlerinin yüksek olması Ti malzeme sıcaklığını arttırmakta, bu durum ise Ti malzemenin yumuşamasına sebep olmakta ve dışarı doğru yığılmasına neden olmaktadır. Soğutma sistemi olarak MQL kullanılmıştır.

Raybalama ile talaş yığılması kesilerek belli bir iyileşme sağlanmaktadır. Ancak ara yüzeyde delme sırasında şim malzemesi zarar görmektedir. Sıcaklık artışı çap değerlerinde de sapmalara sebep olmaktadır. En düşük sıcaklık (40°C) ve sapma miktarı en az olan çap değerleri (12,720mm) düşük devir (423rpm) ve düşük ilerleme (0,021mm/dev) hızlarında elde edilmiştir.

Araştırmanın sonraki safhalarında kesici takım üzerindeki aşınma etkileri de incelenebilir. Çalışmada daha çok sanayii uygulaması sırasında karşılaşılan sorunun çözümü üzerine yapılan araştırmaların verileri sunulmuştur. Daha detaylı veriler ışığında analiz tekrarlanarak MQL miktarı etkisi, sıcaklığın CFRP üzerindeki etkisi, sıcaklık ölçümlerinin yüksek doğrulukta ölçülmesi sağlanabilir.

5 Kaynakça

- [1] Çobanoğlu, T., Öztürk, S., “Hava aracı ön kanatçığı üzerinde yapılan delme prosesinin iyileştirilmesi”, 5.Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu, Bursa
- [2] Arisawa, H., Akama, S., Nitani, H., 2012, “High-Performance cutting and grinding technology for CFRP (carbon fiber reinforced plastic)”, Mitsubishi Heavy Industries Technical Review, Volume 49(3), Pages 3-9
- [3] Tonshoff, H.K., Spintig, W., König, W., Neises, A., 1994, “Machining of holes developments in drilling technology”, Ann. CIRP, Volume 43(2), Pages 551-561
- [4] Marques, A. T., Durao, L. M., Magalhaes, A. G., Tavares, J. M., “Delamination analysis of carbon fiber reinforced laminates”, 16th International Conference on Composite Materials
- [5] Seti-tec, “ADU Training Level-1”, ADU Eğitim Notları Sunumu
- [6] Urban, N. A., 2005, “Analysis of machining quality in edge trimming of carbon fiber reinforced composite”, MS Thesis
- [7] Asaithambi, S., Gowri, S., “Study on machining of CFRP composite using tin coated PCBN and uncoated PCBN cutting tool”, Journal of Mechanical and Civil Engineering, Pages 37-42
- [8] Kolar, P., Masek, P., Zeman, P., 2014, “Milling tools for cutting of fiber-reinforced plastic”, Journal of Machine Engineering, Volume 14 (2), Pages 93-103
- [9] Sorrentino, L., Turchetta, S., “Milling of carbon fiber-reinforced plastics: Analysis of cutting forces and surface roughness”, 18. International Conference on Composite Materials, Italy
- [10] Shahrajabian, H., Hadi, M., Farahnakian, M., 2012, “Experimental investigation of machining parameters on machinability of carbon fiber/epoxy composites”, International Journal of Engineering and Innovative Technology, Volume 2(3), Pages 30-36
- [11] Nor, K. M. K., Che, H. C. H., Jaharah, A. G., Nurul, A. A., “Tool wear and surface roughness on milling carbon fiber-reinforced plastic using chilled air”, Journal of Asian Scientific Research, Volume 2(11), Pages 593-598
- [12] Dharan, C. K. H., Won, M. S., 2000, “Machining parameters for an intelligent machining system for composite laminates”, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Volume 40, Pages 415-426
- [13] Denkena, B., Boehnke, D., Dege, J. H., 2008, “Helical milling of CFRP-titanium layer compinds”, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, Volume 1, Pages 64-69

SERBEST FORM YÜZEYLERİN ELEKTROKİMYASAL İŞLENMESİNDE KAVİTASYON, KISA DEVRE VE OKSİT KATMANI OLUŞUMUNUN DENEYSEL İNCELENMESİ

Hasan Demirtaş^a, Oğuzhan Yılmaz^b ve Bahattin Kanber^c

a, Kilis 7 Aralık Üniversitesi Teknik Bilimler Meslek Yüksek Okulu, Gaz ve Tes. Tek. Programı, Kilis/TÜRKİYE, hdemirtas@kilis.edu.tr

b, Gazi Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, Ankara/TÜRKİYE, oguzhanyilmaz@gazi.edu.tr

c, Bursa Teknik Üniversitesi Doğa Bilimleri Mimarlık ve Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, Bursa/TÜRKİYE, bahattin.kanber@btu.edu.tr

Özet

Otomotiv, uçak ve kalıplama gibi bazı sektörlerde estetik ve fonksiyonel ihtiyaçların karşılanabilmesi için karmaşık parçaların tasarımında serbest formlu yüzeyler kullanılmaktadır. Alışılmamış imalat yöntemlerinden biri olan Elektro Kimyasal İşleme ile bu tip yüzeylerin yüksek verimlilik ve düşük maliyetler ile üretimi amaçlanmaktadır. Bu çalışmada; serbest formlu yüzeylerin işlenmesi sırasında karşılaşılan bazı zorluklar incelenmiş ve çözüm önerileri sunulmuştur. Kısa devre oluşumunu engellemek için Arduino[®] kullanılarak bir kapalı döngü kontrol sistemi geliştirilmiştir. Oksit katmanı oluşumunun önüne geçmek için iki farklı tipte elektrolit iletim sistemi kullanılmıştır. Kaviteasyon oluşumunun engellenmesi için, ANSYS Workbench ortamında akış analizleri gerçekleştirilmiş ve çıkan sonuçlara göre dört farklı aparat tasarlanmıştır. Yapılan deneyler sonucunda ise kısa devre oluşumunun akım değerlerinin kontrolü ile önüne geçilebildiği tespit edilmiştir. Ayrıca işlem bölgesindeki elektrolit hız dağılımının kaviteasyon oluşumunda önemli bir role sahip olduğu görülmüştür. Elektrolit içindeki atık miktarının ise oksit katmanı oluşumunda doğrudan etkili olduğu tespit edilmiştir.

Anahtar kelimeler: Elektro Kimyasal İşleme, serbest formlu yüzey, kaviteasyon.

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF CAVITATION, SHORT-CIRCUIT AND OXIDE LAYER FORMATION IN ELECTROCHEMICAL MACHINING OF FREE-FORM SURFACES

Abstract

Free-form surfaces are being widely used in design of complex parts in order to satisfy aesthetic and functional requirements particularly in the automotive, aeronautics, and die-mold industries. Nontraditional machining processes such as electrochemical machining promise not only productivity but also cost effectiveness machining of free-form surfaces. This paper investigates the electrochemical machining drawbacks which are directly affecting machining of free-form surfaces and the proposed solutions are explained. In order to prevent the occurrence of short-circuits and cavitation, a closed-loop control system was developed with using Arduino[®] board and two different electrolyte transfer system were used respectively. To prevent oxide layer formation, flow analysis is carried out using ANSYS Workbench and four different apparatuses were designed. The experiments showed that short-circuit can be prevented with the control of current values. Also electrolyte velocity distribution has an important role on the cavitation formation and the amount of contamination is directly effective on oxide layer generation.

Keywords: Electrochemical Machining, free-form surface, cavitation.

1. Giriş

Bilim ve teknolojideki gelişim serbest formlu yüzeylerin uygulama alanlarını gün geçtikçe arttırmaktadır. Bu yüzeyler ile karmaşık şekilli parçalar farklı eğriler (kavisler) kullanılarak oluşturulabilmekte veya yeniden tasarlanabilmektedirler. Bununla birlikte bu tip yüzeylerin alışılmış imalat yöntemleri ile işlenmesi maliyet ve zaman gerektirmektedir. Elektro Kimyasal İşleme (EKİ) yöntemi ise serbest formlu yüzeylerin yüksek verimlilik ile işlenmesi için etkili bir yöntem olarak değerlendirilmektedir. Bu işleme yönteminde doğru akım (DA) güç kaynağının negatif kısmına takım (katot) ve pozitif kısmına ise işparçası (anot) bağlanmaktadır. Elektrik iletkenliğine sahip sıvı (elektrolit) ise, anot ve katot arasından bir pompa yardımı ile iletilmekte böylece katottan anoda elektron transferi sağlanmaktadır. Bu elektron transferi ile anot yüzeyinde kimyasal reaksiyonlar oluşmakta, bu sayede anottan atomik boyutlarda malzeme kaldırılabilir. Bu işlem sırasında anot ve katot yüzeyleri birbiri ile temas etmemekte, böylece sert malzemelerin işlenememesi, takım aşınması ve işparçası üzerinde artık gerilme oluşumu gibi bazı işleme problemleri ortadan kaldırılmaktadır. İşlem denetimi gibi çevresel faktörler ise, EKİ yönteminin kullanılabilirliğini kısıtlamaktadır. Bunların içinde kısa devre, kavitasyon ve oksit katmanı oluşumu ise, aşılması gereken en önemli faktörlerdir.

Bu zorlukların aşılması için literatürde birçok çalışma yer almaktadır. Mithu vd. [1] yaptıkları çalışmada katot boyu, çapı ve uygulanan frekans miktarının EKİ sırasında oluşan kısa devre sayısı üzerindeki etkisini incelemişler ve düşük frekanslarda kısa devre oluşumunun önüne geçilebildiğini tespit etmişlerdir. Tang vd. [2] yaptıkları çalışmada, S-03 paslanmaz çeliğinin işlenmesi sırasında hazırladıkları özel bir elektrolit tipini kullanarak kısa devre oluşumunun önüne geçmişlerdir. Fan vd. [3] NaNO_3 kullanılan elektrolit tipi için düşük karbonlu çeliklerin işlenmesi sırasında, kısa devre ve kıvılcım (spark) oluşumunun daha fazla oluştuğunu tespit etmişlerdir. Labib vd. [4] ise kısa devre oluşumunu engellemek için bir bulanık mantık kontrol (Fuzzy logic control-FLC) sistemi geliştirmişlerdir. Elektro Kimyasal Mikro İşleme (EKMI) için, Ghashol vd. [5] H_2SO_4 tipte elektrolit kullanarak paslanmaz çelikte delik delme işlemini gerçekleştirmişlerdir. Böylece kısa devre oluşumunun yüksek elektrolit konsantrasyonlarında gerçekleştiği tespit edilmiştir. Ayrıca yüksek adım oranlarının işlem sırasında daha fazla kavitasyon baloncucu oluşturduğu gözlemlenmiştir. Bir başka çalışmada ise, yüksek elektrolit basınçlarında kavitasyon oluşumunun en aza indirildiği tespit edilmiştir [6]. Önemli elektrolit parametrelerinden biri olan akış debisinin de kavitasyon oluşumu üzerinde önemli bir rol üstlendiği gözlemlenmiştir [7]. Bununla birlikte yüksek voltaj ve frekans değerlerinde kavitasyon oluşumunun arttığı görülmüştür [8].

Diğer önemli bir zorluk olan oksit katmanı oluşumunun engellenmesi için literatürde birçok çalışma bulunmaktadır. Yapılan bir çalışmada tungstenin EKİ sırasında oluşan oksit katmanından dolayı NaCl ile işlenmesinin çok zor olduğu tespit edilmiştir [9]. Bir diğer çalışmada oksit katmanı ile tungsten tipte katotlarda takım aşınmasının önlenmesi için kullanılmıştır [10]. Davydov vd. [11] yaptıkları çalışmada, anot ve katot arasındaki voltaj düşümünü oksit katmanının oluşumu ile açıklamışlardır. Demir ve demir bazlı alaşımlarda, farklı tiplerde oksit katmanları ile karşılaşılabilir. Bunların arasında en çok karşılaşılan katman tipleri Fe_2O_3 ve Fe_3O_4 tipleridir. Oksit katmanının tipi ise oluşturulan oksijen miktarına bağlı olarak değişmektedir [12]. Ayrıca bir başka çalışmada artan akım yoğunluğu ile, Fe^{2+} ve Fe^{3+} iyonlarının arttığı gözlemlenmiştir [13].

Bu çalışma ise, serbest formlu yüzeylerin işlenmesi sırasında etkili rolleri bulunan bazı EKİ zorluklarını ve çözüm önerilerini sunmaktadır. Bu zorluklar; kısa devre, kavitasyon ve oksit katmanı oluşumu şeklinde üç başlık altında incelenmiştir. Anot yüzeyi bir serbest formlu yüzey örneği olan jet motoru kompresör palesinin emme kısmının taranması ile oluşturulmuştur. Katot yüzeyi ise, Demirtas vd. [14] tasarlamış oldukları matematiksel model kullanılarak oluşturulmuştur. Anot malzemesi olarak 1040 karbon çeliği, katot malzemesi olarak bakır kullanılmıştır. Elektrolit ise, saf suya NaCl ilavesi ile elde edilmiştir ve bütün

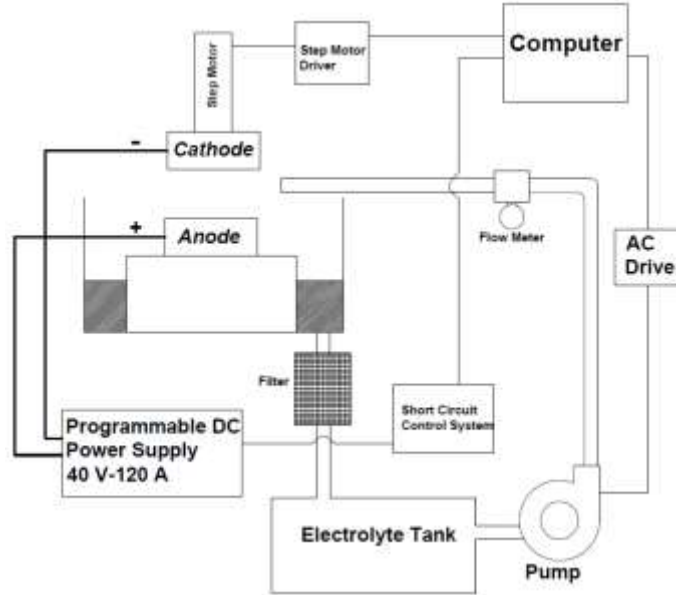
deneyler oda sıcaklığında gerçekleştirilmiştir. Yukarıda belirtilen EKİ zorluklarının önlenmesi için; ilk olarak kısa devre oluşumunun önüne geçmek için bir açık kaynak kod platformu kullanan Arduino® kullanılmıştır, ikinci olarak kavitasyon oluşumunun önüne geçmek için dört farklı tipte aparat tasarımı yapılmıştır, son olarak ise oksit katmanının engellenmesi için iki farklı elektolit iletim sistemi kullanılmıştır.

2. EKİ Tezgahı

Şekil 1’de gösterilen EKİ tezgâhı, çok amaçlı bir takım tezgâhından yola çıkılarak tasarlanmış olup, bu tezgâh üç ana başlık dikkate alınarak tasarlanmıştır. Bunlar; (1) Makine gövdesi, (2) elektrolit kontrol ünitesi, (3) Doğru akım (DA) güç kaynağı şeklinde belirtilebilir.



Şekil 1: EKİ tezgahı.



Şekil 2: EKİ tezgahı şematiği.

Makine gövdesi, elektrolitin korozif etkilerine karşı dirençli olması için alüminyumdan imal edilmiştir. Ayrıca lineer ray, vidalı mil ve somunların korozyona uğramaması için, tabla 10 mm kalınlığında pleksiglass levha ile kaplanmıştır. Üç eksenli katot hareketi ise G kodları kullanılarak Mach3® yazılımı ile gerçekleştirilmektedir. X, Y ve Z eksenleri adım motorlar ve vidalı mil mekanizması yardımı ile 25 µm

hareket hassasiyetine sahiptir. Katot ise, 10 mm kalınlığında 3 boyutlu yazıcı kullanılarak imal edilmiş olan özel bir bağlantı elemanı yardımıyla Z eksenine monte edilmiştir.

EKİ tezgâhında bir diğer önemli başlık ise doğru akım (DA) güç kaynağıdır. Elektroliz kanunlarına göre güç kaynağı anot ve katot arasındaki boşluktan yüksek akımı geçirebilecek kapasitede olmalıdır. Akım ve voltajın hassas bir şekilde kontrol edilmesi EKİ sırasında önemli faktörlerden biri olup, elektroliz kanunlarına göre malzeme yüzeyinden parça kaldırma işlemi düşük voltaj ve yüksek akım değerlerinde gerçekleştirilmektedir. Bu yüzden EKİ tezgâhında, 2400 W gücünde ve programlanabilen bir DA güç kaynağı kullanılmıştır. Voltaj referans alındığında güç kaynağının maksimum çalışma aralığı 40V – 60A iken, akım referans alındığında bu aralık 20V-120A'dır. Programlanabilme özelliği yardımıyla güç kaynağını darbeli (pulse) olarak kullanmak mümkündür. Ayrıca voltaj ve akım değerleri analog ve dijital sinyale dönüştürülerek, bir mikro işlemci veya PLC kart yardımıyla EKİ tezgâhında kısa devre oluşumu engellenmektedir.

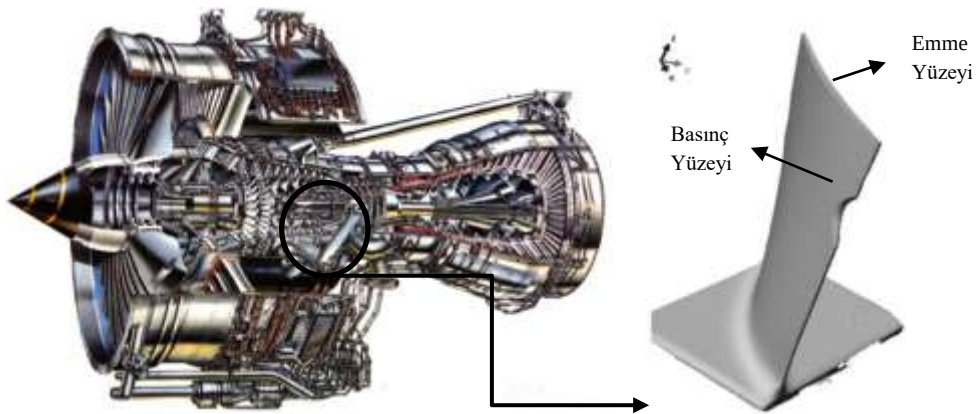
Konsatrasyon, debi ve sıcaklık gibi elektrolit parametreleri EKİ için önemli unsurlardır. Bu yüzden elektrolit transferini sağlayan pompanın dikkatle seçilmesi gerekmektedir. Bu yüzden sorunsuz çalışma ve hassas kontrol edilebilirlik gibi özelliklerinden dolayı, EKİ tezgâhında üç fazlı bir pompa tercih edilmiştir. Pompanın debi kontrolü ise bir frekans invertörü ile yapılmaktadır.

3. Deneysel Çalışma

Şekil 3 bir jet motoru ve kompresör palesinin yan yüzeylerini göstermektedir. Bu yan kısımlara emme ve basınç yüzeyleri adı verilmekte olup, bu yüzeylerin her biri serbest formlu yüzey uygulaması olarak değerlendirilebilmektedir. Bilgisayar destekli tasarım ve grafik işlemlerinde, Non Uniform Rotational B-Spline Surface (NURBS), serbest formlu yüzeylerin tanımlanabilmesi için en çok kullanılan matematiksel modeldir. Bu model film endüstrisinden üretim endüstrisine kadar birçok alanda kullanılmaktadır [15]. Ayrıca kolay kullanılabilirliğinden dolayı NURBS modeli, birçok CAD/CAM yazılımı ve grafik uygulamalarına adapte edilmektedir [16]. Anot yüzeyinin tanımlanabilmesi için NURBS modeli, aşağıdaki gibi yazılabilmektedir;

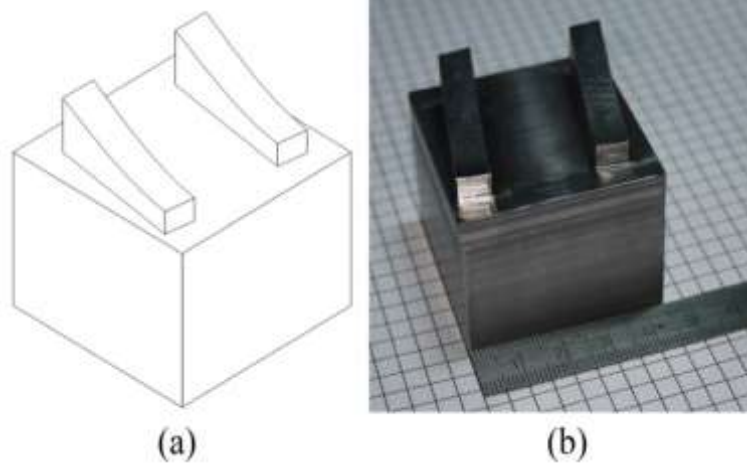
$$S(u, v) = \frac{\sum_{i=0}^m \sum_{j=0}^n w_{ij} P_{ij} T_{i,k}(u) T_{j,l}(v)}{\sum_{i=0}^m \sum_{j=0}^n w_{ij} T_{i,k}(u) T_{j,l}(v)} \quad (1)$$

Burada P_{ij} üç eksenli kontrol noktalarının koordinatlarını, w_{ij} her bir noktanın ağırlığını, u ve v vektörel doğrultusunu, $T_{i,k}(u)$ ve $T_{j,l}(v)$, u ve v doğrultusunda dönmeyen (non-rotational) temel fonksiyonlarını, k ve l B-Spline temel fonksiyonlarının üstellerini göstermektedir.



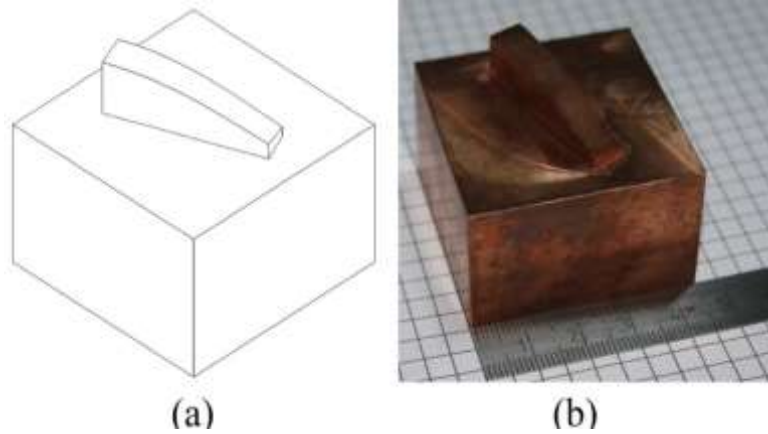
Şekil 3: Jet motoru ve emme ve basma yüzeyleri ile kompresör palesi [17].

Bu çalışmada anot yüzeyi olarak kompresör palesinin emme yüzeyi tercih edilmiş olup, NURBS kullanılarak CAD modellemesi yapılmıştır. Düşük maliyet, alışılmış imalat yöntemleri ile kolay işlenebilirliği ve piyasada kolay bulunabilirliğinden dolayı anot, 1040 karbon çeliği kullanılarak üretilmiştir. Anodun katı modeli ve fotoğrafı Şekil 4a ve 4b gösterilmiştir.



Şekil 4: Anodun katı modeli (a) ve fotoğrafı (b).

Katot yüzeyi ise literatür [14] kullanılarak modellenmiştir. Bu modele göre katot yüzeyi bazı EKİ parametreleri ve anot yüzeyi kontrol noktaları kullanılarak elde edilebilmektedir. Bu modelleme için kullanılan EKİ parametreleri Tablo 1'de gösterilmiştir. Yüksek elektrik iletkenliği ve kolay işlenebilmesi gibi bazı avantajlarından dolayı, anot malzemesi olarak bakır kullanılmıştır. Katodun katı modeli ve fotoğrafı Şekil 5a ve 5b gösterilmiştir.



Şekil 5: Katodun katı modeli (a) ve fotoğrafı (b).

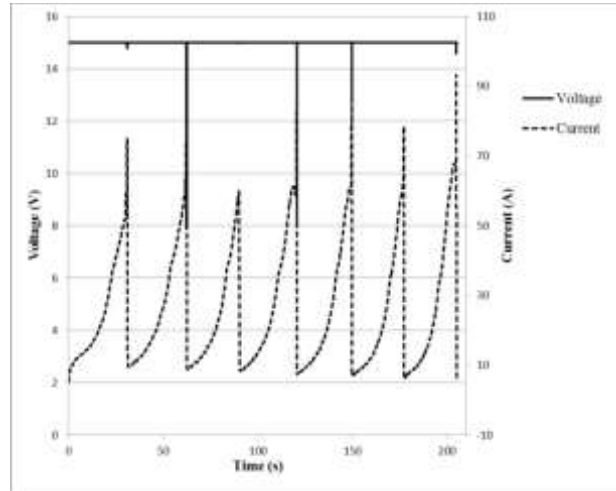
Deneylerde NaCl tipi elektrolit kullanılmış olup, güç kaynağı ise sürekli voltaj sağlayarak çalışmaktadır. Bu çalışmadaki sabitler ise elektrik iletkenliği (k) 10 S/mm ve 1040 karbon çeliğinin elektrokimyasal işlenebilirliği (k_v) $6.22 \text{ mm}^3/\text{A} \cdot \text{min}$ olarak tespit edilmiştir.

Elektrolit Tipi	Elektrik İletkenliği (k) (S/mm)	Elektrokimyasal İşlenebilirlik (k_v) ($\frac{mm^3}{A.min}$)	Anot voltaj (V)	Adım Oranı (V_f) (mm/min)	Boşluk Miktarı (mm)
NaCl	10	6.22	15	1	2.0
NaCl	10	6.22	15	3	2.0
NaCl	10	6.22	15	5	2.0

Tablo 1: Katot yüzey tasarımı için EKİ parametreleri

3.1. Kısa Devre Kontrolü

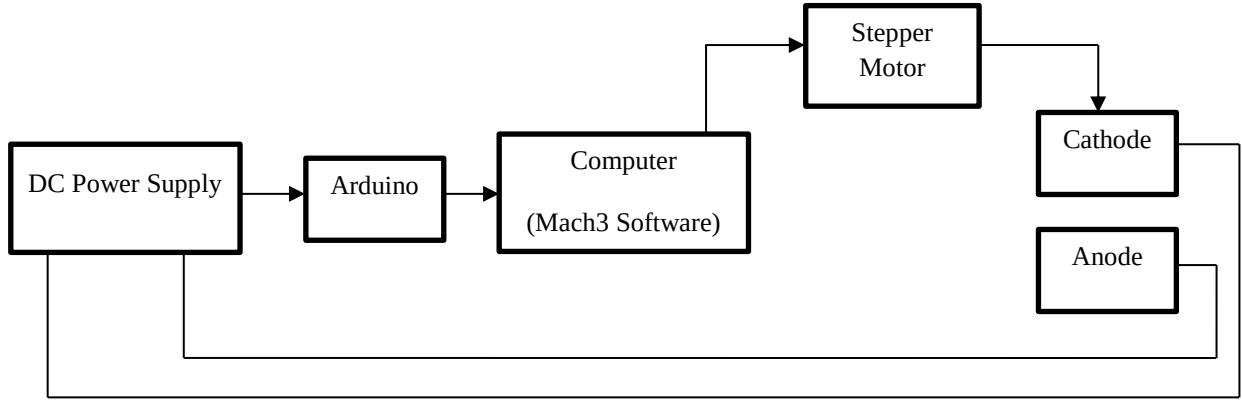
Kısa devre oluşumu; EKİ’ de hem anot hem de katot yüzeyine zarar veren önemli bir zorluk olarak karşılaşılmaktadır. Kısa devre oluşan sistemlerde akım geçişi elektrik iç direncinin çok düşük veya hiç olmadığı durumlarda gerçekleşmektedir [18]. Böylece sistemin voltaj değeri sıfıra yaklaşmakta akım değeri ise kullanıcı tarafından belirlenen veya sistemin taşıyabileceği maksimum değere ulaşmaktadır. EKİ sırasında bir kısa devre oluşumu Şekil 6’da gösterilmiştir.



Şekil 6: EKİ sırasında kısa devre oluşumu.

Yukarıdaki açıklamalar doğrultusunda kısa devre oluşumunun engellenmesi için, kapalı döngü bir kontrol sistemi tasarlanmıştır. Bu sistemde ilk olarak voltaj ikinci olarak ise akım ve voltaj birlikte dinamik geri besleme elemanı olarak kullanılmış, böylece bu kontrol sisteminin verimliliği değerlendirilmiştir. DA güç kaynağının programlanabilir olmasından dolayı voltaj ve akım değerleri hem analog hem de dijital olarak okunabilmektedir. Bu verilerin kontrolü ve DA güç kaynağı ile EKİ hareket sistemi arasındaki iletişimin sağlanabilmesi için bir mikroişlemci kontrol kartı kullanılmıştır. Arduino® adlı bu kart akıllı bina kontrol sistemlerinden CNC otomasyon sistemleri gibi birçok farklı alanda kullanımı mevcuttur.

EKİ hareket mekanizması ise Mach3® adlı G kodları kullanarak adım veya servo motorları kontrol edebilen bir kontrol kartı ile kontrol edilmektedir. Kısa devre kontrol sisteminin şematiği ise Şekil 7’ de gösterilmiştir.



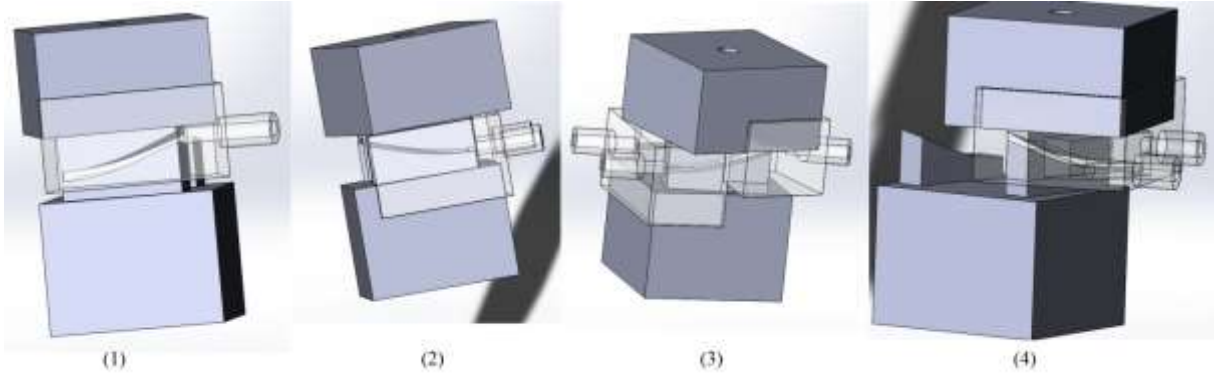
Şekil 7: Kısa devre kontrol sistemi şematiği.

Bu şematiğe göre Arduino® DA güç kaynağından analog olarak verileri okumakta ve bu veriler değerlendirilerek sonuçlar Mach3® yazılımına iletilmektedir. Böylece katot hareketi kontrol edilebilmektedir. Voltaj ve/veya akım değerlerinde ani değişimler (artma veya azalma) tespit edildiğinde sabit adım oranı ile hareket ettirilen katot, anottan uzaklaştırılmaktadır. Başlangıç konumuna getirilen katot ile EKİ başlangıç pozisyonundan anoda doğru hareketine devam etmektedir.

3.2. Kavite Kontrolü

Akışkanlar mekaniği ilkelerine göre kavite, türbülanslı ve süreksiz akışın olduğu durumlarda gerçekleşmektedir. Literatür incelendiğinde EKİ sırasında farklı kavite tiplerine karşılaşılabilmektedir. Bunların içinde en çok karşılaşılan kavite tipi ise süreksiz kavitedir [19]. Bu kavite tipinde baloncukların büyümesi ve patlaması bir mikrosaniyeden daha kısa bir sürede gerçekleşmektedir [20].

Anot ve katot arasındaki elektrolitin ileteceği boşluk karmaşık bir geometriye sahiptir. Bu karmaşık geometride sürekli akışın sağlanabilmesi normal şartlarda çok zor olduğundan dolayı bu işlem için dört farklı aparat tasarlanmıştır. Bu aparatlar Şekil 8’de gösterilmiş olup (1), (2), (3) ve (4) numaralı şekiller sırası ile aparat 1, aparat 2, aparat 3 ve aparat 4’ü göstermektedir. Bu şekil incelendiğinde aparat 1 ve 2 katot ve anot şekillerine göre tasarlanmış, elektrolit iletimi ise tek taraflı olarak gerçekleştirilmektedir. Aparat 3 ise hem anot hem de katot geometrisine göre tasarlanmış olup akış iki taraftan aynı anda yapılmaktadır. Aparat 4 ise katot yanal yüzeyine göre tasarlanmış olup bir serbest formlu yüzey uygulaması olarak değerlendirilebilmektedir. Bu aparat için elektrolit girişi tek taraftan yapılmakta olup, delik sayısı artırılarak elektrolit debisi artırılabilir. Aparatların tamamı EKİ sırasında iyon transfer yönünü ve miktarını etkilememesi için üç boyutlu bir yazıcı ile plastik malzemeden üretilmiştir. Bu 3B yazıcının X-Y eksenlerinde hareket hassasiyeti 0.04 mm iken Z eksenindeki hareket hassasiyeti ise 0.004 mm’dir.



Şekil 8: Elektrolit transferi için tasarlanmış aparatlar; (1) aparat 1, (2) aparat 2, (3) aparat 3, (4) aparat 4

3.3. Oksit Katmanı Kontrolü

Deneylerde kullanılan 1040 karbon çeliğinin seçilme nedenleri maliyetinin düşük, piyasada kolay erişilebilmesi ve işlenebilirliğinin kolay olmasıdır. Fakat kimyasal bileşiminden dolayı 1040 karbon çeliğinin korozyona karşı direnci çok düşüktür. 1040 karbon çeliğinin kimyasal kompozisyonu Tablo 2’de gösterilmiştir.

Element	Fe	Mn	C	S	P
Miktar (%)	98.6-99	0.6-0.9	0.37-0.44	≤ 0.05	≤ 0.04

Tablo 2: 1040 karbon çeliğinin kimyasal kompozisyonu [21]

Kimyasal kompozisyonun çoğunu oluşturan demir (Fe) elementi oksit k oluşumuna neden olmaktadır. Demirin NaCl tip elektrolitteki anodik çözünmesi ise [22];



şeklinde gerçekleşmektedir. Fakat bu çözünme sonucunda yüzeyde oluşan oksit katmanı (Fe_2O_3), pasif çözünme ile;



Oksijen oluşumuna neden olmaktadır. Böylece elektrolit içindeki Fe^{2+} oksitlenmektedir. Sonuç olarak üç farklı bileşik tipi oluşmakta bunlar ise Fe^{2+} , Fe^{3+} ve O_2 şeklindedir.

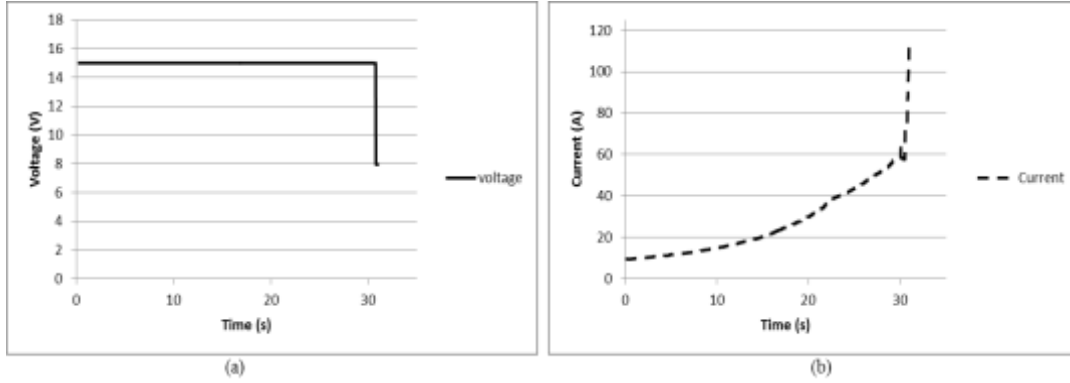
EKİ sırasında demir ve demir bazlı alaşımlarda en çok karşılaşılan oksit katmanları Fe_2O_3 ve Fe_3O_4 tipteki katmanlardır. Fe_2O_3 oksit katmanı bünyesinde Fe^{2+} iyonlarını barındırmaktadır. Kırmızı renkte olan bu katman ise demir oksit şeklinde adlandırılmaktadır. Buna karşın Fe_3O_4 katmanında hem Fe^{2+} hem de Fe^{3+} iyonları bulunmaktadır. Manyetit adındaki bu katman ise kırmızı değil siyah renktedir.

4. Deneysel Sonuçlar ve Tartışma

4.1. Kısa Devre Kontrolü

Kısa devre kontrolünde ilk olarak voltaj değerleri kullanılmış ve sistemin verimliliği değerlendirilmiştir. DA güç kaynağı ile anot ve katot arasındaki voltaj değerleri okunmakta analog sinyal olarak Arduino® kontrol

kartına iletilmektedir. Arduino® bu verileri kontrol ederek sistemde voltaj düşüşü olduğunda Mach3® yazılımına bilgi göndermektedir. Bu bilgi doğrultusunda Mach3® katot hareketini durdurmakta ve katotu anottan uzaklaştırmaktadır. İşlemin başlangıcına dönen katot tekrar aynı hızda anota doğru sabit adım oranı ile hareket etmektedir.



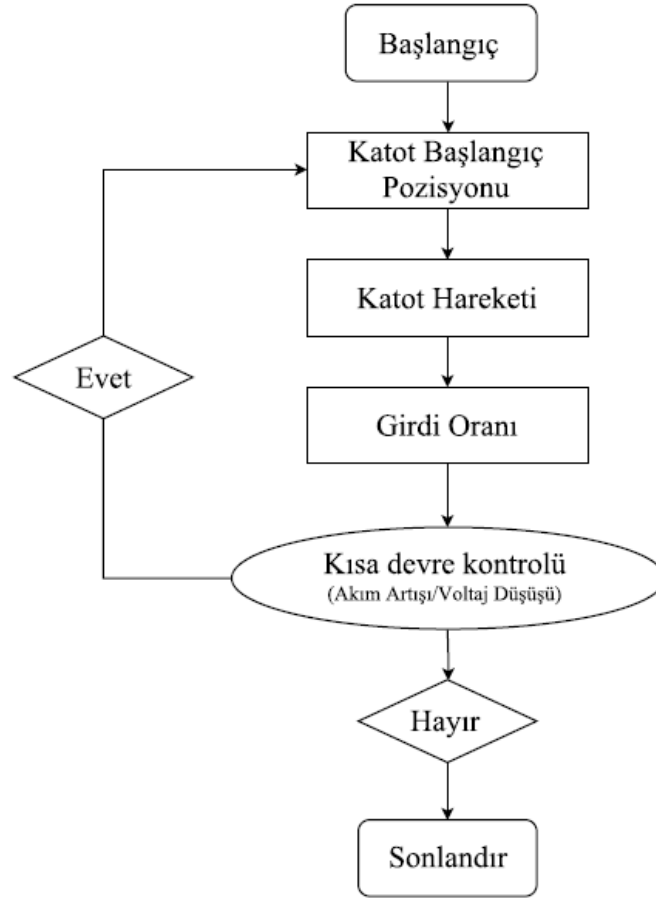
Şekil 9: 5 mm/dk. adım oranı için voltaj (a) ve akım (b) değişimi.

Şekil 9. (a) 5mm/dk. adım oranı için voltajın şekil 9. (b) ise akımın zamana göre değişimini göstermektedir. Şekil 9. (a)' da görüldüğü üzere voltaj 25 milisaniyenin daha altında bir sürede 15V' dan 8 V düşmekte bu durum ise kısa devre oluşumuna neden olmaktadır. Yüksek adım oranlarında verinin okunması ve işlenmesi için gerekli olan bu süre çok az olduğundan sadece voltajın geri besleme olarak kullanılması bu sistemin verimliliğini azaltmaktadır. Yapılan deneylerde düşük adım oranlarında işleme sırasında herhangi bir kıs devre oluşumu tespit edilmiştir. Kısa devre oluşumu ile zarar görmüş katot Şekil 10'de gösterilmiştir.



Şekil 10: Kısa devre oluşumu ile zarar görmüş katot.

Elektroliz kanunlarına göre iki elektrot (anot ve katot) arasındaki boşluk miktarı ile akım ters orantılı olarak değişmektedir. Buna göre aradaki boşluk miktarı düştükçe akım miktarı artmaktadır. Şekil 9 (b) incelendiğinde bu kanunu destekler şekilde değişimin gerçekleştiği görülmektedir. Ayrıca akım değişiminin voltaj değişimine göre daha yavaş bir şekilde gerçekleştiği tespit edilmektedir. Bu bilgi doğrultusunda kısa devre kontrol sisteminde hem voltaj hem de akım aynı anda dinamik geri besleme elemanı olarak kullanılmıştır. Böylece sistemin verimliliği artırılarak kısa devre oluşumunun önüne geçilmiştir. Kısa devre kontrol sistemi için akış şeması, Şekil 11' de gösterilmiştir. Bu şemaya göre EKİ sırasında herhangi bir voltaj düşümü veya akım artışı meydana geldiğinde, kısa devre kontrol sistemi otomatik olarak devreye girmektedir.



Şekil 11: Kısa devre kontrol sistemi akış şeması.

4.2. Kaviteasyon Kontrolü

Bu bölümde bölüm 3.2’ de belirtilen 4 farklı aparat kullanılarak elde edilen sonuçlar incelenmiştir. Aparat 1 ve 2 için işlenmiş anot yüzeyi Şekil 12’de gösterilmiştir. Şekilden görüldüğü üzere kaviteasyon oluşumu elektrolitin iletildiği bölgeden değil elektrolit çıkışının gerçekleştiği bölgede oluşmaktadır. Bu sonuçların değerlendirilmesi için anot ve katot arasındaki akış, ANSYS® yazılımı kullanılarak modellenmiştir. Simülasyon parametreleri, Bölüm 3.2’de bahsedildiği üzere akışkanlar mekaniği prensiplerine göre belirlenmiş olup, Tablo 3’de gösterilmiştir. Yapılan çözümlemelerde akışın anot ve katot yüzeyindeki üzerindeki değişimini görmek için bu bölgelerde mesh yoğunluğu diğer bölgelere göre 5 kat arttırılmıştır. Ayrıca eleman sayısının çözüm üzerinde bir etkisinin olmadığını göstermek için mesh büyüklüğü 1 mm ile 0.1 mm arasında 3 farklı büyüklükte çözümleme yapılmıştır. Çözümler, i5 işlemci ve 8 gb ram’ e sahip bir bilgisayarda mesh yoğunluğuna bağlı olarak 10 ile 20 dakika arasında değişmektedir.

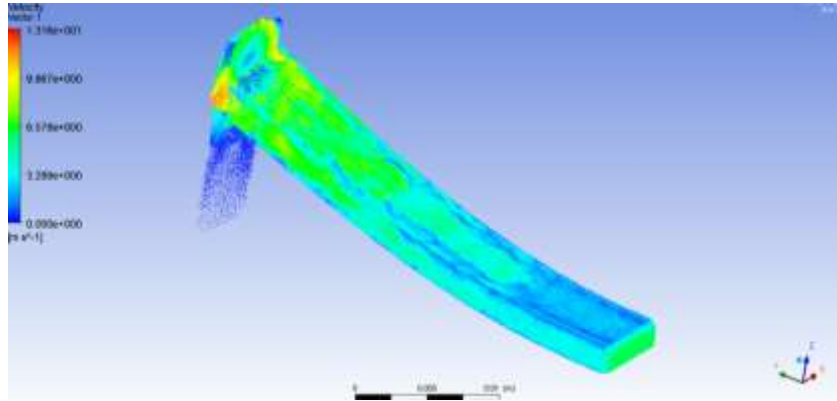
Akış tipi	Eleman tipi	Mesh büyüklüğü (mm)	Giriş Hızı (m/sn.)	Zaman	Çözüm tipi
Laminer	Tetrahedron	0.1	5.53	10-20 dakika	Basınç-bazlı

Tablo 3: ANSYS® simülasyon parametreleri.



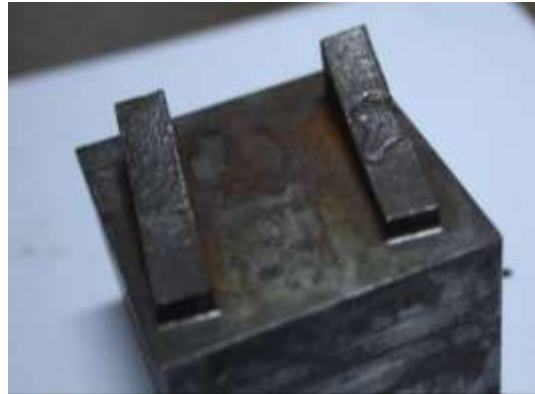
Şekil 12: Aparat 1 (sol) ve aparat 2 (sağ) ile işlenmiş anot yüzeyi.

Aparat 1 için anot ve katot arasındaki elektrolit hız dağılımı simülasyon sonuçları Şekil 13'te gösterilmekte olup benzer sonuçlar aparat 2 için de elde edilmektedir. Şekil incelendiğinde elektrolitin boşluktan çıkış bölgesinde anot ve katot yüzeylerindeki hız değerlerinin sıfıra yaklaştığı görülmektedir. Akış hızının arttırılması ise, boşlukta türbülansa neden olacaktır. Akış hızının sıfır olduğu bölgelerde kavitasyon oluşumu meydana gelmekte olup, bu durum literatürü [18] doğrular niteliktedir.



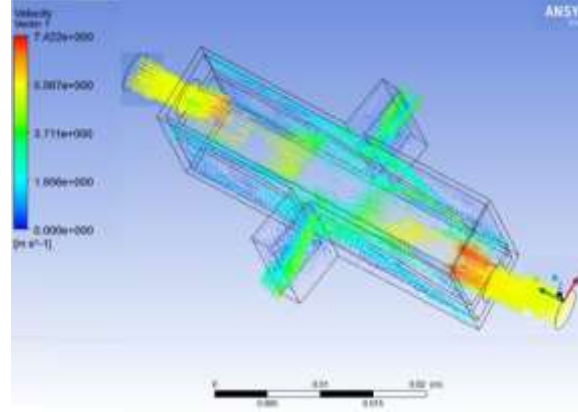
Şekil 13: Aparat 1 için ANSYS® simülasyon sonuçları.

Aparat 3 için elektrolitin iletildiği kısımlarda kavitasyon oluşumu görülmezken, elektrolitin çıkış kısımlarında yani orta bölgede kavitasyon oluşumu görülmektedir. Aparat 3 ile işlenmiş anot yüzeyi, Şekil 14' te gösterilmiştir.



Şekil 14: Aparat 3 ile işlenmiş yüzey (sağ).

Aparat 3 için elde edilen simülasyon sonuçları ise, Şekil 15’de gösterilmiştir. Tam orta bölgede sıkıştırılamayan sıvı aparatın çıkış kanalları ile işlem bölgesinden uzaklaşmaktadır. Böylece orta bölgeye düzgün bir şekilde elektrolit iletimi sağlanamamakta ve bu durum kavitasyon oluşumuna neden olmaktadır.



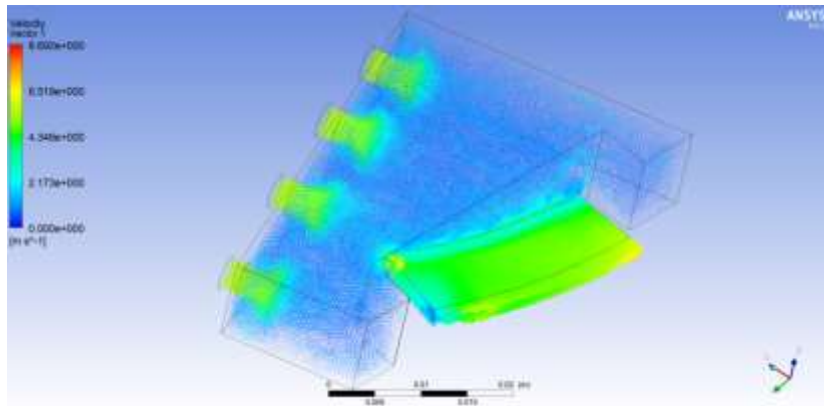
Şekil 15: Aparat 3 için ANSYS® simülasyon sonuçları.

Katot yanal yüzeyine göre tasarlanan Aparat 4 için akış mesafesi, diğer aparatlara göre daha kısadır. Böylece yüksek debi değerleri ile işlem bölgesinde laminar akış ile elektrolit iletimi mümkün olmaktadır. Ayrıca akış işlemi tek taraftan yapıldığı için delik sayısı artırılarak elektrolit debisini arttırmak ve kontrol etmek diğerlerine göre daha kolaydır. Aparat 4 ile işlenmiş anot Şekil 16’ da gösterilmiştir.



Şekil 16: Aparat 4 ile işlenmiş anot (sol).

Ayrıca simülasyon sonuçları incelendiğinde işlem bölgesindeki elektrolit hız dağılımlarının diğer aparatlara göre daha homojen ve düzgün dağıldığı tespit edilmiştir. Aparat 4 için elde edilen simülasyon sonuçları, Şekil 17’de gösterilmiştir.



Şekil 17: Aparat 3 için ANSYS® simülasyon sonuçları.

4.3. Oksit Katmanı Kontrolü

Oksit katmanının engellenmesi için Bölüm 3.1 ve 3.2 dikkate alınarak en uygun deney koşulları uygulanmıştır. Bu işlem sırasında elektrolitin içindeki atıkların arıtılması için aktif karbon ve filtre kâğıdı kullanılmıştır. Deneyler sonucunda yüksek akım değerlerinde, anot yüzeyi üzerinde siyah renkte oksit katmanı oluştuğu gözlenmiştir. Bu katman tipi manyetit adı ile bilinen demirin bir oksidi olan Fe_3O_4 . Bunun sonucunda kullanılan filtreleme sisteminin EKİ için yetersiz olduğu tespit edilmiştir. Ayrıca elde edilen bu sonuçlar literatürü [13] destekler niteliktedir. Oksit katmanı oluşmuş işlenmiş anot yüzeyi Şekil 18’de gösterilmiştir.



Şekil 18: Oksit katmanı oluşmuş yüzey.

Datta vd. [23] yaptıkları çalışmada debi ve akım yoğunluğunun demir ve nikel için yüzey parlaklığı üzerindeki etkisini incelemişler ve kullanılan elektrolit atık olarak sistemden uzaklaştırmışlardır. Bu yüzden bu çalışmada elektrolit transferi kapalı sistemden açık sisteme dönüştürülerek, atıklar sistemden tamamen uzaklaştırılmıştır. Böylece oksit katmanı oluşumunun önüne geçilmesi sağlanmıştır. Elektrolit transfer sisteminin değiştirilmesinden sonra işlenmiş anot yüzeyi Şekil 19’ de gösterilmiştir.



Şekil 19: Açık sistem elektrolit transferi ile işlenmiş anot yüzeyi.

5. Sonuç

Bu çalışma; serbest formlu yüzeylerin EKİ sırasında karşılaşılan zorlukları ve çözüm önerilerini sunmaktadır. Bu zorluklar; kısa devre, kavitasyon ve oksit katmanı oluşumu şeklinde üç ana başlık altında incelenmiştir. Yapılan deneylerde anot yüzeyi olarak jet türbin palesi emme yüzeyi kullanılmıştır. Katot yüzeyi ise, literatür [14] kullanılarak modellenmiştir. Kısa devre kontrolü için Arduino® kullanılmış olup, yüksek adım oranlarında geri besleme olarak voltajın tek başına yetersiz olduğu tespit edilmiştir. Bu yüzden geri besleme elemanı olarak akım ve voltaj aynı anda kullanılmıştır. Kavitasyon oluşumu akış durumuna bağlı olduğu için, öncelikle sonlu elemanlar yöntemiyle ANSYS Workbench ortamında analizleri gerçekleştirilmiş, çıkan sonuçlara göre dört farklı aparat tasarlanmış ve deneylerde kullanılmıştır. Sonuçlar incelendiğinde, elektrolit hız dağılımının homojen ve düzgün yapıldığında kavitasyonun önüne geçildiği tespit edilmiştir. Ayrıca elektrolit içindeki atık maddelerin tamamen temizlenememesinden dolayı, yüzeyde oksit katmanı oluştuğu gözlenmiştir. Bu yüzden EKİ için kullanılan elektrolit transfer sistemi kapalı tipten açık tipe dönüştürülmüş, böylece deneylerde kullanılan elektrolit işleme bölgesinden tamamen uzaklaştırılmıştır.

6. Teşekkür

Bu çalışma; Gaziantep Üniversitesi Bilimsel Araştırma Proje (BAP) birimi tarafından MF.14.19 numaralı ve "Mikro ve Makro Boyutlarda İşleme Kabiliyeti olan Elektro-Kimyasal İşleme Tezgâh Tasarımı ve İşlem Parametrelerinin İncelenmesi" başlıklı proje ile desteklenmiştir.

7. Kaynakça

- [1] Mithu, M. A. H., Fantoni, G., Ciampi, J., Santochi, M., 2012, "On how tool geometry, applied frequency and machining parameters influence electrochemical microdrilling", *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 5, 202-213.
- [2] Tang, L. and Guo, Y. F., 2013, "Experimental Study of Special Purpose Stainless Steel on Electrochemical Machining of Electrolyte Composition", *Materials and Manufacturing Processes*, 28:4, 457-462.
- [3] Fan, Z. W., Hourng, L. W., 2009, "The analysis and investigation on the microelectrode fabrication by electrochemical machining", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 49, 659-666.
- [4] Labib, A. W., Keasberry, V. J., Atkinson, J., Fros, H. W., 2011, "Towards next generation electrochemical machining controllers: A fuzzy logic control approach to ECM", *Expert Systems with Applications*, 38, 7486-7493.
- [5] Ghoshal, B., Bhattacharyya, B., 2013, "Influence of vibration on micro-tool fabrication by electrochemical machining", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 64, 49-59.
- [6] Bannard, J., 1977, "Electrochemical machining", *J. Appl. Electrochem.*, 7, 1-29.
- [7] Kozak, J., 1976, "Mathematical models for computer simulation of electrochemical machining process", *Journal of Material Processing Technology*, 76, 170-175.
- [8] Bhattacharyya, B., Malapati, M., Munda J., 2005, "Experimental study on electrochemical micromachining", *Journal of Materials Processing Technology*, 169, 485-492.
- [9] Sato, T., (1970), *Electrochemical Machining and Chemical Machining*, Asakura Publishing.
- [10] Koyano, T., Kunieda, M., 2013, "Micro electrochemical machining using electrostatic induction feeding method", *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 62, 175-178.
- [11] Davydov, A. D., Volgin, V. M., and Lyubimov, V. V., 2004, "Electrochemical Machining of Metals: Fundamentals of Electrochemical Shaping", *Russian Journal of Electrochemistry*, 40:12, 1230-1265.
- [12] Mao, K. W. 1971, "ECM study in a closed cell system", *J. Electrochem. Soc.*, 118, 1870-1876.
- [13] Lohrengel, M. M., Klüppel, I., Rosenkranz, C. Bettermann, H., Schultze J. W. 2003, "Microscopic investigations of electrochemical machining of Fe in NaNO_3 ", *Electrochimica Acta*, 48, 3203-3211.
- [14] Demirtas, H., Yilmaz O., Kanber B. 2017, "A simplified mathematical model development for the design of free-form cathode surface in electrochemical machining", *Machining Science and Technology*, 21, 157-173.
- [15] Rogers, D. F. 2001, *An Introduction to NURBS With Historical Perspective*, ISBN: 978-1-55860-669-2, 1st Edition, Morgan Academic Press: Kaufmann Publishers, USA.
- [16] Piegl L. A., Tiller, W. (1997), *The NURBS book*, ISBN 978-3-642-97385-7, 2nd Edition, Springer Press, Germany.
- [17] Yılmaz, O., 2006, "Repair of complex geometry components and free-form surfaces", PhD, University of Nottingham.
- [18] https://en.wikipedia.org/wiki/Short_circuit
- [19] Banks, C., Compton, R. G. 2003, "Voltammetric exploration and applications of ultrasonic cavitation", *Chem. Phys. Chem.*, 4, 169-178.
- [20] Suslick, K. S., Didenko, Y., Fang, M. M., Hyeon, T., Kolbeck, K. J., McNamara, W. B., Mdlalen, M. M., Wong, M. 1999, "Acoustic cavitation and its chemical consequences". *Phil Trans R Soc Lond Ser*, 357, 335-35.
- [21] <http://www.azom.com/article.aspx?ArticleID=6525>. 01.12.2016
- [22] Lohrengel, M. M. 2006, "Pulsed Electrochemical Machining of Iron in NaNO_3 : Fundamentals and New Aspects", *Materials and Manufacturing Processes*, 20, 1-8.
- [23] Datta, M. and Landolt, D. 1979, "On the Role of Mass Transport in High Rate Dissolution of Iron and Nickel in ECM Electrolytes-I: Chloride Solutions", *Electrochimica Acta*, 25, 1255-1262.

11th SESSION

DEVELOPMENT OF A NOVEL MINI DYNAMOMETER: DynoMARC

Sertac Guneri Yazgi, Omer Subasi, Ismail Lazoglu*

*Manufacturing and Automation Research Center, Koc University, 34450, Istanbul, Turkey
syazgi16@ku.edu.tr, osubasi16@ku.edu.tr, *ilazoglu@ku.edu.tr*

Abstract

This paper presents a new triaxial dynamometer with a monolithic flexure design to detect the tangential cutting forces along x, y, and z axis during machining. Direct force measurements are performed using photo interrupters using optoelectronic sensor technology based on detecting the change in transmitted light intensity due to applied force. Optimal structural parameters of the flexures are obtained through finite element analysis method. A prototype of the dynamometer is manufactured from AL7050, and the calibration tests are conducted in x, y and z axes with different loading scenarios. Force readings are also compared to and validated by Kistler 9256C1 table dynamometer. Impact hammer test is also performed to understand the operability of the dynamometer for vibrating environments. Results of the experimental studies validate that the proposed dynamometer is a feasible low-cost solution expected to be adopted for force detection in machining applications without compromising reliability and accuracy.

Key Words: Triaxial, Dynamometer, Photo Interrupter

1 Introduction

Determination of cutting forces and torques during machining applications is crucial for improving machining productivity and end-product quality, and decreasing the machining costs and product life cycles. Since there is a widespread use of CNC machines in the manufacturing industry, the aim of unmanned automation for efficient fabrication brings the need for implementation of robust sensing devices. Precise and accurate determination of cutting forces allows the characterization of the machining process for process optimization, control, and other relevant cutting parameters such as tool wear, chatter, dimensional accuracy and surface roughness [1]. Real-time monitoring of these dynamic cutting process parameters and estimation of tool-life are crucial for manufacturers since, through increased efficiency and end-product quality, a certain edge in this ever-increasingly competitive industry can be gained. Therefore, the development of force sensing devices that are highly accurate, robust and cost-effective are of utmost attention for a variety of machining applications.

There is a great number of cutting force sensing devices that are found in literature and are commercially available. Mainly, the force sensing techniques are either indirect methods that relate cutting force to change in parameters such as vibration, sound emission, machine tool current and voltage or direct techniques that acquire the cutting force from electrical, optical or magnetic conversion of pertaining mechanical effects [2]. Each of these methods with their advantages and disadvantages, explored in detail in a literature review by Liang et. al [2], are factored in for determining the suitable force sensing device for a given machining operation. Of the direct transduction techniques, strain gage and piezoelectric based sensing devices are the most widely used ones in literature and industry. Companies including Kistler TLC (Technische Lehrmittel Konstruktion, Unna, Germany) and Beijing HYXC (Heng Yuan Xing Chuang, Beijing, China), have commercially available devices that are highly reliable in measuring cutting forces for a variety of machining methods.

Presently, piezoelectric type force sensors are one of the most frequently utilized commercial instruments for measuring milling forces. Despite the excellent performance of the piezoelectric dynamometers in terms of

having high frequency response, sensitivity and accuracy, due to their structural complexity and expensive co-working amplifier implementation, their application is mostly restricted to academic research. [3] Additionally, monitoring and controlling of high-speed processes cannot be achieved by most of the present force and torque sensing systems; limited workspace sizes, low-frequency bandwidths, mounting and wiring complexities are also some other limitations of the commercially available force sensors. [4] To address these limitations, optoelectronic sensing methods are investigated.

This study outlines the development of a novel dynamometer for machining applications that is based on special optoelectronic sensors called photo interrupters. The developed force sensing device is innovative in that the cutting force sensing devices commercially available do not use this cost-effective and reliable optical technique. Photo interrupter sensors for such applications have only recently started to be used for robotic applications. While Shams et. al delineates the use of photo interrupter sensors for force detection on a uniaxial robotic hand gripper [5], Kim et. al, have developed a compact sensor based on photo interrupters that can detect forces in z-axis and torques in the x- axis and y- axis [6].

Inspired from this increase in the use of photo interrupters for force sensing technologies, a small size triaxial force sensor is developed which detects the forces in three Cartesian coordinates, namely x- axis, y- axis and z- axis. To the date of this study, there are not any developed dynamometers commercially available or found in the literature that can detect forces in three Cartesian coordinates using photo interrupter technology. The developed device is planned to be used as a table-fixed dynamometer that will detect the tangential cutting forces created in three axes due to dynamic machining processes as depicted in Fig. 1.

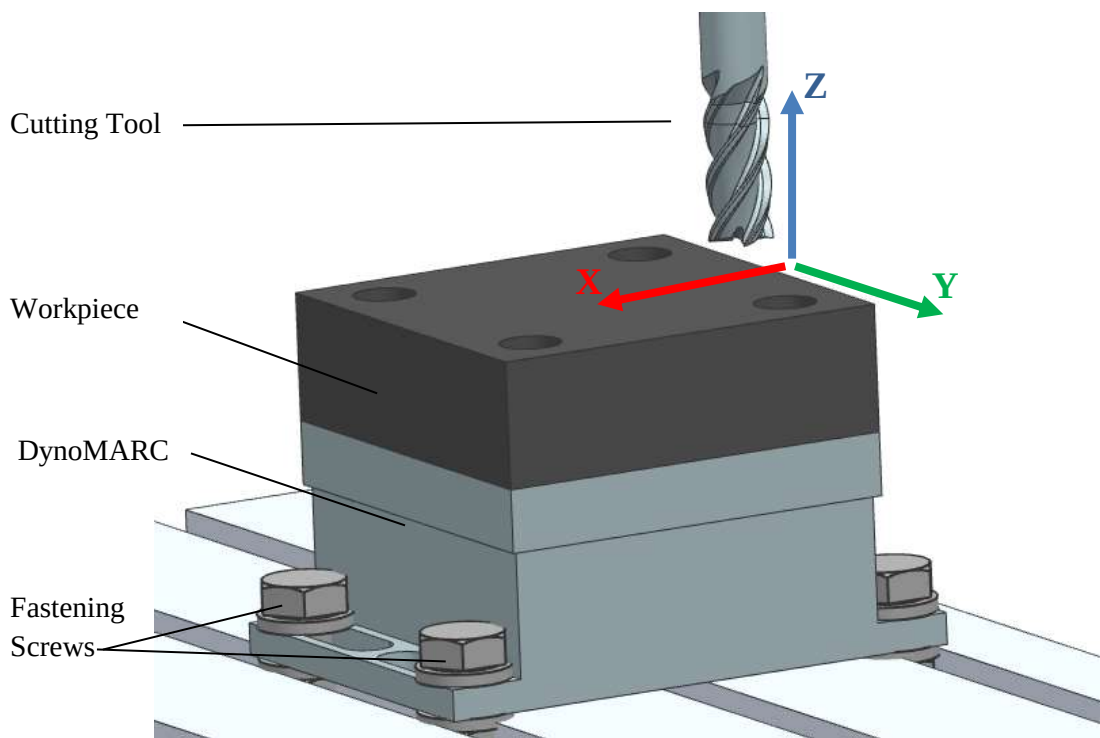


Figure 1: Machining process using the developed dynamometer as the triaxial cutting force sensing device.

2 Methods and Materials

2.1 Sensor Design and Fabrication

The developed dynamometer consists of a bottom case and a monolithic flexural component. The bottom case enables the fixation of the dynamometer to various surfaces including optic and CNC tables and provides a housing for the electronic wires and embedded circuitry. Also, it provides attachment points for three photo interrupter sensors. The top flexure is the most crucial component of the force sensor design as it determines the force range and bandwidth properties of the developed dynamometer. An elastic center structure is established as the connection point for the force exertion point (Fig. 2), three light blockers, and three flexural arms. A cover component on top of the monolithic flexure can also be implemented for attachment of workpieces to the dynamometer.

All the dynamometer components are manufactured out of Aluminum 7050 with elasticity modulus of 71.7 GPa and yield strength of 469 MPa. The deformation of the elastic center structure and the displacement of the light blockers enabled by the flexural arms are determined using static structural FEM simulations (ANSYS, ANSYS Inc.). For 150 N force in the $\pm x$ direction the deformation of the elastic center structure in the corresponding direction is found to be 0.28 mm; for 150 N force in the $\pm y$ direction the deformation is 0.28 mm and for 100 N force in the $\pm z$ direction the deformation is 0.34 mm. This result is expected as the flexural component is symmetric in x and y axis while z axis deflection is less stiff in comparison. Therefore, the force ranges for the developed dynamometer is ± 150 N for x and y axis and ± 100 N for z axis.

The manufactured dynamometer is compact having small dimensions (base area: 63 mm x 87 mm, height: 33 mm) and lightweight (205 g). The dynamometer operates with a 5V power supply and the digital voltage output data from the photo interrupters are converted to analog signals using an Arduino microcontroller. Besides the microcontroller and the accompanying circuitry, there are no other electronic elements needed for the operation of the device. A GUI is also developed using an open software called Telemetry-Viewer for displaying the force measurements real-time.

2.2 Force Detection

Photo interrupters are optically coupled sensors that contain a LED on one side and a light receiving transistor on the other side. In the slotted type photo interrupters used for this project, the light transmission in the gap of the sensor can be interrupted by a light blocking element (Fig. 2) that changes the light intensity received by the transistor. The equivalent change in output voltage of the optic sensor can then be picked up. Each photo interrupter sensor can detect the displacement of its corresponding light blocker, in other words, the force component that causes light-blocker to move in the given direction. Therefore, to detect forces in all three Cartesian coordinates, three photo interrupter sensors are implemented.

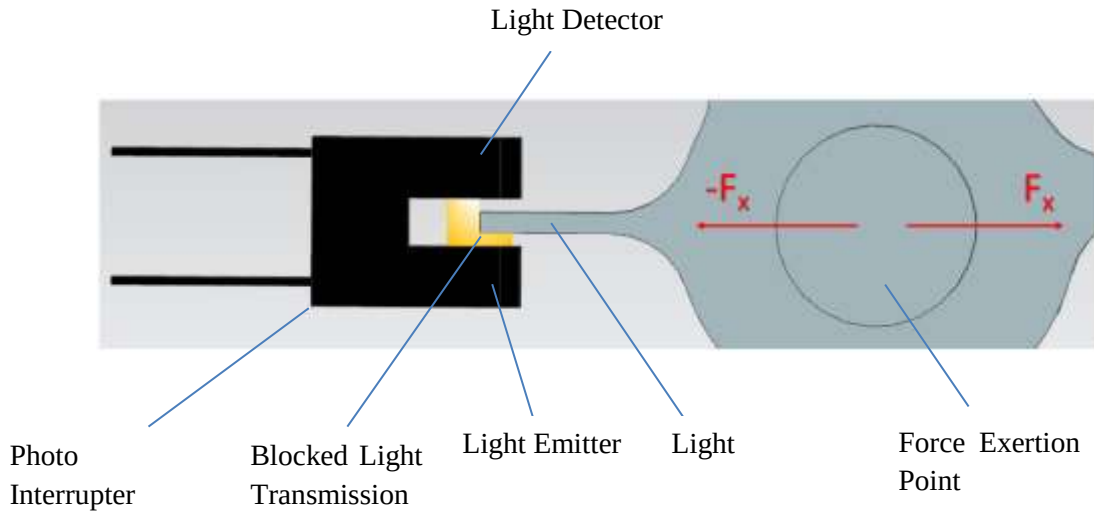


Figure 2: Force detection mechanics for the x-axis. Forces applied to the force exertion point in $\pm x$ directions cause the light-blocker displacement, which changes the amount of lights received in the photo interrupter. An identical force sensing system is implemented for y and z axes, photo interrupters oriented according to the assembly.

For this study, the chosen photo interrupters are quite inexpensive, driving the overall production cost down, and compact, allowing the design of a device with miniaturized dimensions. [7] Each photo interrupter sensor has a light transmission window that is 0.7 mm wide. [7] By initially placing the ends of the light blocker in the middle of this light gap (~ 0.35 mm mark), when there are no forces on the system, a nominal output voltage value is obtained. Also depicted in Fig. 2 for forces in positive and negative directions for a given axis on the system, a single photo interrupter can sense the displacement of the light blocker in both directions according to the change in the output voltage.

2.3 Sensor Calibration

To correctly measure the forces that are applied on the dynamometer, the force input and the voltage output from the photo interrupter sensors must be correctly correlated using calibration methods. To find the calibration matrix constants, it is possible to lay out the linear transformation using the following relationship:

$$\begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} \\ c_{21} & c_{22} & c_{23} \\ c_{31} & c_{32} & c_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ V_3 \end{bmatrix} \quad (1)$$

where F_x, F_y, F_z are the force in x- axis, y- axis, and z- axis, c_i the elements of the calibration matrix and ΔV_i the obtained voltage output change from the respective photo interrupters. To determine the elements of the calibration matrix, load tests are conducted, in which a known set of calibration weights has been used to measure and record the voltage change in each photo interrupter for each given weight. Using the least square method, the linear trends for voltage outputs have been identified in Fig 3, 4 and 5. The calibration matrix of the manufactured dynamometer is then determined as:

$$C = \begin{bmatrix} 25.9 & -1.32 & 0.735 \\ 0.650 & 21.1 & -1.05 \\ -1.39 & 0.094 & 14.3 \end{bmatrix} \quad (2)$$

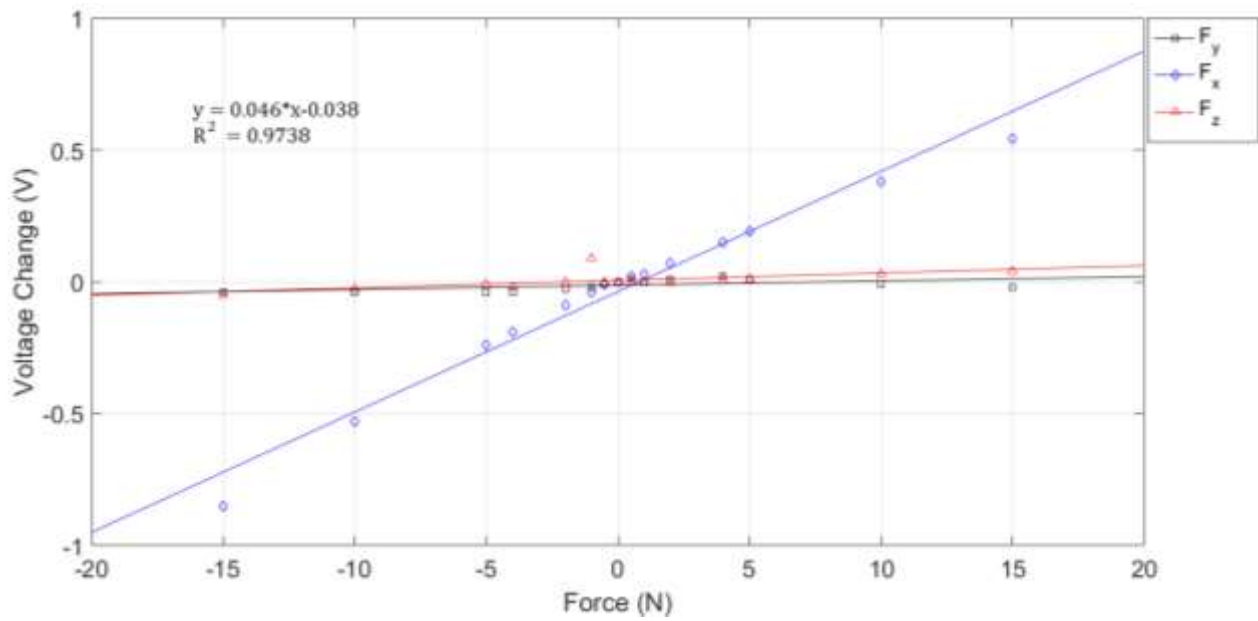


Figure 3: The dynamometer calibration curve in X direction

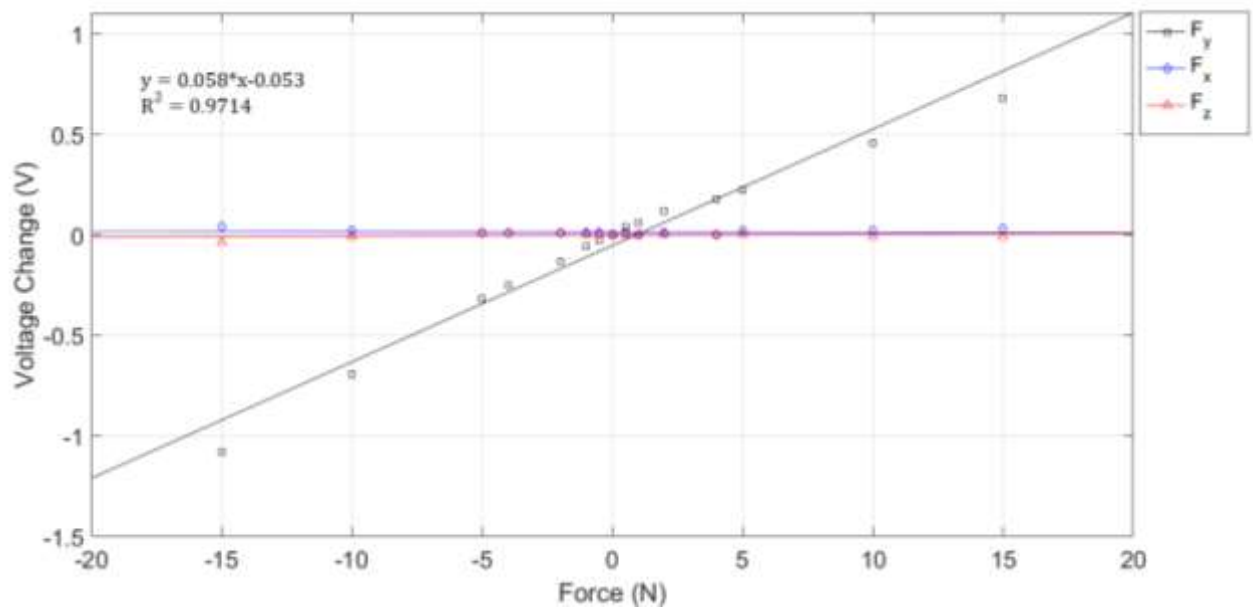


Figure 4: The dynamometer calibration curve in Y direction

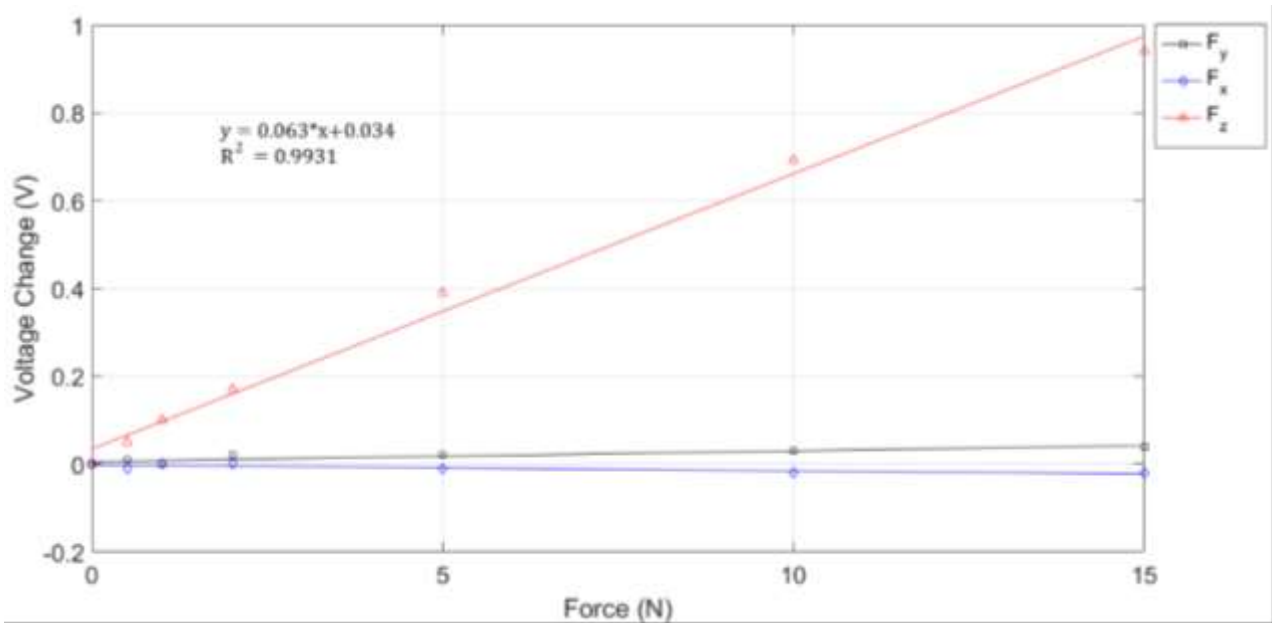


Figure 5: The dynamometer calibration curve in Z direction

By loading each Cartesian direction independently, it is possible to discover the coupling effects caused by the monolithic structure of the flexure. For loading in a single axis, the voltage changes detected in photo-interrupters responsible from the other two axes represent the crosstalk in signals caused by undesired coupling effects in the structure. This phenomenon can also be observed from the calculated calibration matrix. For a system with minimal coupling, the calibration matrix would be expected to have non-diagonal elements as close to zero. The manufactured dynamometer demonstrates this property as the non-diagonal elements of the matrix are small in value indicating that the coupling effect is negligible.

After proper calibration, the manufactured dynamometer performance is compared with a reference commercially available sensor (Kistler 9256C1). For force measurement validations, the proposed dynamometer is mounted on the reference table type dynamometer. The force data from both sensors are obtained by manually exerting force along the three axes of the manufactured dynamometer. The data acquisition is established through DAQ device with sampling frequency of 1000 Hz for the Kistler 9256C1 and through Arduino with a sampling frequency of 1000 Hz for the proposed sensor.

2.4 Validation of The Results

Fig. 6 demonstrates the results of the force measurement validation tests conducted. Force validation tests have been performed several times under constant room temperature conditions and in Fig. 6, results for static single axis loading scenarios have been presented. It is apparent that the trends of graphs match sufficiently and that the manufactured dynamometer is capable of reporting force measurements with high accuracy.

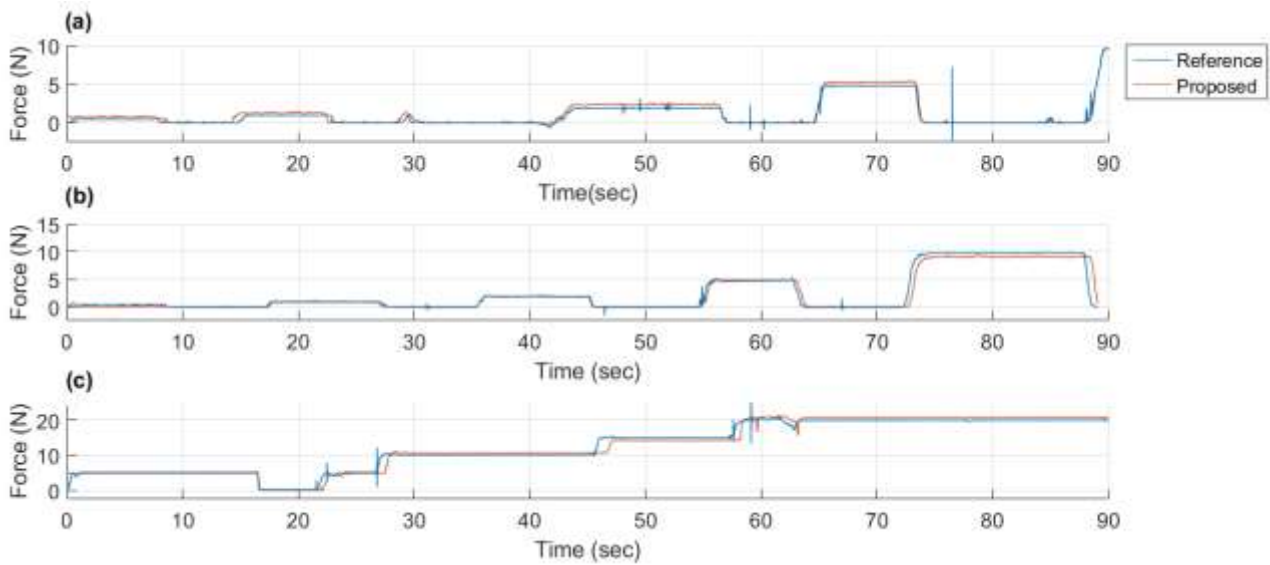


Figure 6: Force validation in (a) X-, (b) Y-, and (c) Z- axes

2.5 Modal Analysis

Typically, the dynamometers used for obtaining dynamic cutting forces are based on piezoelectric sensing systems that have bandwidths between 2.3 and 6 kHz. [8] For cutting at higher speeds, commercial dynamometers usually need filtering to increase their effective bandwidth or require very delicate dynamic calibration at these high-speed ranges. [8]

An impact hammer test is conducted to find the natural frequency and the relevant modal characteristics of the proposed dynamometer. The test is conducted for x-, and y- axis and the natural frequencies, the damping ratios and the modal stiffness for the pertaining structural masses are presented in Table 1. In the conducted modal analysis test, an impact hammer with a nylon tip is used to excite the accelerometer mounted structure and the data is collected via the CutPro software. Since the frequency response of the flexural component is of concern, the accelerometer is attached to the middle stub of the elastic center structure and the structure is excited by hitting the middle stub of the dynamometer. The isolated mass of the flexural arms and the elastic center structure is found to be approximately 10 grams using a CAD software and the frequency results assigned to masses about 10 grams are reported among the wide range of frequency responses obtained for various mass values.

The natural frequency of the structure is found to be around 1.7 kHz, which is near the lower boundary of the frequency range of the commercially available cutting force sensors. Due to this fact, it is safe to state that the developed dynamometer without any further structural modifications is only suitable for use in low-speed machining applications. However, by increasing the rigidity and decreasing the mass of the flexural structure, it is possible to increase the bandwidth of the system to higher ranges for potential use in high-speed machining applications.

	Natural Frequency (Hz)	Damping ratio (%)	Modal Stiffness (N/m*10 ⁶)	Mass (kg)
X Direction	1769	5.25	1.0607	0.009
Y Direction	1669	3.92	0.845	0.008

Table 1: Modal analysis results for the impact hammer test

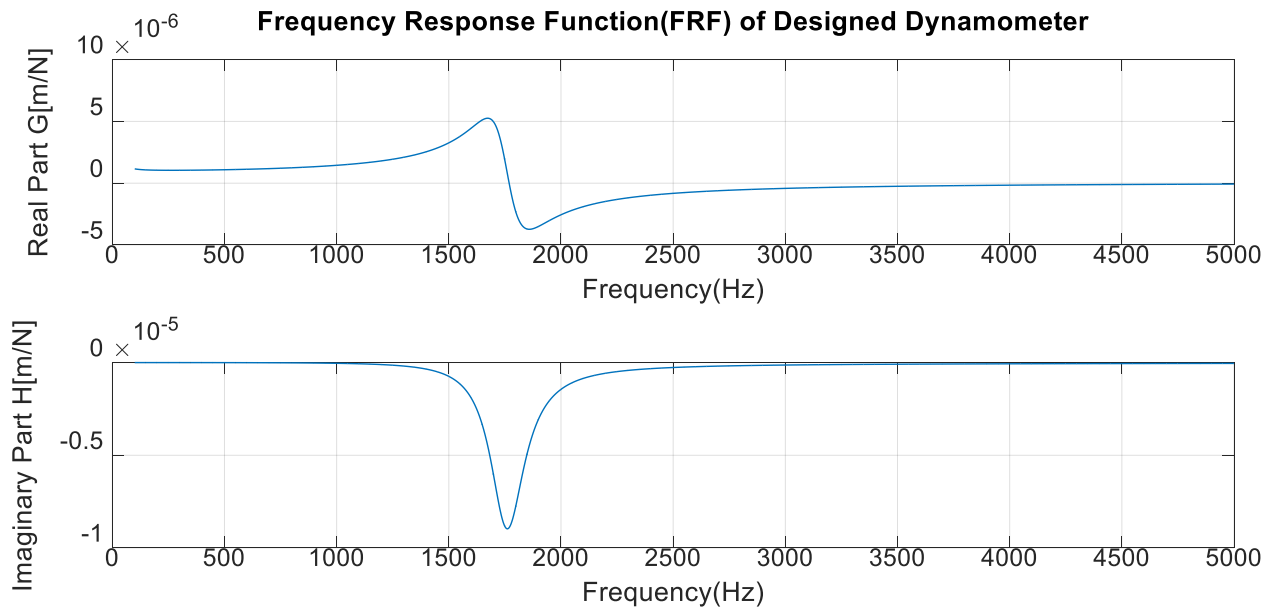


Figure 9: Frequency response function (FRF) of designed dynamometer in x- direction

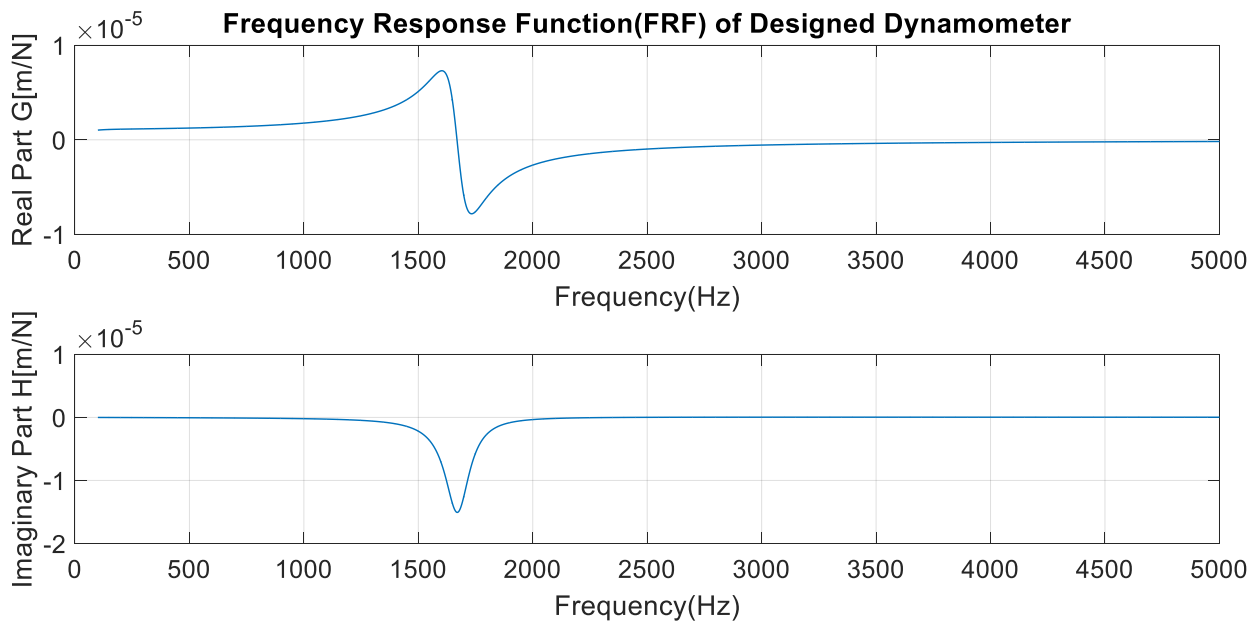


Figure 10: Frequency response function of designed dynamometer in y- direction

3 Conclusion and Future Works

In this study, a compact and light weight dynamometer capable of measuring forces in three axes using a novel optoelectronic sensing method is presented. The dynamometer is to be used for machining applications for accurate acquisition of dynamic cutting forces. Photo interrupters are inexpensive and versatile optoelectronic sensors that reliably work at a wide temperature range and is largely unaffected by ambient lighting conditions, which makes them great candidates for the proposed force measurement system. By using a specially designed monolithic flexural component, the externally exerted forces on the structure are converted into voltage change for the force measurement. Using a load calibration technique, the forces have been successfully correlated to the voltage output of the dynamometer, which is also validated by a reference

force sensor (Kistler 9256C1 dynamometer). Furthermore, the impact hammer tests have confirmed that the dynamometer has a relatively high natural frequency, rendering the device suitable for use in machining applications. The compiled characteristics of the developed dynamometer are seen in Table 2.

Characteristic			Unit
Dimensions (X / Y / Z)		63 / 87 / 33	mm
Total mass		205	g
Range	F _x (simulation)	±150	N
	F _y (simulation)	±150	N
	F _z (simulation)	±100	N
Stiffness	X (experimental)	1061	N/mm
	Y (experimental)	845	N/mm
	Z (simulation)	294	N/mm
Bandwidth		1.7	kHz

Table 2. Characteristics of the manufactured dynamometer

The developed dynamometer is expected to be of great use to machining industry due to its outlined properties. It is a cost-effective and reliable device for CNC integrated force measurement applications. For further development and validation of the force sensor, repeatability, linearity and hysteresis tests are to be conducted. Exploring the feasibility of the proposed dynamometer for high-speed micro-machining applications that exceed the inherent natural frequency, structural modifications will be analyzed and implemented. Finally, for machining operations that exceed the optimal working range of the photo interrupters, the integration of a temperature sensing thermocouple feedback system will be considered.

4 References

- [1] Liang SY, Hecker RL, Landers RG. 2004. Machining Process Monitoring and Control: The State-of-the-Art. ASME. J. Manuf. Sci. Eng. 126(2). Pages: 297-310.
- [2] Liang Q, Zhang D, Wu W, Zou K. 2016. Methods and Research for Multi-Component Cutting Force Sensing Devices and Approaches in Machining. Passaro VMN, ed. Sensors (Basel, Switzerland). 16(11):1926.
- [3] Li Y, Zhao Y, Fei J, Zhao Y, Li X, Gao Y. 2016. Development of a Tri-Axial Cutting Force Sensor for the Milling Process. Sensors (Basel) ;16(3). pii: E405.
- [4] Liang Q, Zhang D, Coppola G, Mao J, Sun W, Wang Y, Ge Y. 2016. Design and Analysis of a Sensor System for Cutting Force Measurement in Machining Processes. Sensors (Basel). 16(1). pii: E70.
- [5] Shams, Sarmad, and Ismail Lazoglu. 2016. "A Monolithic Opto-coupler Based Sensor for Contact Force Detection in Artificial Hand." 2016 2nd International Conference on Robotics and Artificial Intelligence (ICRAI), Rawalpindi, Pakistan
- [6] Kim, Ji-Chul, Kyung-Soo Kim, and Soohyun Kim. 2013 "Note: A Compact Three-axis Optical Force/torque Sensor Using Photo-interrupters." Review of Scientific Instruments 84.12
- [7] Mouser Electronics, Inc. Europe.16.07.2017. <http://www.mouser.com/ds/2/348/rpi-131-210869.pdf>
- [8] Kistler, 16.07.2017, "Force Sensors", <https://www.kistler.com/?type=669&fid=278&model=download>

DESIGN AND DEVELOPMENT OF A GRINDING AND POLISHING MACHINE

Bunyamin Karabulut¹, Cihan Mert Tatar¹, Tuğçe Hacaloğlu¹, Tunç Safa Altunsaray¹,

Şakir Baytaroglu^{1,2}, Bilgin Kaftanoğlu¹

¹Atılım University, Manufacturing Engineering Department, Ankara, Turkey (bilgin.kaftanoglu@atilim.edu.tr)

²Bilkent University, Mechanical Engineering Department, Ankara, Turkey (sakir.baytaroglu@parttime.atilim.edu.tr)

Abstract

The aim of this work is to design and manufacture a grinding and polishing machine for metallurgical specimens. Grinding and polishing processes are required to prepare the samples for coatings. The machine has the ability to grind and polish different kinds of metals. The main spindle of the machine can turn clockwise and counter clockwise between 100-500 rpm. Head spindle can turn between 10-100 rpm with clockwise/counter clockwise rotation and the compressive force is adjustable between 10-50 N with a spring. Moreover, abrasive papers with 240, 400, 600, 1000, 1200 grades are placed on the designed trays. Polishing cloth sizes between 1 micron and 1/4 micron can be used. The specimens produced in this machine are tested under a microscope and specimen surfaces are obtained with mirror surface quality. This project is carried out as a Capstone Project in the Manufacturing Engineering Department of Atılım University.

Keywords: Grinding, Polishing, Surface Roughness

1 Introduction

Metallography is the study of a material microstructure. Analysis of a materials microstructure is used in controlling the material properties and characterizations. It is also used in finding the causes of failure by examining the cracks and voids on the sample. The basic steps for proper metallographic specimen preparation include: sectioning and cutting, mounting, planar grinding, rough polishing, final polishing, etching, microscopic analysis, and further testing. Metallographic analysis is a valuable tool for investigations in material science and metallurgy. Typical microstructures are shown in Figure 1 obtained by optical microscope (Nikon LV100) with a magnification of 200 x and 100x respectively.

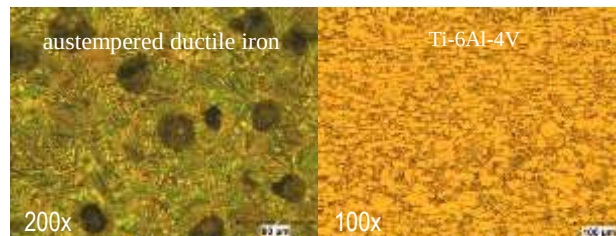


Figure 1: Typical microstructures of engineering materials

As early as 1788, William Herschel built a polishing machine that allowed him to polish mirror in 1789. This machine can be seen in the Bath museum. Inventions of polishing machines continued in the following decades. Figure 2 shows a patent taken by James Carrie [1] in 1921.

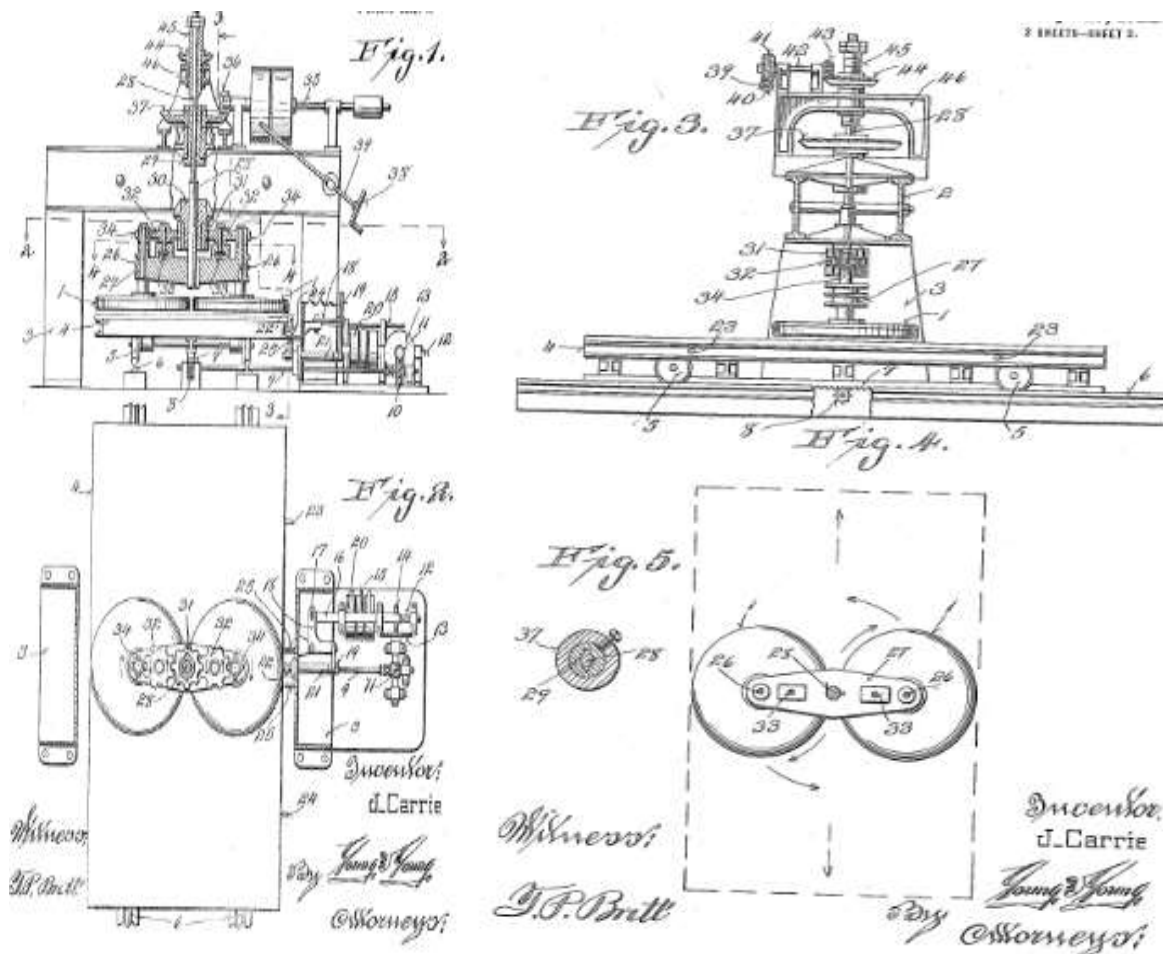


Figure 2: James Carrie Patent for a polishing machine

Franz Hendrichs [2] invented another polishing machine in 1900 shown in Figure 3.

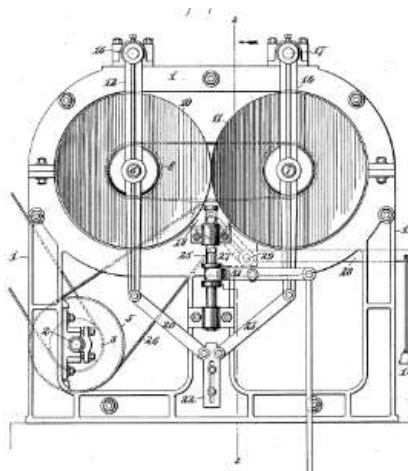


Figure 2: Franz Hendrichs Patent for a polishing machine

James A. Nelson and Robert E. Zimmer [3] developed a polishing machine in 1985 shown in Figure 3.

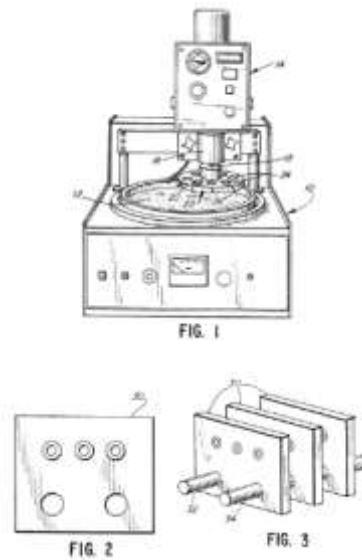


Figure 3: James A. Nelson, Robert E. Zimmer Patent for a polishing machine

Currently, more automatic polishing machines are designed and manufactured like by Struers [4] as seen in. Figure 4. These systems control the speeds of the table and the head with facilities to adjust the compressive force needed to be applied on the specimen placed on the rotating table.



Labopol 12



Labopol 35

Figure 4: Contemporary Machines for Grinding and Polishing

The sample preparation process goes through several stages. These stages are; cutting, mounting, grinding, polishing, and when needed etching. Therefore, grinding and polishing is an important stage and needs to be automated to reduce the manual labour in sample preparation.

2 Design Requirements

The requirements for an automated grinder and polisher can be summarized as follows:

- 1-Table driving motor should turn clockwise and counter clockwise and its speed should be controlled.
- 2-Head motor should turn clockwise and counter clockwise and its speed should be controlled.
- 3-The applied force on the specimen should be adjustable,
- 4- Specimens with various diameters should be placed in holders
- 5- Water supply should be provided to obtain a smooth surface and to carry away the grounds.
- 6- All the functions of the grinder/polisher should be controlled by the buttons and knobs.

3 Modelling and design of subsystems

Based on the survey of the existing grinding/polishing machines on the market, and the design requirements stated above, modelling of the new grinding/polishing machine was undertaken using the CATIA 3 D program. Table driving motor was selected to turn with a clockwise/counter clockwise motion with a 100-500 rpm speed range. Head motor is chosen to turn with a speed between 10-100 rpm and with clockwise/counter clockwise rotation, the force applied on the specimen can be adjustable between 10-50N, using springs. General design of the grinding and polishing machine is shown in Figure 5. It is seen that the main rotary table is situated centrally with control buttons and knobs to adjust the speeds and directions of rotation in the front panel. The head table is fixed on a vertical column which is adjustable to locate the specimens in the holders.

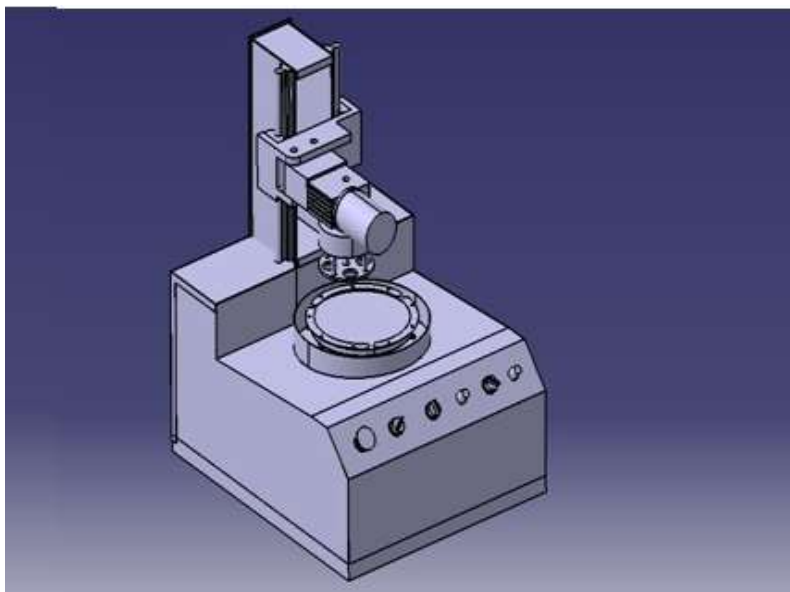


Figure 5: Design of Grinding and Polishing Machine

Assembly drawings of grinding and polishing machine are shown in Figures 6 and 7.

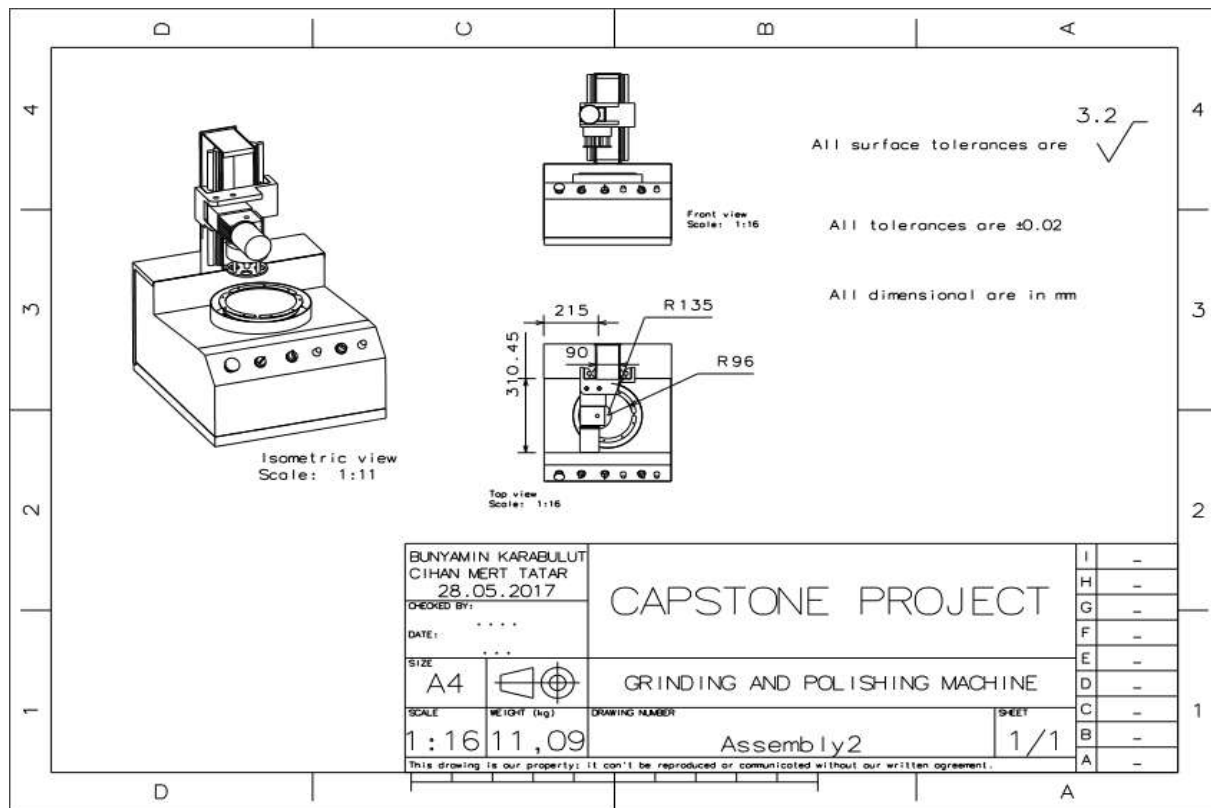


Figure 6: Assembly Drawing of Grinding and Polishing Machine

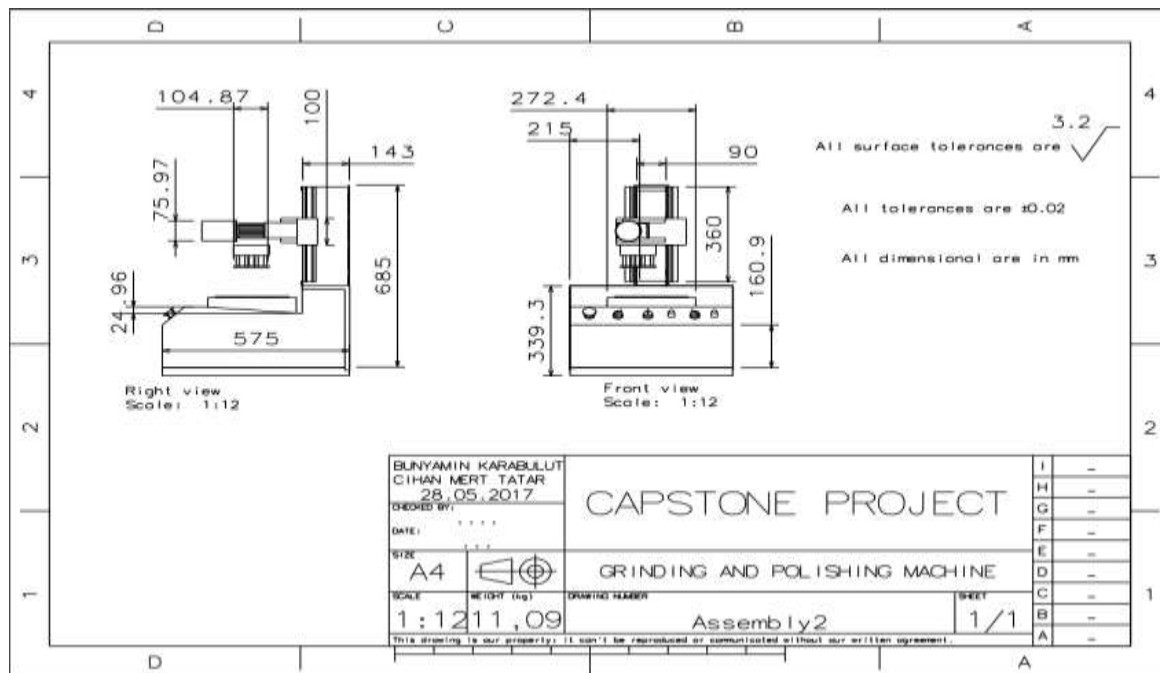


Figure 7: Assembly Drawing of Grinding and Polishing Machine Showing the main dimensions

During the design of the grinding and polishing machine, references [5-12] on machine design and metallography have been extensively used.

4 Manufacturing and Assembly of grinder/polisher

The manufacturing and assembly steps of the grinding and polishing machine are carried out using the facilities in the laboratories of the Manufacturing Engineering Department of Atılım University. According to the design of the grinding polishing machine, each part is manufactured in the manual and/or CNC machine tools. Standard machine elements such as bearings and fasteners are purchased from the suppliers. First the body of the machine is built to house the rotating table and the vertical linear guide for the head drive. A 1400 rpm 24v dc motor is used to power the rotating table. A 1000 rpm 24v dc motor is used for the head table. Speed reducers are used for both. An electronic circuit is developed for controls of the rotational speeds and directions of each drive. On the head drive, a mechanism consisting of springs have been manufactured to apply the necessary vertical force during grinding/polishing on the specimens. Specimen holders for different specimens with different diameters are manufactured. The manufactured system is assembled as seen in Figures 6 and 7. Assembled grinding/polishing machine is seen in Figure 8.



Figure 8: Grinding Polishing Machine after assembly

Figure 9 shows the different functional parts of the grinding and polishing machine with the corresponding labels. The process starts with the mounting of the specimens in the sample holders. Water supply is turned on before grinding/polishing. Speed of the main table is adjusted together with the speed of the head table where the specimens are mounted. Direction of rotation for each is selected. Vertical forces on specimens are adjusted by using the spring mechanism.

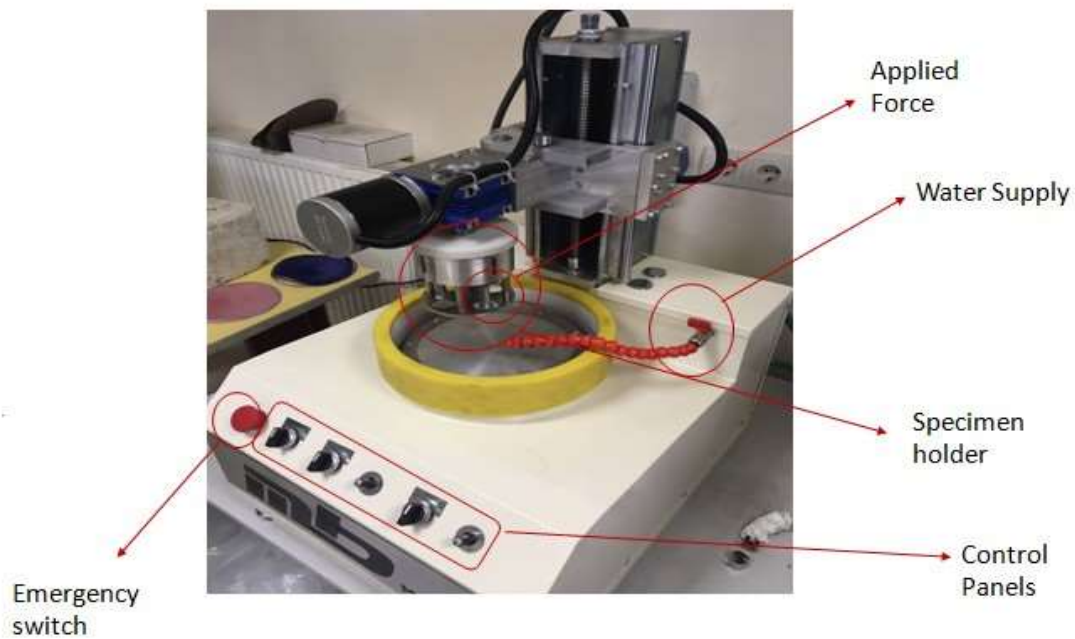


Figure 9: Grinding and polishing machine parts

5 Experiments conducted for grinding and polishing

Using the manufactured grinding and polishing machine, grinding polishing tests are conducted and they are compared to those obtained by Struers Labopol 5 system. Figure 10 shows the stages of grinding and polishing. Hardened D2 steel with 30 mm diameter is used and 10 different samples are measured. All roughness values are measured by Mahr MarSurf PS1 device with 4mm range. The solutions used for the polishing process are: DIAMOND SLURRY E 3 μ , Mecaprex Diamond Compounds LD 33E 1 μ , 1/4 μ and Lubricant LD.



Figure 10: Stages in Grinding and Polishing

Table 1: Comparison of Surface roughness on specimens prepared by BM and Labopol 5 Systems

1		BM(μm)	Labopol5(μm)
2	1	0,024	0,025
3	2	0,035	0,021
4	3	0,03	0,029
5	4	0,029	0,028
6	5	0,024	0,018
7	6	0,024	0,029
8	7	0,028	0,033
9	8	0,027	0,059
10	9	0,034	0,019
11	10	0,03	0,023
12	Average	0,0285	0,0284
13	Std.Dev.	0,004	0,011
14	Uncertainty	0,002	0,006

Tablo 2: MB Machine Sample Surface Roughness Values

1			μm
2	1	raw material	3,408
3	2	320	0,068
4	3	600	0,057
5	4	800	0,052
6	5	1000	0,048
7	6	1200	0,041
8	7	1 μm polish	0,032
9	8	1/4 μm polish	0,028

Table 1 provides a comparison between the roughness values for the manufactured grinding and polishing machine and a standard laboratory machine Labopol 5 for 10 different specimens. It is seen that the roughness values are very similar and the performance of the manufactured system is comparable to those used in metallography laboratories. Table 2 shows the roughness values during the stages of grinding and polishing.

6 Qualification of ground/polished specimens by optical microscope

The sample which is polished in Struers Labopol 5 is analyzed under the microscope. The image is provided in Figure 11. The microscope image of another specimen prepared by the manufactured system is provided in Figure 12. Figure 11 and 12 are taken Anton Paar (CSM) Nanohardness test device with 5x magnification

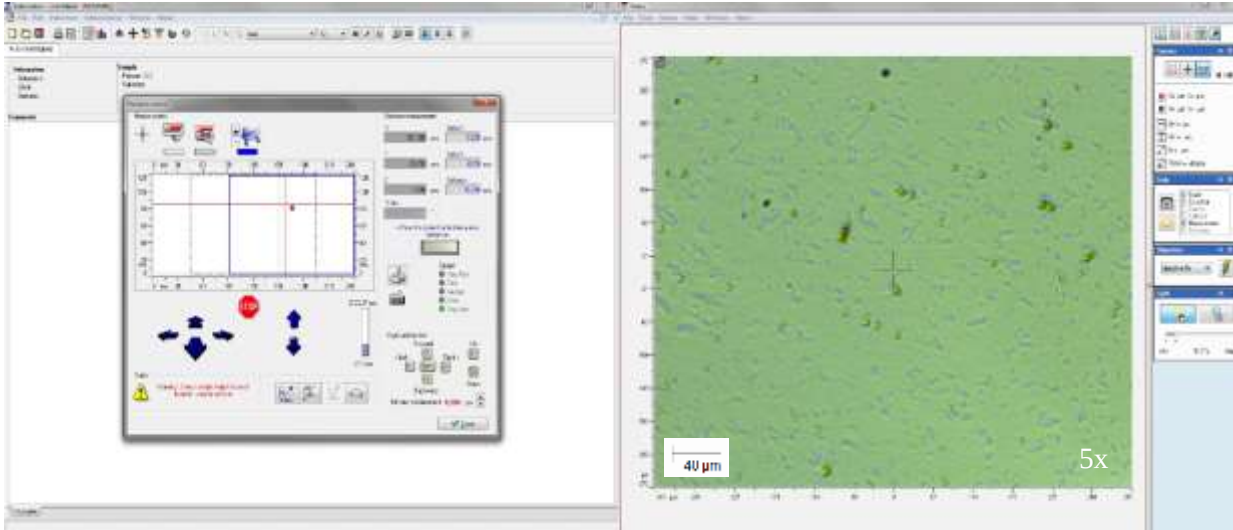


Figure 11: Microscope image of specimen prepared by Struers LaboPol5

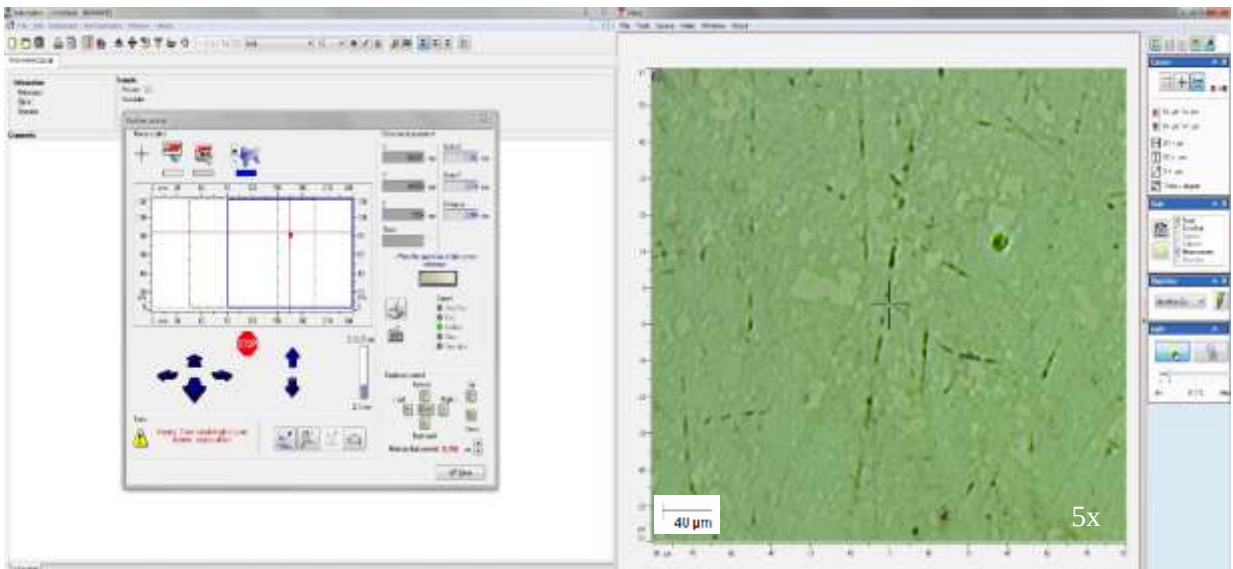


Figure 12: Microscope image of specimen prepared by manufactured system

7 Conclusions

Design and manufacturing of a grinding/polishing machine for use in metallography laboratories as a Capstone project has resulted positively and demonstrated that young engineering students can develop such machines made by professional companies. Such machines used in Turkey are generally imported.

The designed and developed grinding and polishing machine allows the speed controls of the main rotary and the head tables. It allows also the changes of direction of motion. Force exerted on the specimens can be adjusted by using the spring mechanism. Coolant supply can be adjusted according to the needs. Specimen holders are provided for different sizes. Control panel provides all the controls to operate the system.

Specimens were prepared by this system and a common system (Labopol 5) used in the metallography laboratories. Surface roughness obtained in the new system is comparable to those obtained in the professional polisher. Images obtained by optical microscopes for both systems are comparable.

Hardened steel samples with 58 RC hardness were used in the testing of the manufactured grinder/polisher. Roughness values among 10 specimens showed a small variation. The use of the manufactured grinder/polisher shortens the process time compare to manual operation.

In conclusion, a grinding/polishing machine for metallography laboratories designed and manufactured by senior students in ATILIM University performed well and satisfactorily compared to the commercially available imported machines.

8 Acknowledgement

The authors would like to express their sincere gratitude to the Department of Manufacturing Engineering, BOREN Center of Competence for Boron Coatings and the Metal Forming Center of Excellence for the use of their facilities.

9 References

- [1] Carrie, J., 1921, US Patent Publication Number: US1375129A
- [2] Hendrichs, F. 1900, US patent Publication Number: US648563 A
- [3] Nelson, J. A., Zimmer, R.E., 1985, US Patent Publication Number: US4534536 A
- [4] Struers Company, <http://www.struers.com>
- [5] Allen, S.H. Jr. and R.H. Alfred. 1983. Theory and Problems of Machine Design. McGraw-Hill Publishing Co.: New York, NY.
- [6] American Society for Metal (ASM). 1992. Handbook on Metallography and Microstructures Vol.9.
- [7] Khurmi, R.S. 2004. Strength of Materials. S. Chand and Company Ltd.: Ram Nagar, New Delhi, India. 110-055.
- [8] Khurmi, R.S. and Gupta, J.K. 2004. Machine Design, Eurasia Publishing House (PVT) Ltd.: Ram Nagar, New Delhi, India. 110-055.
- [9] Leonard, E.S. 2003. Metallographic Polishing by Mechanical Methods. (4th Edition).
- [10] Raymond, A.H. 1993. Applied Physical Metallurgy. (6th Edition). New York, NY.
- [11] Shugley, J.E. 1980. Design of Machine Element. (5th Edition). McGraw Hill Publishing Co.: New York, NY.
- [12] Smith, C.S. 1990. History of Metallography. Metal Park, Ohio. 5-14.

316L PASLANMAZ ÇELİKLERİN KRIYOJENİK TALAŞLI İMALATINDA NOZUL KONUMLARININ ETKİSİ

Yusuf Kaynak^a, Armin Gharibi^{b*}, Emre Tascioglu^c, Mustafa Kurt^d, Mustafa Ay^e

a, Marmara Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/TÜRKİYE, yusuf.kaynak@marmara.edu.tr

b, Marmara Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/TÜRKİYE, armin.gharibi@gmail.com

c, Marmara Üniversitesi Teknoloji Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/TÜRKİYE, emre_tascioglu@hotmail.com

d, Marmara Üniversitesi Teknoloji Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/TÜRKİYE, mkurt@marmara.edu.tr

e, Marmara Üniversitesi Teknoloji Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/TÜRKİYE, muay@marmara.edu.tr

Özet

Bu deneysel çalışmada 316L paslanmaz çelik malzemesinin kriyojenik talaşlı imalat süreçleri araştırılmıştır. Kriyojenik soğutucu olarak sıvı azot kullanılmış ve kesme bölgesine üç farklı şekilde gönderilmiştir. Bunlar serbest yüzey, talaş yüzey ve hem serbest hemde talaş yüzeyindendir. Bu testlerde takım aşınması, kesme sıcaklığı, talaş formu ve yüzey pürüzlülüğü ölçülmüş ve elde edilen bulgular kuru kesmede elde edilen bulgularla kıyaslanmıştır. Farklı nozul pozisyonlarının takım aşınmasına etkisi özellikle yüksek kesme hızlarında daha net olarak görülmektedir. Özellikle serbest yüzeyden uygulanan sıvı azot diğer nozul pozisyonlarına nazaran 316L paslanmaz çeliğin işlenebilme performansını önemli ölçüde arttırmaktadır.

Anahtar kelimeler: 316L paslanmaz çelik, Kriyojenik talaşlı imalat, Nozul konumu

THE EFFECTS OF NOZZLE POSITIONS IN CRYOGENIC MACHINING OF 316L STAINLESS STEEL

Abstract

In this experimental study, cryogenic machining process of 316L stainless steel has been investigated. Liquid nitrogen as cryogenic cooling was utilized and it was delivered the cutting region from three different directions. These directions are flank face, rake face, and both flank and rake face. In these experimental study, tool wear, cutting temperature, chip breakability, and surface roughness of machined parts were measured and obtained results were compared with the results of dry machining. The effects of various nozzle positions on machining performance of this alloy can be much clearly seen at higher cutting speeds. Compare to others, delivering liquid nitrogen from clearance angle helps to improve machining performance of this alloy significantly.

Keywords: 316L stainless steel, Cryogenic machining, Nozzle position

1 Giriş

Günümüzde otomotiv, biyomedikal sektörleri başta olmak üzere kullanım alanları artan 316L östenitik paslanmaz çelik malzemenin sergilemiş olduğu yüksek mekanik özellikleri, diğer paslanmaz çeliklere oranla daha düşük termal iletkenlik ve deformasyon karşısında mikroyapısal özellikleri dolayısıyla kesilmesi zor malzeme grubunda yer almaktadır. Bahsedilen özellikleri nedeniyle mevcut paslanmaz çelik malzemelere oranda işlenebilirlik özellikleri daha düşük olan bu malzemelerin talaşlı imalatı sırasında pekleşme eğilimi göstermesi ve buna bağlı olarak vibrasyon ve düzensiz talaş oluşumu diğer olumsuz özellikleri olarak göze çarpmaktadır [1]. Konu ile ilgili literatür incelendiğinde 316L östenitik paslanmaz çelik malzemenin talaşlı imalatı üzerine sınırlı sayıda çalışma yapıldığı görülmektedir. Bahsi geçen işlenebilirlik sorunlarını bertaraf edebilmek amacıyla Habak vd. 316L malzemenin talaşlı imalatında yüksek basınçlı soğutma yöntemini kullanarak talaş kırılabilirliğini arttırmış, kesici takım ve talaş arasındaki yüzeyde oluşan ısıyı dolayısıyla termal etkileri azaltarak basma yönünde kalıntı gerilme oluşumunu sağlayarak yüzey bütünlüğü karakteristiklerinde iyileşme sağlanmıştır [2].

Kesilmesi zor malzemeler grubunda yer alan malzemelerin talaşlı imalat performanslarını geliştirebilmek amacıyla çok sayıda yağlayıcı ve soğutucu kullanılmaktadır. Kesme sıvısı, minimum miktarda yağlama (MQL), yüksek basınçlı soğutma (HPC), kriyojenik soğutma bunlardan en yaygın olarak kullanılanlarıdır[3]. Bilindiği üzere talaşlı imalat sürecinde birçok mühendislik malzemesinin özellikle 316L, Ti-6Al-4V, inonel 718 gibi alaşım malzemelerinin de dahil olduğu işlenmesi zor malzemelerin kesici takım aşınmasını ve kesme kuvvetlerini azaltmak suretiyle işleme performansını arttırmak için farklı yağlayıcı ve soğutucular literatürde ve endüstride yoğun olarak kullanılmaktadır [4]. Özellikle işlenmesi zor malzemelerin talaşlı imalatında hiçbir yağlayıcı veya soğutucunun kullanılmadan (kuru kesme) talaş kaldırma uygulamaları endüstride yok denilecek kadar azdır. Literatüre bakıldığında farklı yağlayıcı veya soğutucuların kullanılması ile takım ömründe ciddi iyileştirmeler olduğu aşıkardır [4].

Bu amaçla değerlendirildiğinde kriyojenik soğutma yöntemi diğer soğutma ve yağlama yöntemleri ile kıyaslandığında insan ve çevre sağlığı açısından efektif bir işlenebilirlik yöntemi olarak göze çarpmaktadır. Kriyojenik kelimesi fizikte çok düşük sıcaklıklarda yapılan üretim ve işlemler için kullanılan bir terimdir. Talaşlı imalat prosesinde kriyojenik soğutucu olarak yaygın olarak sıvı azot (LN2) kullanılmaktadır[5].

Kriyojenik işleme yöntemi kesme esnasında yüksek sıcaklık oluşumunu minimize etmek ve ürün performansını geliştirmek amacıyla kesme bölgesinde takım ile talaş arasında veya doğrudan iş parçasına olmak üzere iki şekilde uygulanabilmektedir [6, 7]. Bu sayede kesici takım ile talaş arasındaki sürtünme katsayısını düşürerek, iş parçası ve kesici takım özelliklerini doğrudan etkileyerek talaşlı imalat performansını geliştirir[8]. Bu yöntemin tercih edilmesine neden olan diğer etmenler olarak işlenmiş parçanın yüzey ve yüzey altı sertlik değişimi, mikroyapı değişimi, faz dönüşümü, kalıntı gerilme oluşumu, yorulma ömrü gibi ürün performansının doğrudan etkilenmesine yol açan yüzey bütünlüğü karakteristiklerini olumlu yönde etkilemesi gösterilebilir [8].

Bahsedilen üstün özelliklerinden ötürü talaşlı imalat alanında kriyojenik yöntemle olan ilgi her geçen gün artmaktadır. Literatürde östenitik paslanmaz çeliklerin işlenebilirliği üzerine kriyojenik yöntemin etkisini inceleyen sınırlı sayıda çalışma yer almaktadır[9]. Talaşlı imalat sürecinde kriyojenik proses tane küçülmesine neden olarak basma yönünde kalıntı gerilme oluşumu ve ürün performansını gelişmesine katkı sağladığı pek çok araştırmacı tarafından gözlemlenmiştir [10]. D. Jerold ve Kumar AISI 316 paslanmaz çeliğin talaşlı imalatında kriyojenik yöntem olarak kesme bölgesine sıvı karbondioksit (CO2) uygulayarak kesme kuvvetleri, kesme sıcaklığı, takım aşınması, yüzey pürüzlülüğü performanslarında gelişme sağlamışlardır [11].

Bu deneysel çalışmada kriyojenik soğutucun farklı açılardan kesme bölgesine gönderilerek kesme sıcaklığı, talaş kırılabilirliği, kesici takım aşınması ve yüzey pürüzlülüğüne etkisi araştırılmış ve kuru kesme ile yapılan testlerin sonuçları ile kıyaslanmıştır. Çalışma kapsamında tasarlanan ve üretilen özel nozullar ile kriyojenik soğutucu farklı açılardan ve yönlerden kesme bölgesine gönderilmiştir. Farklı açılarda konumlandırılmış nozulların etkisini inceleyebilmek amacıyla kriyojenik yöntem ile yapılan testlerde kesici takım talaş yüzeyinden, serbest yüzeyinden ve her iki yüzeyden aynı anda olmak üzere üç farklı şekilde nozullar konumlandırılmıştır.

2 Materyal ve Metot

Bu çalışma için yapılan kesme testleri Doosan Puma CNC torna tezgahı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. İş parçası olarak kullanılan 316L paslanmaz çelik malzemesi 20 mm çapına ve 100 mm uzunluğa sahiptir. 316L östenitik paslanmaz çelik malzemenin kimyasal bileşimi ve mekanik özellikleri Tablo 1 ve 2’de sırasıyla verilmektedir. Talaşlı imalat testlerinde Kennametal CNMA 120408 K68 kaplamasız kesici uç kullanılmıştır. Tüm talaş kaldırma testlerinde SECO marka PCLNL 2525M12 tip jet kater kullanılmıştır. Kesme deneyleri sırasında oluşan sıcaklık değerleri ölçümleri Optris PI 400 infrared kamera ile yapılmıştır.

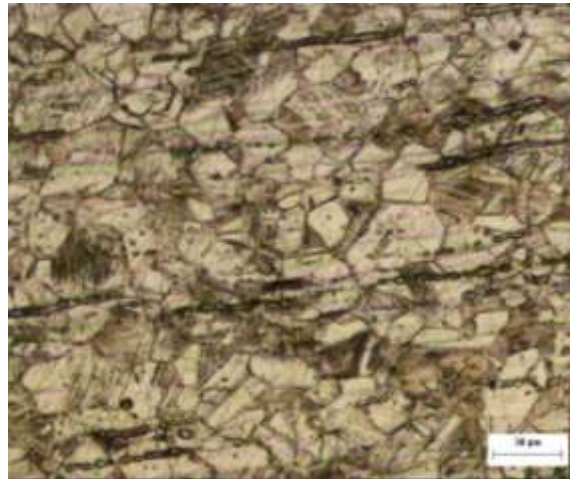
%C	%M	%Si	%S	%P	%Cr	%Ni	%Cu	%Mo	%Co	%N ₂
0.0190	1.540	0.360	0.0230	0.0340	16.750	10.030	0.380	2.020	0.190	0.0170

Tablo 1: 316L östenitik paslanmaz çelik malzemenin kimyasal bileşimi ve mekanik özellikleri.

AkmaDayanımı MPa	Çekme Dayanımı MPa	Yüzde Uzama Miktarı (%)	Elastikiyet Modülü GPa	Sertlik Değeri (Brinell)
319	628	55	200	184

Tablo 2: 316L östenitik paslanmaz çelik malzemesinin mekanik özellikleri.

Metalografik numune hazırlama yöntemi kullanılarak elde edilen 316L paslanmaz çelik malzemenin mikroyapı görüntüsü Şekil 1’ de sunulmuştur.



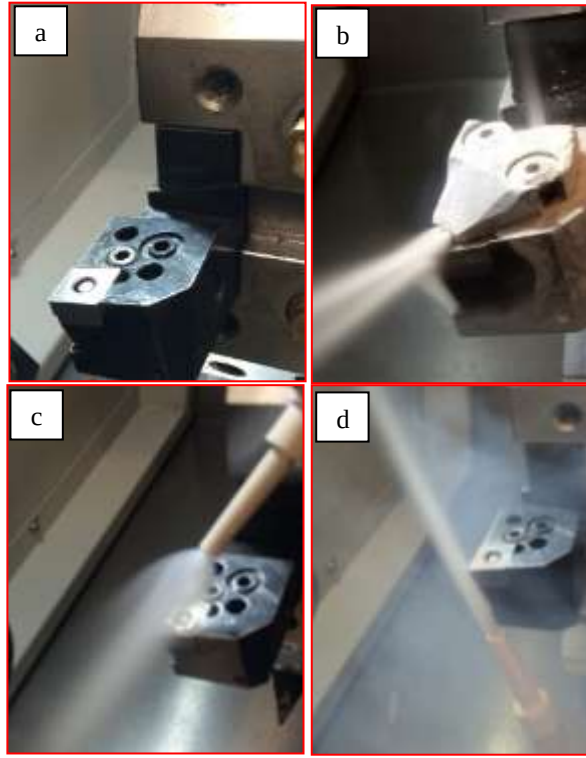
Şekil 1: 316L östenitik paslanmaz çelik malzemenin mikroyapı görüntüsü.

Deneylerde 4 farklı kesme hızı değeri kullanılmış, kesme derinliği 1.5 mm ve ilerleme 0.2 mm/dev olarak sabit alınmıştır. Farklı açılarda konumlandırılan nozulların etkisini incelemek amacıyla yapılan, deneylere ait deney planı Tablo 3’de gösterilmektedir.

Kesme Hızı (m/dak)	Kesme Koşulları	Kesme Derinliği (mm)	İlerleme (mm/dev)
80	Kuru kesme	1.5	0.2
130	LN ₂ (Talaş yüzeyinden)		
180	LN ₂ (Serbest yüzeyden)		
230	LN ₂ (Talaş ve serbest yüzeylerden)		

Tablo 3: Deney tasarımı.

Tablo 3’de belirtilen deney tasarımı uygulanarak 80, 130, 180, 230 m/dak kesme hızlarında kuru ve kriyojenik yöntemler kullanılarak 200 mm işleme boyunda takım aşınma testleri gerçekleştirilmiştir. Her bir deneyden sonra kesici uç değiştirilerek aşınma miktarları ölçülmüştür. Kriyojenik soğutma koşulu ile gerçekleştirilen talaşlı imalat testlerinde yaklaşık olarak 15 bar çalışma basıncına sahip sıvı azot (LN2) kriyojenik sistemi kullanılmıştır. Bu çalışma için özel tasarlanan ve üretilen özel nozullar ile kriyojenik soğutucu farklı açılardan ve yönlerden kesme bölgesine gönderilebilmiştir. Farklı açılarda konumlandırılmış nozul görüntüleri Şekil 2’de gösterilmektedir.

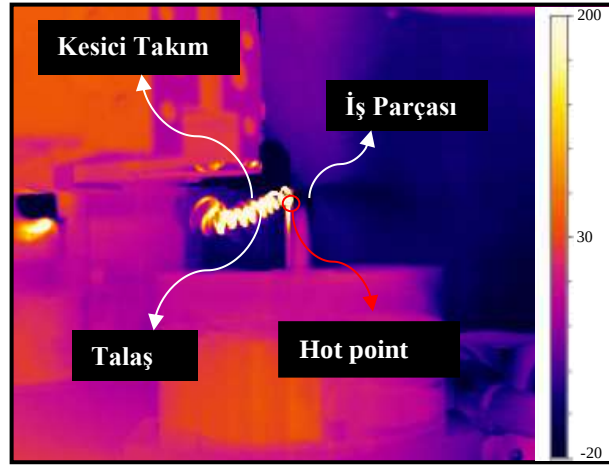


Şekil 2: Deneysel düzenek kuru kesme(a) ve farklı açılarda konumlandırılmış nozullar LN2 (talaş ve serbest yüzey) (b), LN2 (talaş yüzeyi) (c), LN2 (serbest yüzey)(d).

3 Deneysel Bulgular ve Tartışma

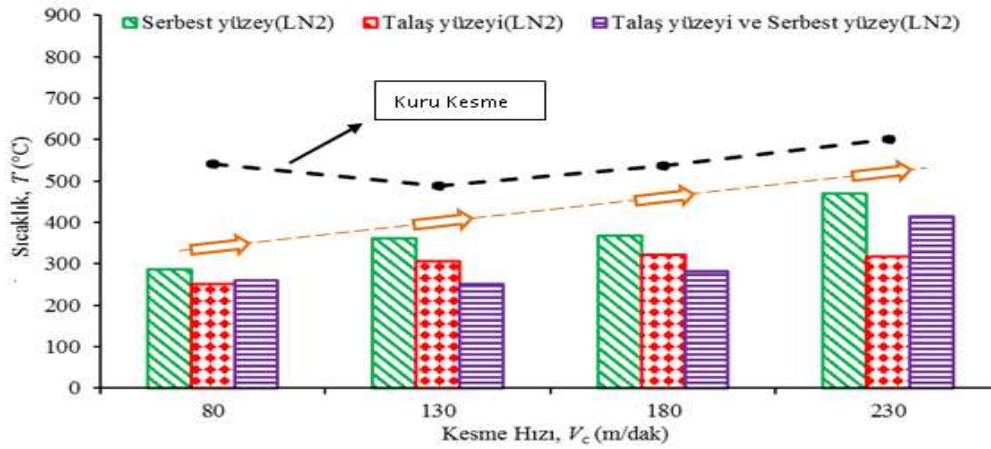
3.1 Kesme Sıcaklığı

Talaş kaldırma operasyonunda özellikle ısı iletim katsayısı düşük olan malzemelerin ısıyı yeterince yaymadıkları, dolayısı ile kesici takımda sıcaklık artışına neden oldukları bilinen bir durumdur. Talaş kaldırma esnasında oluşan sıcaklığın ölçümü, özellikle talaşlı imalat performansının anlaşılması ve analizi için önemlidir. Infrared kamera ile sıcaklık ölçümlerinde emissivity değeri literatür dikkate alınarak 0,4 olarak belirlenmiştir[12]. Şekil 3’de termal kamera ölçüm düzeneği gösterilmektedir. Yapılan testlerde kesme hızına bağlı olarak oluşan kesme sıcaklık değerleri Şekil 4’de gösterilmektedir.



Şekil 3: Termal kamera ölçüm düzeneği şematik görünümü.

Ölçülen sıcaklıklar doğrudan talaş ile kesici takım temas noktasındaki sıcaklıklar değildir. Özellikle tornalama operasyonunda kesme bölgesindeki sıcaklığın ölçümü oldukça zordur. Ancak kesme esnasında oluşan talaşın sıcaklığının ölçümü her ne kadar gerçek anlamda maksimum sıcaklığı vermese de yaklaşık bir değeri verdiği kabul edilebilir. Şekil 4'de sunulan sıcaklık değerleri yeni oluşan talaştan ölçülebilen sıcaklık değeridir. Bazı durumlarda kesme hızı artmasına rağmen sıcaklıklar da kısmi azalma görülmektedir. Bu teorik olarak tam anlamı ile gerçeği yansıtmamaktadır. Böyle bir durumun oluşmasının sebebi ise; kesme esnasında talaşın kesme bölgesinde yığılması ve bunun sonucunda kesme bölgesinde oluşan gerçek maksimum sıcaklığın kamera tarafından kayıt altına alınmasının engellenmesidir.



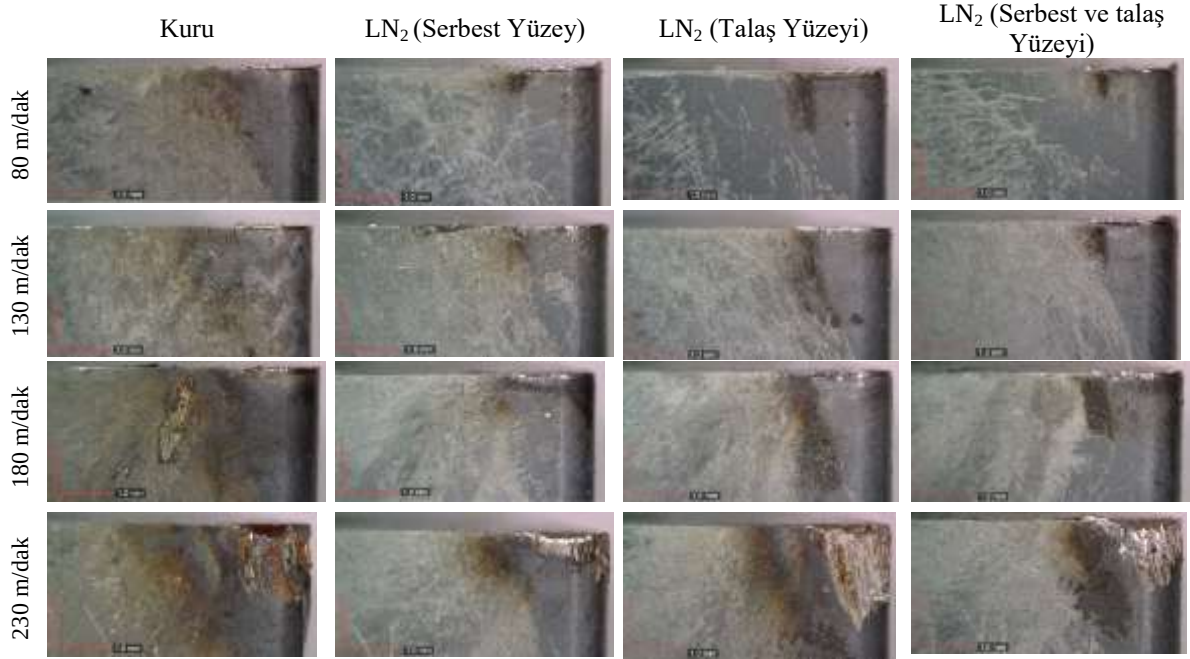
Şekil 4: Kuru ve kriyojenik yöntemler ile yapılan deneylerde kesme bölgesinde termal kamera ile ölçülen maksimum sıcaklık değerleri.

Elde edilen bulgular, kuru kesmede sıcaklığın en fazla arttığını göstermektedir. Görüldüğü gibi sıcaklık değerleri 600 °C civarında seyretmiştir. Kriyojenik talaş kaldırma operasyonlarında ise sıcaklık değerleri kuru kesmeye nazaran çok daha düşüktür. Ancak kesme hızının artması ile sıcaklığın arttığı görülmektedir. En düşük sıcaklık değerleri orta hızlarda hem serbest yüzey hem de talaş yüzeyinden sıvı azotun uygulanmasıyla elde edilmiştir. En düşük ve en yüksek hızda ise minimum sıcaklık sıvı azotun talaş yüzeyinden uygulanmasıyla elde edilmiştir. Bu durum sıvı azotun etkin şekilde kesme bölgesinde oluşan ısıyı uzaklaştırdığını göstermektedir. Sıvı azotun talaş yüzeyinden uygulanması, sıvı azotun serbest yüzeyden uygulanmasına nazaran daha düşük sıcaklıkların oluşmasına neden olmuştur. Bu durumun sebebi ise, özellikle talaş yüzeyinden uygulanan sıvı azot, kesici takım talaş yüzeyine daha iyi nüfuz etmesi ile açıklanabilir.

3.2 Kesici Takım Aşınması

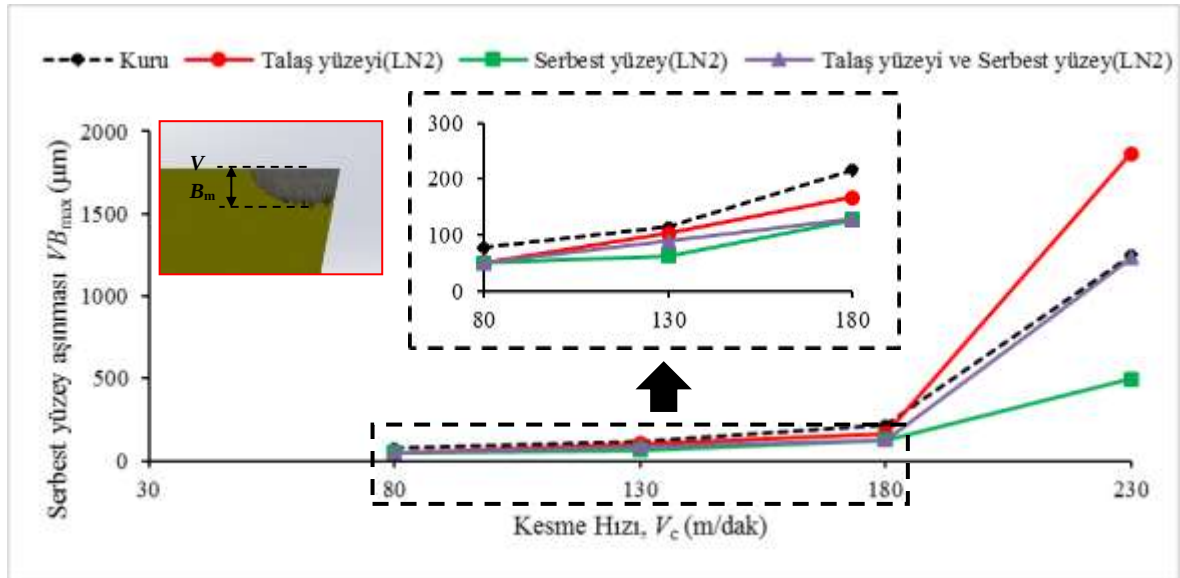
3.2.1 Serbest Yüzey Aşınması

Talaşlı imalat performansı açısından süreci en iyi yansıtan çıktılarından bir tanesi kesici takım aşınma miktarıdır. Kesici takım aşınma miktarı üretim maliyetlerini etkilemesinin yanı sıra, eğer talaşlı işlenilen ürün implant olarak insan vücuduna adapte edilecekse, çok önemli olan yüzey kalitesi ve performansını da doğrudan etkiler. Kuru ve kriyojenik yöntem (farklı pozisyonlarda konumlandırılmış nozullar) ile gerçekleştirilen deneylerde sabit ilerleme ve kesme derinliği değerlerinde kesme hızına göre elde edilen kesici takım serbest yüzey aşınma fotoğrafları Şekil 5’ da sunulmuştur.



Şekil 5: Kuru ve kriyojenik yöntemler ile yapılan testler sonucu kesici takımda oluşan serbest yüzey aşınma görüntüleri.

180 m/dak kesme hızına kadar aşınma değerleri makul noktalarda iken, tüm kesme koşullarında 180 m/dak’ın üzerinde serbest yüzey aşınmalarında ani artış gözlemlenmiştir. Bunun temel sebebi, 230 m/dak kesme hızında oluşan sıcaklığın muhtemelen kesici takım yumuşama sıcaklığına ulaşması ve bunun sonucunda aşınmanın aniden artmasıdır. Yapılan deneysel çalışma, 230 m/dak kesme hızının 316L paslanmaz çeliğin işlenmesi için uygun olmadığını göstermiştir. Kriyojenik koşullarda dahi aşınma oldukça yüksek olup, takım ömrünü tamamlamıştır. Yapılan deneyler sonucunda ölçülen serbest yüzey aşınmalarının sayısal değerleri Şekil 6’da sunulmaktadır. Görüldüğü üzere maksimum aşınma 180 m/dak kesme hızına kadar kuru kesmede meydana gelmiştir. Kuru kesmede 180 m/dak kesme hızında, serbest yüzey aşınması 216 μm iken, kriyojenik talaşlı imalat sonucunda bu değer yaklaşık olarak 128 μm ’dir. Kriyojenik soğutma kayda değer bir iyileştirmeye sebep olmuştur. Ancak talaş yüzeyinden uygulanan sıvı azot ile kesmede aşınma diğer kriyojenik soğutma yöntemlerine göre daha fazladır.

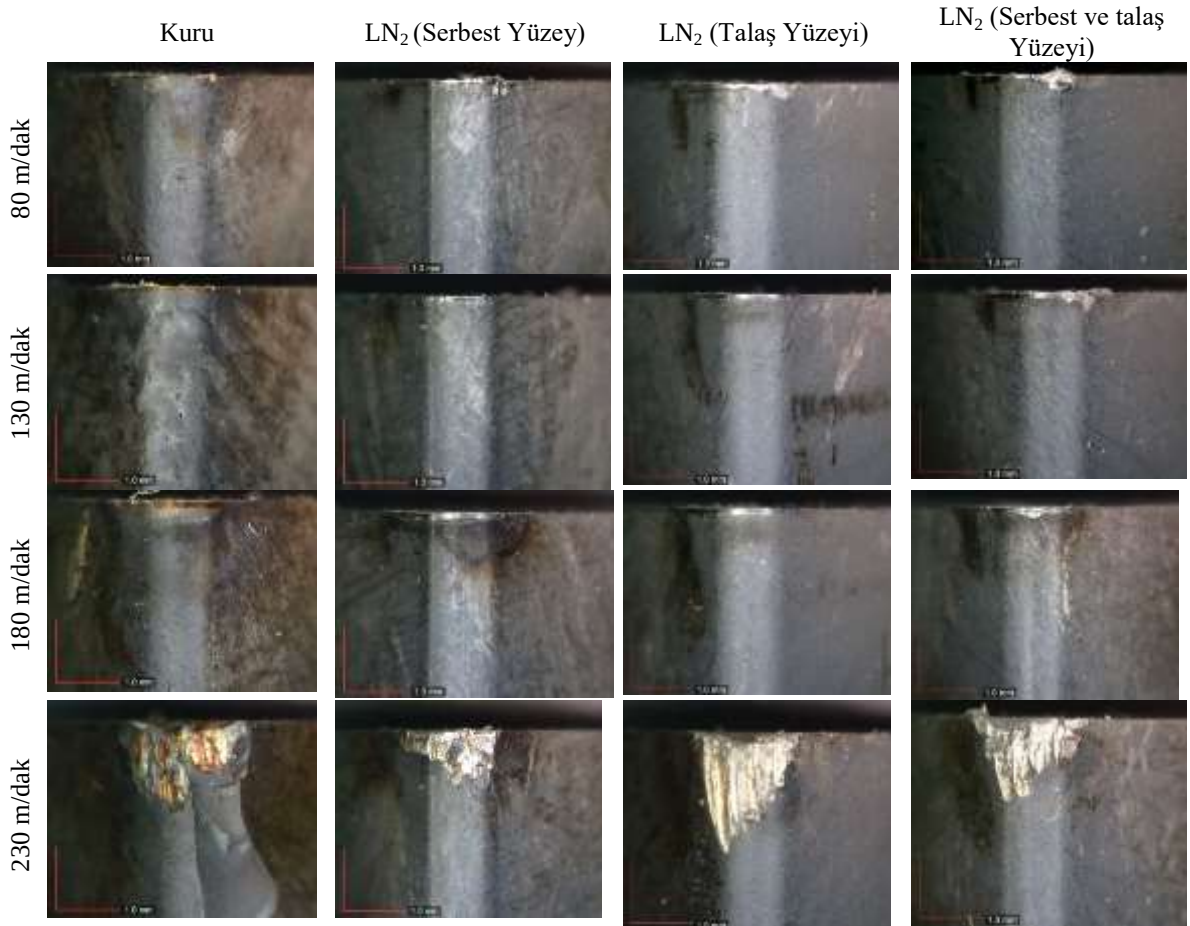


Şekil 6: Kuru kesme ve farklı pozisyonlarda konumlandırılmış nozullar ile kriyojenik yöntemlerin kesici takım serbest yüzey aşınması üzerine etkisi.

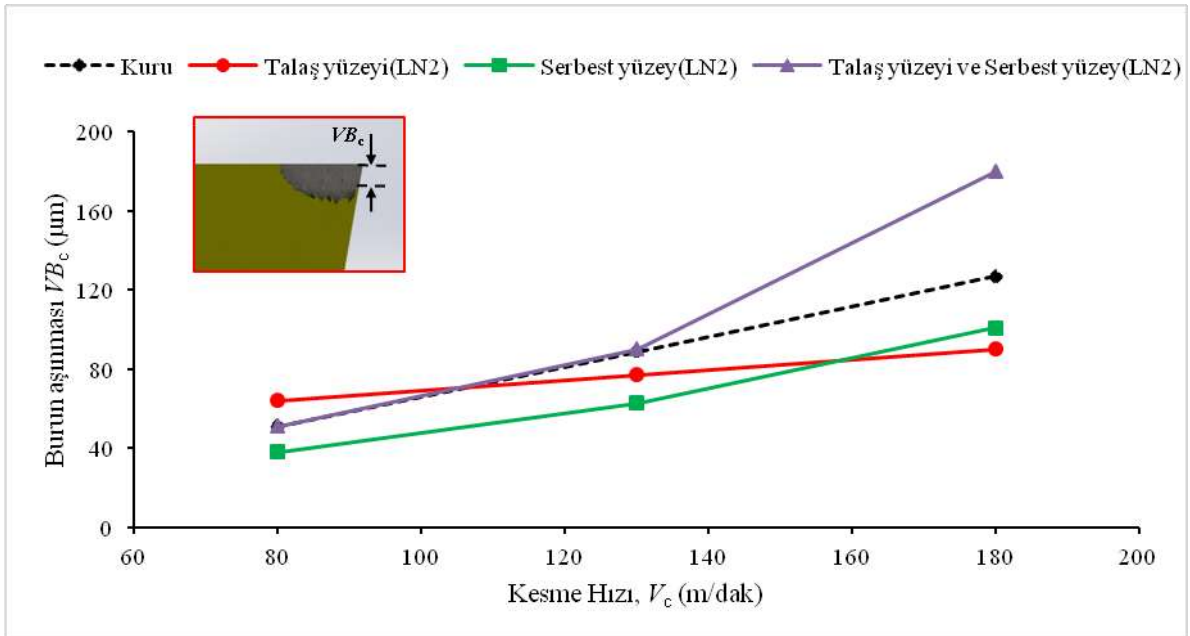
Bunun sebebi talaş yüzeyinden uygulanan sıvı azotun yüksek basınç ile iş parçasından ayrılmaya çalışan talaşa uyguladığı basınç ve bunun neticesinde oluşan temas gerilmesinin artmasıdır. Ayrıca bu yöntemde sıvı azotun bir kısmı iş parçasına doğrudan ulaşmakta bu durumda iş parçasının akma mukavemeti artmaktadır ve nihayetinde talaş kaldırmak için gerekli olan kuvveti arttırmaktadır. Tüm bunlar aşınma oranının artmasına neden olmaktadır. Yapılan deneysel çalışma göstermiştir ki takım aşınmasını azaltmak için en uygun nozul pozisyonu serbest yüzeydir. Serbest yüzeyden gönderilen sıvı azot aşınmayı kayda değer miktarda azaltmıştır.

3.2.2 Burun Aşınması

Kesici takım ömrü, yüzey pürüzlülüğü, topografisi ve iş parçası boyutsal doğruluğu gibi yüzey bütünlüğü karakteristikleri açısından talaşlı imalat performansını etkileyen bir diğer aşınma türü kesici takım burun aşınması miktarlarıdır. Kuru ve kriyojenik kesme koşullarında yapılan deneylerde kesme hızına bağlı olarak elde edilen kesici takım burun aşınması görüntüleri Şekil 7' de gösterilmektedir. Serbest yüzey aşınmasına benzer bir davranışın burun aşınmasında olduğu görülmektedir. 180 m/dak kesme hızına kadar aşınmanın tüm kesme şartlarında düşük olduğu ancak 230 m/dak kesme hızında aşınmanın aniden arttığı görülmektedir. Burun aşınmasında kriyojenik soğutucuların kayda değer etkisi gözlenmemiştir (Şekil 8), ancak serbest yüzey ve talaş yüzeyinden uygulanan sıvı azot kuru kesmeye nazaran daha az aşınmaya neden olmuştur. Ancak en yüksek kesme hızında kuru kesmede kesici takım burun kısmında aşınmaya ilaveten kırılma meydana geldiği görülmektedir. Burun aşınması perspektifinden de en yüksek kesme hızında en az aşınmanın serbest yüzeyden uygulanan sıvı azot ile yapılan talaşlı imalat sürecinde meydana geldiği görülmektedir.



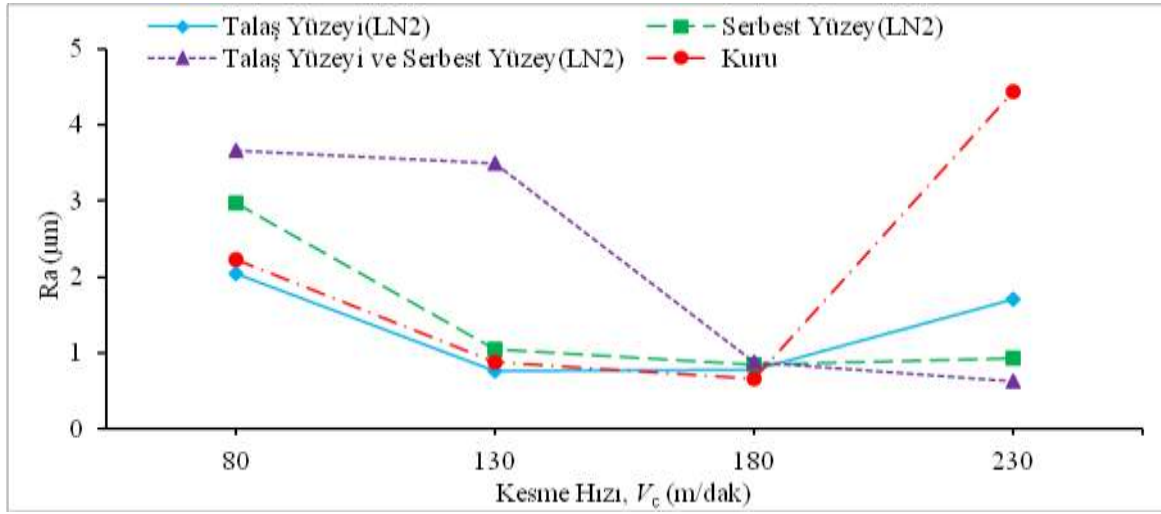
Şekil 7: Kuru ve kriyojenik yöntemler ile yapılan testler sonucu kesici takımda oluşan burun aşınması görüntüleri.



Şekil 8: Kuru kesme ve farklı pozisyonlarda konumlandırılmış nozullar ile kriyojenik yöntemlerin kesici takım burun aşınması üzerine etkisi.

3.3 Yüzey Pürüzlülüğü

Özellikle biyomedikal uygulamalarında işlenen parçanın yüzey kalitesinin olabildiğince iyi olması arzu edilen bir durumdur. Talaşlı imalat süreci ile şekillendirilen parçalarda yüzey kalitesinin kontrolü yüzey pürüzlülüğü ile yapılmaktadır. Düşük pürüzlülük değerlerinin elde edilmesi ilave proses gereksinimini azaltmakta bu da ürünün imalat maliyetine yansıyabilmektedir. Bu çalışmada farklı nozul pozisyonları ile kriyojenik soğutma kullanılarak yapılan ve kuru kesme ile elde edilen parçaların yüzey pürüzlülükleri, aritmetik ortalama yüzey pürüzlülük (R_a) ölçümleri yapılarak tespit edilmiştir. Yüzey pürüzlülük (R_a) değerleri tek bir test sonrası parça üzerinde 9 farklı noktadan ölçülmüştür ve ölçülen değerlerin ortalaması alınmıştır. Elde edilen ölçüm sonuçları Şekil 9'da sunulmuştur. Şekilde görüldüğü gibi, yüzey pürüzlülük değerleri kesme hızına bağlı olarak kayda değer değişimler göstermektedir. Düşük kesme hızlarında işlenen parçaların pürüzlülük değerleri yüksek çıkmıştır. Bunun nedeni ise talaş kaldırma esnasında talaştan kopan küçük partiküllerin işlenen yüzeye yapışması ve aynı zamanda düşük kesme hızlarında oluşan sürekli talaşların yüzeyde çizilmelere neden olmasıdır. Kesme hızının artması ile azalan yüzey pürüzlülük değerleri, belli bir hızdan sonra (180 m/dak) tekrar artmıştır. Bu artışın temel nedeni ise, kesici takım burun bölgesinde oluşan aşırı aşınmadır. Aşınma sonucunda burun bölgesinde oluşan geometri de yüzey kalitesini etkilemektedir. Aşınma kararlı olması durumunda burun yarıçapının büyümesi yüzey pürüzlülüğünü azaltabilirken, burun geometrisinin kararsız değişimi ise yüzey pürüzlülüğünde ani artışlara neden olabilmektedir. Kriyojenik soğutucularla yapılan talaş kaldırma operasyonunda elde edilen yüzey kalitesinin kuru kesmeye nazaran daha iyi olduğu söylenebilir. Ancak farklı nozul pozisyonlarının işlenen parçanın yüzey kalitesine etkisi yapılan bu deneylerde net olarak ortaya çıkmamıştır.

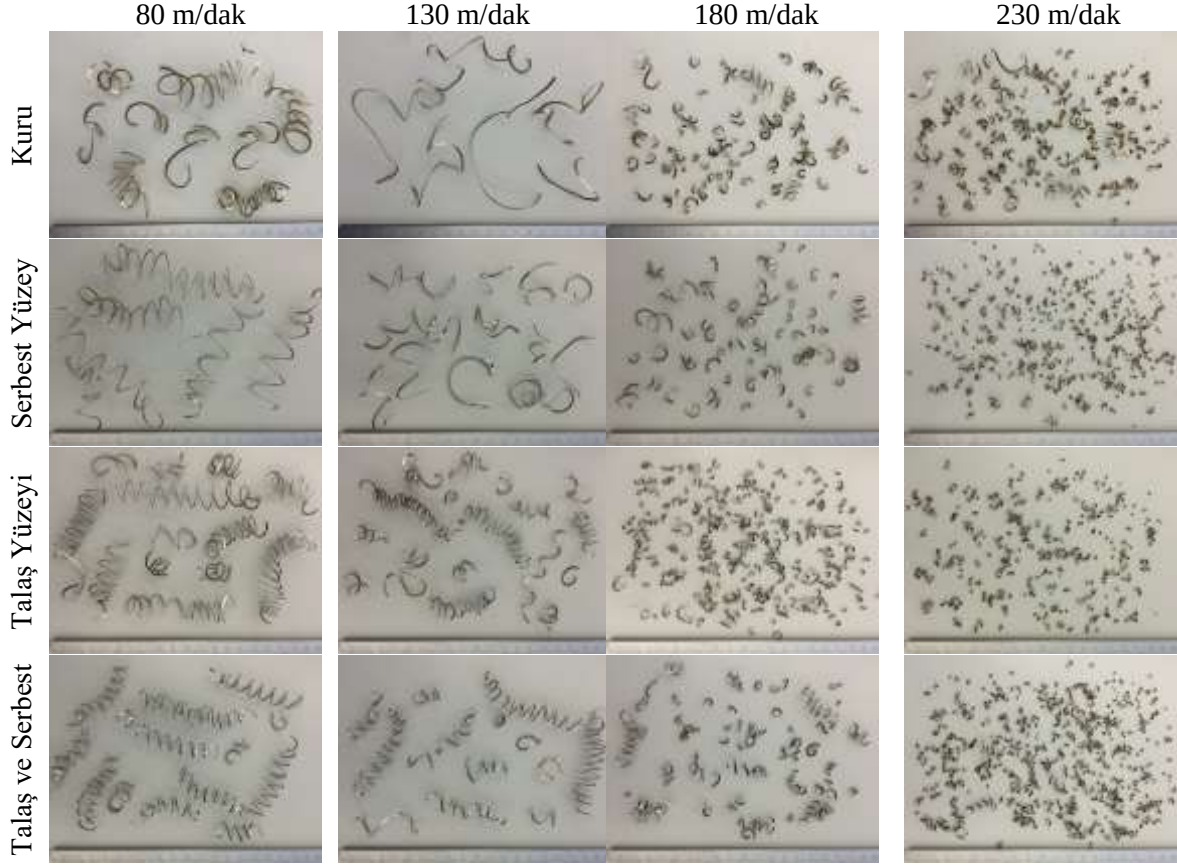


Şekil9: Kuru ve kriyojenik yöntemler ile yapılan deneylerde işlenmiş yüzeyde oluşan yüzey pürüzlülüğü değerleri.

3.4 Talaş Kırılabilirliği

Sürdürülebilir talaşlı imalat prensiplerinden en önemli parametrelerden biri atık yönetimidir. Talaşlı imalat sürecinde atık yönetimi oluşan talaşların geri dönüşümü ile ilgilidir. Bu açıdan bakıldığında talaşlı imalat sürecinde oluşan talaşların kontrol edilebilir boyutlarda olması önem arz etmektedir. Yapılan bu deneysel çalışmada her bir deney için elde edilen talaşların fotoğrafları Şekil 10'da sunulmuştur. 316 L paslanmaz çeliği nispeten sünek bir malzemedir dolayısı ile talaş kırılabilirliği bu malzemenin işlenmesinde ayrı bir öneme sahiptir. Elde edilen sonuçlar göstermiştir ki düşük kesme hızlarında oluşan talaşlar daha uzun iken yüksek kesme hızlarında oluşan talaşlar daha kısadırlar. Bu durum hem kriyojenik koşullar hem de kuru kesme için geçerlidir. Kuru kesme ile kıyaslandığında kriyojenik soğutmanın talaş kırılabilirliği açısından

kayda değer bir farklılık oluşturduğunu söylemek zordur. Talaş boyutları birbirine yakındır. Ayrıca, farklı nozul pozisyonlarının talaş kırılabilirliğine etkisinin oldukça sınırlı olduğu yapılan bu çalışmalarda ortaya çıkan diğer bir sonuçtur. Düşük kesme hızlarında kuru kesme sonucu elde edilen talaşın formu karmaşık bir şekil almış iken, kriyojenik soğutucu kullanılan deneylerde talaşlar genellikle yay görünümlü kararlı bir geometride oluşmuştur.



Şekil 10: Farklı kesme parametreleri ve koşullarında oluşan talaş şekilleri.

4 Sonuçlar

Bu deneysel çalışmada farklı nozul pozisyonlarının 316L paslanmaz çelik malzemenin kriyojenik koşullarda talaşlı imalat sürecine etkisi araştırılmıştır. Elde edilen bulgular aşağıda özetlenmiştir:

- Farklı nozul pozisyonlarının kesme sıcaklığına etkisi belli bir seviyede olmuştur. İlaveten tüm kriyojenik koşullarda oluşan sıcaklıklar kuru kesmeye nazaran daha düşüktür.
- Farklı nozul pozisyonlarının takım aşınmasına etkisi özellikle yüksek kesme hızlarında daha net olarak görülmektedir. Ancak serbest yüzeyden uygulanan sıvı azotun genel itibari ile serbest yüzey aşınmasını azalttığı ve burun aşınmasını özellikle yüksek kesme hızında kayda değer şekilde azalttığı görülmüştür.
- Kriyojenik soğutucularla yapılan talaş kaldırma süreçlerinde iş parçası yüzey kalitesinin kuru kesmeye nazaran genellikle daha iyi olduğu görülmüştür. Özellikle serbest yüzeyden uygulanan sıvı azot diğer nozul pozisyonlarına nazaran 316L paslanmaz çeliğin işlenmesinde daha iyi sonuç vermiştir.

- Sıvı azotun farklı açılardan gönderilmesinin talaş kırılmasına etkisi oldukça sınırlı olmuştur. Talaş kırılmasını etkileyen ana parametre kesme hızı olmuştur.

5 Teşekkür

Bu çalışma 214M647 nolu proje kapsamında TÜBİTAK tarafından desteklenmiştir. Desteginden dolayı TÜBİTAK'a teşekkür ederiz.

6 Kaynakça

1. Nasr, M.N., E.-G. Ng, and M. Elbestawi, *Modelling the effects of tool-edge radius on residual stresses when orthogonal cutting AISI 316L*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2007. 47(2): p. 401-411.
2. Habak, M. and J.L. Lebrun, *An experimental study of the effect of high-pressure water jet assisted turning (HPWJAT) on the surface integrity*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2011. 51(9): p. 661-669.
3. Sharma, V.S., G. Singh, and K. Sørby, *A review on minimum quantity lubrication for machining processes*. Materials and manufacturing processes, 2015. 30(8): p. 935-953.
4. Larson, A., *Planetary Surfaces Fundamentals: Reflectance, Density, and Phases*. University of Washington, Seattle, 2009.
5. Hong, S.Y. and Y. Ding, *Cooling approaches and cutting temperatures in cryogenic machining of Ti-6Al-4V*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2001. 41(10): p. 1417-1437.
6. Hong, S.Y. and Z. Zhao, *Thermal aspects, material considerations and cooling strategies in cryogenic machining*. Clean Technologies and Environmental Policy, 1999. 1(2): p. 107-116.
7. Rotella, G., et al., *The effects of cooling conditions on surface integrity in machining of Ti6Al4V alloy*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014. 71(1-4): p. 47-55.
8. Jawahir, I., et al., *Surface integrity in material removal processes: Recent advances*. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 2011. 60(2): p. 603-626.
9. Dhananchezian, M., M.P. Kumar, and T. Sornakumar, *Cryogenic turning of AISI 304 stainless steel with modified tungsten carbide tool inserts*. Materials and Manufacturing Processes, 2011. 26(5): p. 781-785.
10. Jawahir, I., et al. *Cryogenic processing of materials for enhanced product life, performance and sustainability*. in *Proc. of 15th International Conference on Advances in Materials and Processing Technologies*, Wollongong, Australia. 2012.
11. Jerold, B.D. and M.P. Kumar, *Machining of AISI 316 stainless steel under carbon-di-oxide cooling*. Materials and Manufacturing Processes, 2012. 27(10): p. 1059-1065.
12. Valiorgue, F., et al., *Emissivity calibration for temperatures measurement using thermography in the context of machining*. Applied Thermal Engineering, 2013. 58(1): p. 321-326.

12th SESSION

YÜKSEK HACİMLİ TALAŞ KALDIRMA İŞLEMİNİN TAKIM ÖMRÜNE ETKİSİ

Ali ORAL¹, Muhammet ÖZSOY², Emre ÖZLÜ³, Can TUNCER⁴, Onur ELİNÇ⁵

¹Balıkesir Üniversitesi, alioral@balikesir.edu.tr, aoral@yemtar.com

²Balıkesir Üniversitesi, mozsoy@balikesir.edu.tr

³Sabancı Üniversitesi, eoğlu@sabanciuniv.edu.tr

⁴Yemtar R&D, ctuncer@yemtar.com

⁵Tekyaz, oelinc@tekyaz.com

Özet

Frezeleme, endüstride çeşitli parçaların işlenmesi için yaygın olarak kullanılmaktadır. Üretkenliği azaltan çeşitli sınırlamalar vardır. Freze prosesi üretkenlik, yüzey kalitesi, maliyet, imalat süresi ve işlenmiş parçaların kalitesi üzerinde doğrudan etkiye sahiptir. Takım aşınması veya kırılması, özellikle kaba işlemede bir sınırlama oluşturabilir. Parçanın parça işleme süresini azaltmak için daha yüksek talaş hacmi gereklidir ve özellikle kalıpcılık sektöründe yüksek performanslı talaş kaldırma işlemi tercih edilmektedir. Yüksek performanslı talaş kaldırma teknolojisi ile klasik işleme teknolojilerine göre daha hızlı işleme süreçleri elde etmek mümkündür. Bu çalışmada AISI 1.2738 çeliği yüksek performanslı ve klasik talaş kaldırma işlemleri ile işlenmiştir. Çalışma sonunda, yüksek performanslı talaş kaldırma işlemi ile yapılan talaş kaldırma işlemlerinde işlem süresinde %42 azalma, aynı sürede aşınma değerinde %20 azalma gerçekleşmiştir.

Anahtar kelimeler: Frezeleme, yüksek hacimli talaş, iMachining stratejisi

THE EFFECT OF HIGH MATERIAL REMOVAL RATE ON TOOL LIFE

Ali ORAL¹, Muhammet ÖZSOY², Emre ÖZLÜ³, Can TUNCER⁴, Onur ELİNÇ⁵

¹Balıkesir Üniversitesi, alioral@balikesir.edu.tr, aoral@yemtar.com

²Balıkesir Üniversitesi, mozsoy@balikesir.edu.tr

³Sabancı Üniversitesi, eoğlu@sabanciuniv.edu.tr

⁴Yemtar R&D, ctuncer@yemtar.com

⁵Tekyaz, oelinc@tekyaz.com

Abstract

Milling is widely used in industry for machining a variety of parts. There are several limitations to reduce productivity. Productivity and surface quality in milling processes have direct effects on cost, manufacturing time and quality of machined parts. Tool wear or breakage can also become a limitation for particularly heavy roughing operations. Higher material removal rates are necessary to decrease the machining time of part and for die-mold industry high performance machining is preferred. It is possible to get lower machining time when compared high performance machining and conventional machining. In this study, AISI 1.2738 steel is machined with high performance machining and conventional machining strategy. At the end of the study, the removal time of machining with high performance machining was reduced by 42% and the wear was reduced by 20%.

Key Words: Milling, material removal rate, iMachining strategy

1. Giriş

Talaşlı imalat işlemlerinde yapılan çalışmalarda, ekonomik ve ekolojik düzeyde üretim ve kalite verimliliği üzerinde durulmaktadır. Bu talepleri sağlamak için HSC (Yüksek Hızlı Kesme), HPC (Yüksek Performanslı Kesme), HFM (Yüksek İlerleme ile Frezeleme), kuru işleme gibi teknolojiler kullanılabilmektedir. Bu teknolojilerin amacı işlenen malzemenin kalitesini ve doğruluğunu koruyarak imalat süresini azaltmaktır [1]. 1931’de yüksek hızlı kesme Salomon tarafından patentlenmiş [2] ve 1970’de Lockheed ve GE tarafından gerçekleştirilmiştir[3]. 1980’li yıllarda uçak ve elektronik endüstrisinde, takım ve kalıp imalatında yaygın olarak kullanılmaya başlanmıştır. Yüksek hızda kesme yüksek oranda malzeme uzaklaştırmayı ve işlem süresini azaltmayı mümkün hale getirir. Yüksek hızlı kesme malzemede ısıl yumuşamayı ve dolayısıyla düşük kesme kuvveti elde etmeyi sağlar [4,5]. Bu da iş parçasına ısı transferini büyük oranda azaltır ve iyi bir yüzey kalitesini sağlar[6,7].

Çalışmanın amacı yüksek performanslı talaş kaldırma stratejileri ile klasik işleme stratejilerini takım ömrüne ve işlem sürelerine etkisini incelemektir. Bu çalışmada yüksek performanslı talaş kaldırma işlemleri için SolidCam yazılımı iMachining işleme stratejisi kullanılmıştır.

2. Yüksek Performanslı Talaş Kaldırma Stratejisi

Yüksek performanslı talaş kaldırma genel olarak yüksek hacimlerde talaş kaldırma işleminin uygulandığı kalıpcılık sektöründe yoğun olarak kullanılabilmektedir. Firmaların parça imalatında temel isteği daha hızlı, daha iyi yüzey kalitesi ve düşük maliyetli üretim yapabilmektir. Bu istekleri gerçekleştirebilmek için prosete, takımlandırmada, takım tezgahında ve/veya CAM yazılımları işleme stratejilerinde değişiklik gerektirebilmektedir.

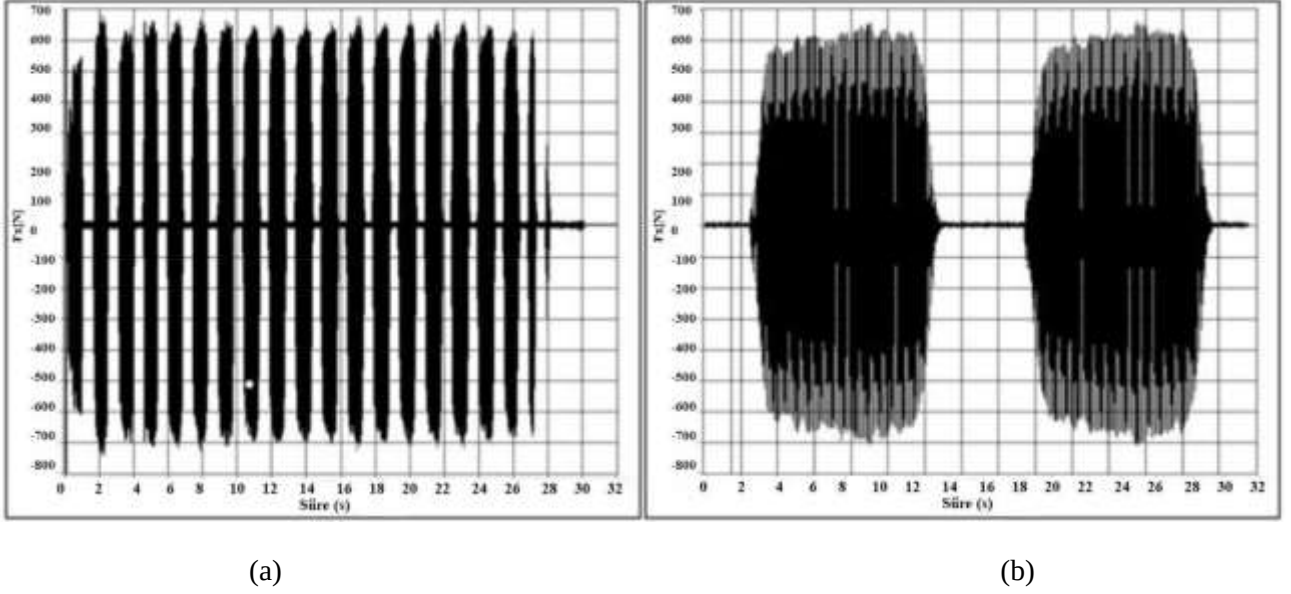
Altıntaş ve ark. tarafından yapılan çalışmada talaş hacmini optimize etmek için genetik algoritma tabanlı kesme parametrelerinin seçimi yapılmıştır. Maksimum tezgah gücü, spindle hızı ve tirlama titreşimleri algoritmada kısıtlar olarak kullanılmıştır. Yapılan deneyler sonucunda takım yolu dikdörtgen yerine spiral form uygun olarak görülmüş olup en kısa işleme süresi elde edilmiştir [8].

Tekeli ve Budak tarafından yapılan çalışmada analitik kararlılık modeli kullanılmıştır. Frezelemede kararlılık analizlerinde genel olarak eksenel kesme derinliği limit olarak alınmıştır. Fakat talaş hacmi eksenel ve radyal kesme derinliğine bağlıdır. Yazarlar tarafından yapılan çalışmada eksenel ve radyal kesme derinliği kombinasyonu tirlama titreşimleri olmaksızın optimize edilmiştir. Optimizasyon sonucu elde edilen diyagramlarda kararlılık cepleri kullanılarak işleme zamanı % 40 azaltılmıştır [9].

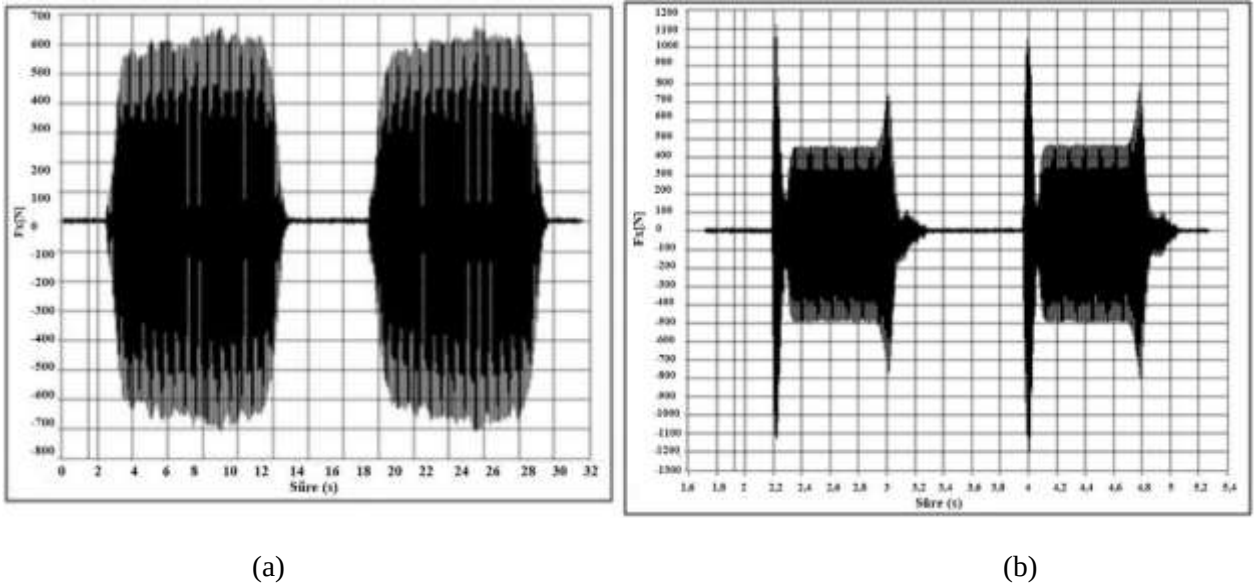
Hernandez ve ark. tarafından yapılan çalışmada takım ömrü, yüzey pürüzlülüğü, işlem süresi ve maksimum tezgah gücü dikkate alınarak bir model oluşturulmuştur. Modelde mekanik ve termal kısıtlar ile işlem parametrelerinin seçimi için bir diyagram elde edilmiştir. Diyagramdan kesme ve ilerleme hızı seçimleri yapılarak kaldırılacak talaş hacmi seçilebilmektedir [10].

iMachining teknolojisi yüksek eksenel kesme derinliği (a_p) ve daha düşük radyal kesme derinliği (a_e) üzerine kuruludur. Bu özelliği ile yüksek hacimli talaş kaldırmayı mümkün kılan iMachining teknolojisinde; takım yolu, takım üzerindeki kesme kuvvetini sabit tutarak oluşturulmaktadır. Takım yükünün sabit tutulması, eksenel kesme derinliğini sabit (takım çapının 4 katına kadar, firma kataloglarında güvenlik sınırı olarak belirtilmiştir), radyal kesme derinliğini ve kesme açısını değiştirerek yapılmaktadır. Eğer takım üzerindeki yük fazla ise algoritma otomatik olarak ilerleme hızını azaltmaktadır. [11,12]. Hnatik tarafından yapılan çalışmada geleneksel ve iMachining stratejisi ile frezelemede kesici takımın maruz kaldığı kesme kuvvetleri karşılaştırılmıştır. iMachining stratejisi ile oluşturulan takım yolu ve kesme parametrelerinin dinamik oluşu,

takıma gelen kesme kuvvetini sabit kılmıştır. Deneylerde açık profil işleme test edilmiş olup klasik işlemede en fazla 1200 N kuvvet değeri, iMachining ile ise 600 N kuvvet değeri ölçülmüştür. Kuvvet değerlerinin klasik işleme için değişkenlik gösterdiği, iMachining için ise sabit kaldığı görülmektedir (Şekil 1,2) [13].



Şekil 1: iMachining kesme kuvveti (a) ve detayı (b) [4]

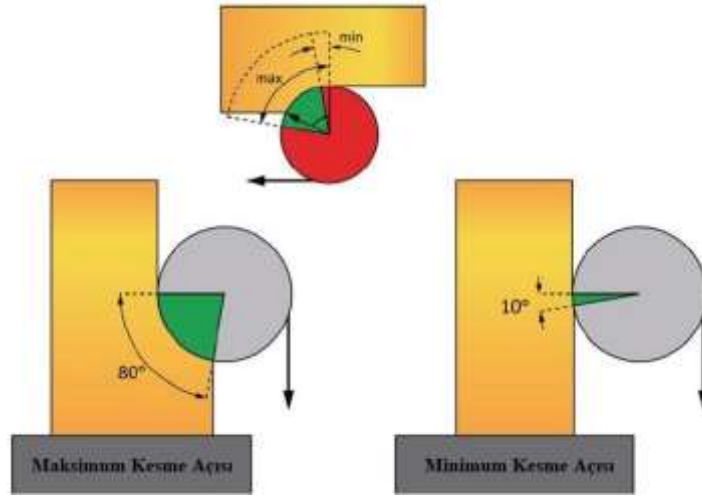


Şekil 2: Klasik işleme kesme kuvveti (a) ve detayı (b) [4]

Klasik işlemede, sabit yanal adımlı takım yoluyla, kesici takım özellikle dar köşelerde ağır kuvvetlere maruz kalmaktadır ve bu takım aşınmasına veya kırılmasına neden olmaktadır. iMachining teknolojisinde takım üzerine gelen kuvvetleri sabit tutulduğundan, radyal kesme derinliği ve kesme açısı takım yolunu spiral bir harekete çevirerek değiştirilmektedir (Şekil 3,4). Bu strateji, işleme zamanını büyük bir oranda azaltmakta, takımın sürekli kesme işlemi yapmasını sağlamakta ve takım aşınmasını azaltmaktadır.



Şekil 3: Geleneksel ve iMachining takım yolu [14]



Şekil 4: Maks. ve min. kesme açıları [11]

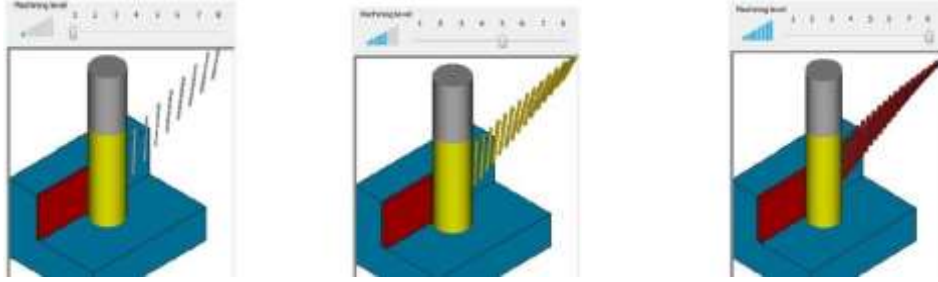
iMachining sihirbazı ilerleme hızını, kesme hızını, maks. ve min. kesme açılarını ve radyal kesme derinliğini kendisi belirlemektedir [11]. Bunun için gerekli bilgiler;

- Parça geometrisi (CAD verisi)
- Malzeme özellikleri (sertlik, çekme mukavemeti)
- Takım geometrisi (Çap ve kesici kenar yüksekliği)
- CNC tezgah limitleri (maksimum iş mili hızı, tezgah gücü, tahrik şekli (direkt, kayışlı))



Şekil 5: iMachining için gerekli teknolojik bilgiler [11]

SolidCAM-iMachining modülü ile 8 seviyede kesme işlemi yapmaktadır. Seviyeler 1'den 8'e doğru artan sırada daha agresif modda işlemektedir. Rijitliği yüksek olan tezgahlarda 5 ve üzeri seviyeleri kullanılmaktadır. 8. seviyede en yüksek talaş hacmi elde edilmektedir. Ancak bu taktirde takım ömründe de azalma söz konusu olmaktadır.



Şekil 6: iMachining işleme seviyeleri [11]

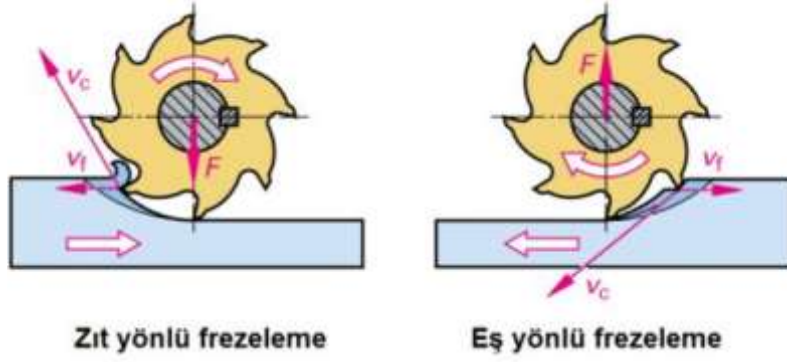
2.1 iMachining Avantajları ve Dezavantajları

iMachining stratejisinde takıma gelen yükü sabit olduğundan takım aşınma ve kırılma riskini en aza indirmektedir. Takım yolunu radyal kesme derinliğini ve kesme açısını değiştirerek spiral hareketlerle oluşturur. Bu, işleme zamanını %60-70 seviyelerinde azaltabilmektedir. Eksenel kesme derinliği büyük olduğundan birim zamanda daha fazla talaş kaldırılmaktadır ve daha az radyal paso ile talaş kaldırılmaktadır. Bu stratejide takım ömrü işleme seviyelerine göre (1-8) geleneksel işlemeye göre çok daha uzun olabilmektedir. Düşük seviyelerde talaş kaldırma işlemlerinde ömür uzun olurken işlem süresi artabilmektedir. Yüksek seviyelerde işlem yaparken işlem süresi azalmakta ancak bu kez takım ömrü azalabilmektedir. Bu stratejide, takım yolu takımın sürekli kesme işlemi yapmasını sağlayacak şekilde oluşturulur, takımın boşta hareketleri önlenmiş olur.

iMachining stratejisi için malzeme özellikleri, CNC tezgah limitleri gibi değerlerin girilmesi gerekmektedir. Döküm, dövme, plazma kesim gibi imalat işlemlerinden sonra gelen yarı ürünlerin dış yüzeyleri sert olmaktadır. Bu durumda genelde yukarı frezeleme tekniği kullanılmaktadır. Fakat iMachining sadece aşağı frezeleme tekniği ile takım yolunu oluşturmaktadır. Talaşlar genelde uzun ve ince iğne formda oluşmaktadır (Şekil 7) [1].



Şekil 7: iMachining stratejisi ile oluşan talaşlar

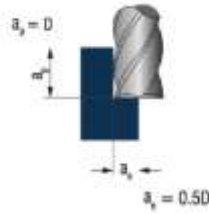


Şekil 8: Zıt (yukarı) ve aynı (aşağı) yönlü frezeleme [14]

Standart frezelemede takım aşınması ve kırılması öncesi yüksek işleme sesi ve titreşim meydana gelmektedir. Bu durumda operatör duruma müdahale edebilmektedir. Fakat iMachining ile işlemede bu durum çok daha hızlı geliştiğinden operatörün müdahale etmesi çok zordur. Bundan dolayı talaş dışardan soğutma, takım içi soğutma veya yüksek basınçlı hava ile hızlı bir şekilde uzaklaştırılmalıdır. iMachining stratejisinde herhangi bir titreşim kontrolü yapılmamaktadır. Tezgahın rijitliği veya spindle rulmanlarındaki aşınma değerleri gibi değerler yazılıma girdi olarak kullanılmadığından iMachining işleme seviyeleri seçiminde bu durum göz önüne alınmalıdır.

3. Malzeme ve Metot

iMachining ve yüksek hızlı talaşlı imalat işleme stratejileri karşılaştırıldığında; iMachining uygulamasının aynı hacimli talaş kaldırma işlemine daha kısa sürede ve daha az takım aşınmasıyla ulaşmaktadır. Bunu aksel kesme derinliğini (a_p) arttırarak ve spiral takım yoluyla yapmaktadır. Radyal kesme derinliği (a_e), iMachining için 0,1-0,8 mm aralığında iken geleneksel yöntem için bu değer kesici takım kataloglarında daha büyük verilmektedir (Şekil 9).



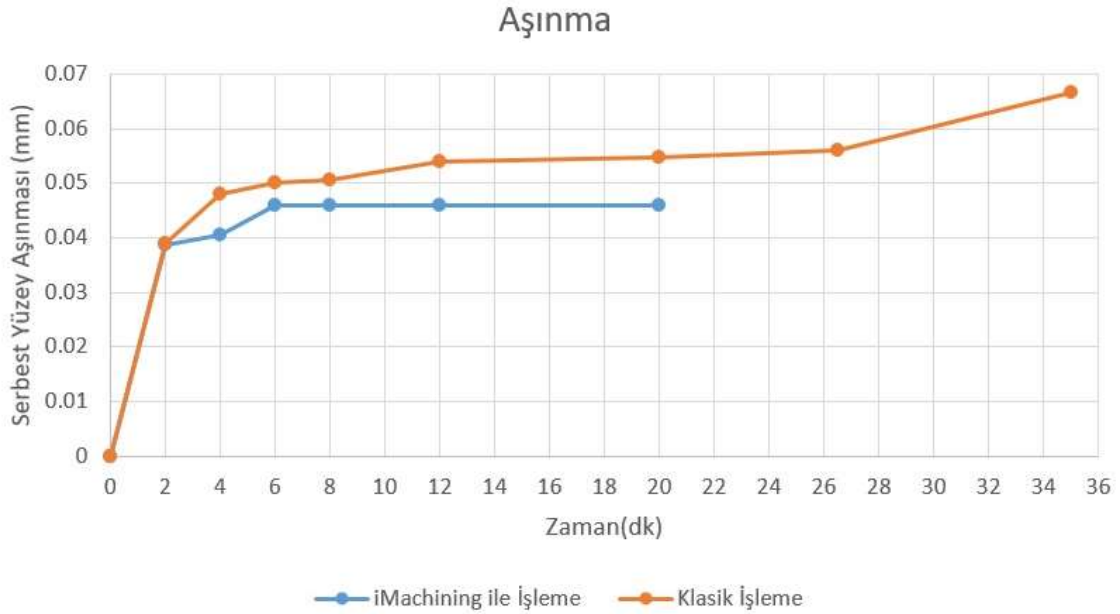
Şekil 9: HTG freze-klasik işleme için önerilen paso değerleri

Bu çalışmada iMachining 4. Seviye ve geleneksel yüksek hacimli talaş kaldırma işlemi, aynı hacimde talaş kaldırma için süre ve takım aşınması açısından karşılaştırılmıştır. Deneyler LER VQ 75 CNC işleme merkezinde yapılmış olup her iki işlem yöntemi için 12 mm çapında ve 20 mm kesici kenar yüksekliğine sahip 4 kesici ağızlı HTG marka parmak freze kullanılmıştır. İş parçası olarak 38 HRC sertliğine sahip 100x100x100 boyutlarında AISI 1.2738 çeliği kullanılmıştır. Talaşlı imalat toplamda 19 mm derinlik için yapılmış olup aşınma değerleri periyodik olarak Dyno-Lite Pro2 marka mikroskop ile ölçülmüştür (Şekil 10).



Şekil 10: LER VQ 75 CNC işleme merkezi, Dyno-Lite Pro2 mikroskop ve HTG parmak freze

Deneylerde; iMachining uygulaması için 2253 d/dak ($V_c=85$ m/dak), $a_p=19$ mm, $a_e=0,22$ ile 0,59 mm aralığında ve ilerleme hızı değeri $F=749$ ile 1352 mm/dk aralığında yazılım tarafından belirlenmiştir ve işlem toplam 20 dk'da tamamlanmıştır. Geleneksel işleme işe yapılan kesme işlemlerinde ise $V_c=85$ m/dk, $a_p=5$ mm, $a_e=2$ mm ve $F=1000$ mm/dk olarak seçilmiş olup ve bu işlem toplam 35 dk'da tamamlanmıştır. Geleneksel imalat işlemi için kesici takım imalatçısının önerdiği eksenel paso $a_p=D$ olarak ve radyal paso değeri $a_e=0,5D$ olarak görülmektedir (Şekil 9). Ancak, bu çalışmada radyal paso $a_e=2$ mm ve eksenel paso $a_p=5$ mm olarak kullanılmıştır. Yapılan işlemlerin sonucunda iMachining uygulaması aynı hacimde talaşı daha kısa sürede ve daha az takım aşınması ile tamamlanmıştır (Şekil 11).



Şekil 11: Takımda oluşan aşınma değerleri

iMachining ve geleneksel yüksek hızlı işleme ile 19 mm eksenel kesme derinliği işlemi sonucunda ölçülen aşınmalar 0,045 ve 0,062 mm olarak ölçülmüştür (Şekil 12).

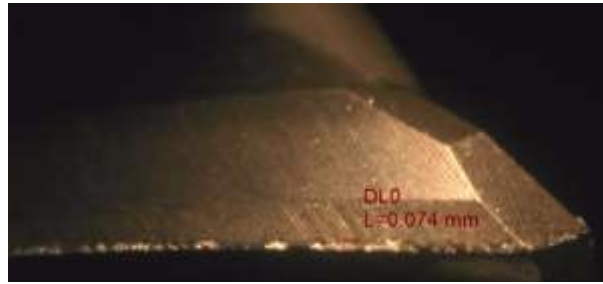


(a)

(b)

Şekil 12: Takım serbest yüzeyinde oluşan aşınma değeri
a- iMachining yönteminde oluşan aşınma, b- geleneksel yöntemde oluşan aşınma

iMachining işleme stratejisinde toplam 8 seviye işleme seçilerek takım yolu oluşturulabilir. Seviyeler 1’den 8’e doğru kesme ve ilerleme hızını değiştirir. Bu durumda birim zamanda kaldırılan talaş hacmini artırarak imalat süresini azaltmaktadır. iMachining 8. Seviyesinde yapılan deneylerde 12 mm çapında, 4 kesici ağızlı karbür parmak freze ve kesme parametreleri $S=5030$ d/dk ($V_c=190$ m/dk), $F=572-4537$ mm/dk aralığında yazılım tarafından belirlenmiştir. $100 \times 100 \times 50$ boyutlarında iş parçası için aksel kesme derinliği (a_p) 19 mm olarak belirlenmiştir. Belirtilen boyutlarda 19 mm derinlikte talaş kaldırma işlemi 12 dakikada tamamlanmış ve bu süre sonunda ölçülen aşınma değeri 0,074 mm olarak ölçülmüştür (Şekil 13).



Şekil 13: iMachining 8. seviye işlem sonucu takımda oluşan aşınma değeri

3. Sonuçlar

Bu çalışmada iMachining ve geleneksel işleme stratejileri; işlem süresi ve takım aşınması açısından karşılaştırılmış ve aşağıdaki sonuçlar elde edilmiştir.

- iMachining işleme stratejisi klasik işlemeye göre eksenel kesme derinliği daha büyük seçilebildiğinden işlem süresi daha kısadır.
- Aşınma sonuçları incelendiğinde iMachining uygulamasında takım aynı işlem süresinde %20 daha az aşınmıştır. Aynı hacimde talaş kaldırma durumunda ise %30 daha az aşınmıştır.
- iMachining 4. ve 8. işleme seviyeleri için yapılan deneylerde 8. Seviyedeki toplam işlem süresi 20 dk'dan 12 dk'ya inmiştir. Fakat takım aşınması açısından değerlendirildiğinde 8. seviyede talaş kaldırma işlemi yapıldığında kesici takım %50 daha fazla aşınmıştır.

Bu çalışmanın sonunda, yüksek performanslı talaş kaldırma işlemlerinin klasik işlemeye göre takım ömrünü arttırdığı görülmektedir. iMachining döküm ve dövme gibi ön şekillendirilmiş parçaların işlenmesinde beklenen performansı sağlamayacak olup, özellikle dolu malzemelerde kullanılan bir yöntemdir. Yüksek performanslı talaş kaldırma işlemlerinde kesme ilerleme devri ve devir sayısı parça programının farklı yerlerinde yazılım tarafından farklı farklı kullanılabilir. Ancak, yazılımda seviye seçimi (1-8) kullanıcıya bağlı görülmektedir. Yazılımın tezgah-iş parçası ve takım üçlüsüne bağlı olarak seviye seçiminin de kişiye bağlı olmaktan çıkarılması gelecekte yapılacak çalışmalara öneri olarak sunulabilir.

4. Teşekkür

Yazarlar Sabancı Üniversitesi Üretim Araştırma Laboratuvar çalışanlarına teşekkür eder.

5. Kaynakça

- [1] Fulemova, J.; Hnatik, J.; Kozmin, P., SklenickaJ., 2015. "Influence Of Cooling Methods On Tool Life During Machining With Imachining Strategy", 10th International DAAAM Baltic Conference, Estonia.
- [2] Salomon CL., 1931. "Process for the Machining of Metals or Similarly Acting Materials When Being Worked By Cutting Tools" German Patent No. 523594
- [3] King R. Handbook of High-Speed Machining Technology Springer, 1985, ISBN: 978-1-4684-6423-8, Chapman and Hall, New York.
- [4] Childs T., 2016, "Adiabatic Shearing in Metal Machining". ISBN: 978-3-642-35950-7, CIRP Encyclopedia of Production Engineering, p. 1–8.
- [5] Bäker M., "Finite Element Simulation Of Chip Formation" 2004, ISBN 3-8322-2991-4, Shaker Verlag Aachen.
- [6] Schulz H., 1992, "High Speed Machining", Ann CIRP, Vol. 41(2), 642–673
- [7] Brinksmeier E., Preuss W., Riemer O., Rentsch R., 2017, "Cutting Forces, Tool Wear And Surface Finish In High Speed Diamond Machining", Precision Engineering, Vol. 49, 293-304.

- [8] Altıntaş Y., Merdol D., Heo E. Y., 2010, “High Speed Pocketing Strategy”, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology”, Vol. 3, 1-7.
- [9] Tekeli A., Budak E., 2005, “Maximization Of Chatter Free Material Removal Rate in End Milling Using Analytical Methods”, Machining Science and Technology, Vol. 9, 147-167.
- [10] Hernandez A. E. B., Beno T., Repo J., Wretland A., 2016, “Integrated Optimization Model For Cutting Data Selection Based on Maxial MRR and Tool Utilization in Continuous Machining Operations”, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, Vol. 13, 46-50.
- [11] SolidCAM. 2017. “ iMachining in NX”, <http://www.imachining4nx.com/>, Haziran 2017.
- [12] Nazma S., Md. Raihan Q., Md. J., Md. Habibur R. 2016. “SolidCAM iMachining (2D): A Simulation Study of a Spur Gear Machining and G-code Generation for CNC Machine”, Int. J. Mech. Eng. Autom., Vol. 3-1, 1-9
- [13] Hnatik J. , Kutlwaser J., Sklenicka J., 2016. “iMachining Cutting Force Measurement”, 26th Daaam International Symposium On Intelligent Manufacturing And Automation, Austria.
- [14] Duduković G. , Ogrizović M., 2013. “The Advantages Of Inteligent Approach To Machining Presented Through Processing Technology Design Developed By iMachining”, Journal of Applied Engineering Science, Vol. 11, 209-215.

SERTLEŞTİRİLMİŞ AISI 4140 ÇELİĞİNİN TORNALANMASI İŞLEMİNDE KESME PARAMETRELERİNİN VE TAKIM KAPLAMA TİPİNİN ETKİLERİNİN İNCELENMESİ

Yahya ISIK¹, Abdil KUŞ², Dilek MURAT³, M. Cemal ÇAKIR⁴

¹Uludağ Üniversitesi, Teknik Bilimler Meslek Yüksekokulu, Bursa, TURKEY, yyisik@gmail.com

²Uludağ Üniversitesi, Teknik Bilimler Meslek Yüksekokulu, Bursa, TURKEY, abdilkus@uludag.edu.tr

³Uludağ Üniversitesi, İktisadi ve İdari Bilimler Fakültesi, Bursa, TURKEY, dilekm@uludag.edu.tr

⁴Uludağ Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü, Bursa, TURKEY, cemal@uludag.edu.tr

Özet

Talaşlı imalat işlemlerinde, ısı üretimi, talaşlı imalatla kaçınılmaz bir durumdur ve kesme parametrelerinin seçimini büyük oranda etkilemektedir. Kesme bölgesinde oluşan sıcaklık, kesme işleminin çok önemli bir parametresidir. Bu çalışmada, alaşımlı çeliklerin işlenmesinde ortaya çıkan sıcaklığın takım ömrü ve yüzey kalitesine olan etkileri deneysel olarak incelenmiştir. İş parçası malzemesi olarak ısıl işlemle 46 HRC 'ye sertleştirilmiş AISI 4140 çelik; kesici takım olarak ise aynı kesme geometrisine sahip, CVD-TiC+Al₂O₃+TiN kaplamalı, PVD-TiAlN kaplamalı karbür ve kaplamasız sermet (CT) takımlar kullanılmıştır. Kesme sıcaklığı IR termometre ile ölçülmüş ve kesme ısısı yönünden metallerin işlenebilirliği analiz edilmiştir.

Anahtar kelimeler: kesme sıcaklığı, takım ömrü, işlenebilirlik

INVESTIGATING THE EFFECTS OF CUTTING PARAMETERS AND TOOL COATING IN TURNING OF HARDENED AISI 4140 STEEL

Yahya ISIK¹, Abdil KUŞ², , Dilek MURAT³, M. Cemal ÇAKIR⁴

Abstract

In metal cutting, heat generation being an indispensable part of machining, and it greatly influences the choice of cutting parameters. Cutting temperature is very important parameter of cutting process. In this study, the work-piece material was AISI 4140 alloy steel (heat treated by an induction hardening process to the hardness of 46 HRC). As cutting tools, CVD-coated TiC+Al₂O₃+TiN inserts, PVD-coated TiAlN inserts and uncoated cermet inserts were used in the experiments. In this research cutting temperature was measured with infrared thermometer, and metal machinability from aspect of cutting temperature was analyzed.

Key words: cutting temperature, tool life, machinability

1. GİRİŞ

Endüstride imalat metotları arasında, talaşlı imalat en yaygın olarak kullanılan yöntemdir. Talaşlı imalat işlemi sırasında kesme parametrelerinin bir fonksiyonu olarak önemli miktarda sıcaklık kesici takım ucunda kesme bölgesinde oluşur. Talaş kaldırma sırasında oluşan bu ısı takım ömrü, talaş şekli ve oluşumu, yüzey kalitesi, kesme kuvvetleri gibi birçok parametreyi doğrudan etkiler. Bu ısının kontrolü imalat işleminin kontrolünde kritik bir öneme sahiptir. Özellikle takım ömrünün belirlenmesinde özel bir öneme sahiptir. Talaşlı imalatla sıcaklığın etkilerini kontrol altında tutabilmek için yaygın olarak kaplamalı takımlar

kullanılmaktadır [1]. En çok kullanılan kaplamalı takımlar PVD kaplamalı TiAlN ve CVD kaplamalı Al_2O_3 , TiC, TiN, TiCN karbür takımlardır [2, 3, 4].

PVD tek kat kaplamalı TiAlN ve CVD çok kat kaplamalı TiCN/ Al_2O_3 takımlar, çelik ve dökme demirlerin yüksek hızlı talaş kaldırma işlemlerinde endüstride yaygın olarak kullanılmaktadır. TiAlN kaplamalı takımlar yüksek sertliğe sahip ve talaş kaldırmada yüksek ısı oluşan malzemelerin işlenmesinde ilk tercih olarak kullanılmaktadır. PVD metodu ile kaplanan bu tip takımlar az miktarda ısı depolamakta ve CVD tekniğinde olduğu gibi alt tabakanın sertliğinde önemli ölçüde azalma meydana gelmemektedir [5].

Kaplama tekniklerinde ve kullanılan kaplama malzemelerinin özelliklerindeki gelişmeler kaplamalı karbür kesici takımların sertleştirilmiş çeliklerin işlenmesinde kullanılmasını sağlamıştır. Bununla birlikte sert çeliklerin işlenmesinde, kesme parametrelerinin seçiminde birtakım sınırlamalarda her zaman mevcuttur. Kaplamalı kesici takımların performansları, kesici takım malzemelerinin fiziksel özellikleri ile kaplamaların kimyasal kompozisyonuna özellikle kaplamada kullanılan malzemelere ve bunların karakteristik özelliklerine bağlıdır [6].

Kesici takımların kaplama işlemlerinde süre, kaplama sıcaklığından daha fazla etkili olmaktadır. Kim ve arkadaşları [7] kaplama süresi ve sıcaklığının kaplama tabakasının yüzey karakteristiklerine olan etkilerini incelemişlerdir. Jindal ve arkadaşları [8] kaplamalı takımların performansları konusunda yaptıkları araştırmada PVD TiN, TiCN, ve TiAlN kaplamalı karbür takımların farklı kesme parametrelerinde çeliklerin tornalanmasında performanslarını araştırmışlardır. Deneysel verilerden elde edilen sonuçlarda en iyi performansı PVD TiAlN kaplamalı takımlar göstermiştir. Bu takımları TiCN ve TiN kaplamalı takımlar izlemiştir.

Bir grup araştırmacı [9, 10] yaptıkları deneysel çalışmalarda titanium ve nikel esaslı alaşımların talaşlı imalatında PVD tek katmanlı TiAlN kaplamalı takımların CVD çoklu katmanlı kaplamalı takımlara göre daha iyi yüzey kalitesi ve daha uzun takım ömrü elde edildiğini gözlemlemişlerdir. Kyung ve arkadaşları [11] tarafından yapılan araştırmada AISI 1045 çeliğinin işlenmesinde CVD kaplamalı TiCN/ Al_2O_3 /TiCN takımlarda aşınma mekanizması incelenmiştir. Elde edilen sonuçlarda abraziv aşınma mekanizmasının daha yaygın olduğunu gözlemlenmiştir. Avila ve arkadaşları [12] tarafından AISI 4340 çeliklerinin TiN, TiCN ve TiAlN kaplamalı takımlarla yapılan tornalama işlemlerinde takım performanslarını karşılaştırmışlardır. TiAlN kaplamalı takımlarda en yüksek serbest yüzey aşınması gözlemlenmiştir. Bu takımları TiN ve TiCN kaplamalı takımlar izlemiştir. Oh ve arkadaşlarının [13] yaptıkları çalışmalarda TiCN kaplamalı takımların TiC ve TiN kaplamalı takımlara göre daha düşük aşınma oranlarına sahip oldukları görülmüştür. Bu durumun doğrudan kaplama maddelerinin sertliği ile ilişkili olduğu görülmüştür.

Kaplamalı takımlarla ilgili yapılan araştırmalarda; talaş kaldırma işlemlerinde, kaplama özelliklerinin ısı oluşumuna etkisi, kesme bölgesinde, takım ve iş parçasında oluşan ısı ve ısının transferi ve dağılımı öncelikli olarak araştırmacılar tarafından incelenen konular arasındadır. Araştırmacılar talaşlı imalat işlemleri sırasında en çok ısının oluşumu ve dağılımının etkilerini incelemişlerdir [14].

Bazı araştırmacılar kaplamalı takımlarda, ısı akışı ve sıcaklık dağılımını görsel olarak modellemişlerdir [15]. Vahid ve Mohsen iş parçası malzemesi özelliklerinin kesme bölgesinde ısı akışına etkilerini incelemişlerdir. Yapılan araştırmada kesme bölgesinde ısı akışının doğrudan iş parçası malzemesinin mekanik mukavemet ve ısı iletkenlik katsayısına bağlı olduğunu göstermişlerdir [16].

İş parçası malzemesinin sertliğinin yüksek olması, kesme bölgesinde yüksek ısı oluşumuna neden olmaktadır. Bu durum takım aşınma oranını önemli miktarda etkilemekte ve abraziv adeziv ve difüzyon aşınması gibi farklı aşınma mekanizmalarının oluşmasına sebep olmaktadır. Bu nedenle talaş kaldırma

işlemlerinde kesme bölgesinde oluşan sıcaklığın ölçülmesi son derece yararlı bilgiler vermekte ve önemli bir konu olarak değerlendirilmektedir [17].

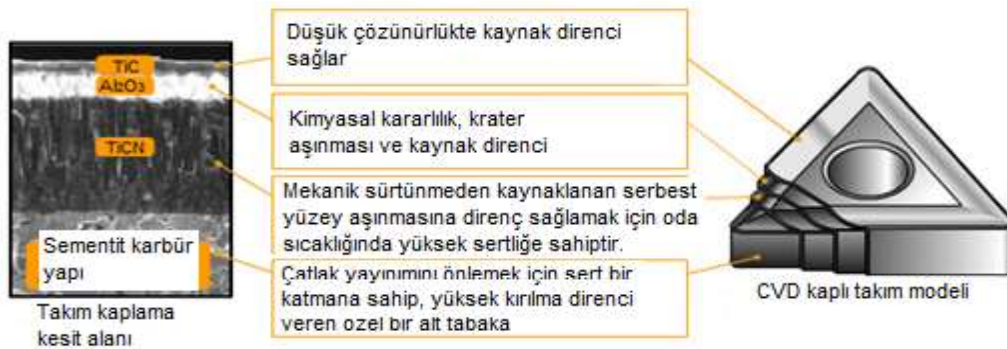
Talaşlı imalat işlemlerinde sıcaklığın tahmin edilmesi son derece güç ve karmaşık işlemlerden biridir. İş parçası ve takım arasındaki temas noktasında oluşan farklı olaylar ve zorluklar nedeniyle sıcaklığın ölçülmesi için bir model geliştirilmesi son derece güçtür. Bu nedenle, sıcaklığın hassas olarak doğru ve sürekli bir şekilde ölçülmesi, temas noktasındaki olayların karmaşıklığı nedeniyle hala zorluklarla karşılaşılan bir olaydır [18]. Kesme işlemi sırasında sıcaklığın oluştuğu alanın kesici takım ucuna çok yakın olması nedeniyle o bölgede sıcaklığın ölçülmesi son derece zordur. Deneysel çalışmalarda kesici takımla iş parçasının temas bölgesine ilişkin istenilen hassasiyette veri alınması sıcaklık ölçümünün en zayıf yönünü oluşturmakta ve bu durum matematiksel bir modelle doğrulanmasına engel olmaktadır. Bununla birlikte talaşlı imalat işlemlerinde sıcaklığın ölçülmesine ilişkin birçok araştırmanın yapıldığı görülmektedir [19, 20]. Liu ve arkadaşları [21] tarafında yapılan deneysel çalışmalarda, sertlikleri 30 HRC ile 60 HRC arasında değişen yatak çeliklerinin tornalanmasında oluşan sıcaklıklar termokupullar ile ölçülmüştür. Elde edilen ölçüm sonuçlarında sıcaklıkların iş parçası malzemesinin sertliği arttıkça arttığı gözlemlenmiştir.

Talaşlı imalat işlemlerinde sıcaklık ölçmede, termokupullardan sonra en yaygın olarak kullanılan infrared radyasyon (IR) tekniği ile kesme bölgesinde sıcaklık ölçümü yapmak mümkündür. IR tekniğinde sıcaklık ölçümü termal enerjinin yayılımı esasına göre yapılmaktadır [19]. Bu teknikte iş parçası, takım ve kesme bölgesinde oluşan radyasyon yayılımı ile sıcaklığı tahmin etmek mümkün olmaktadır [22].

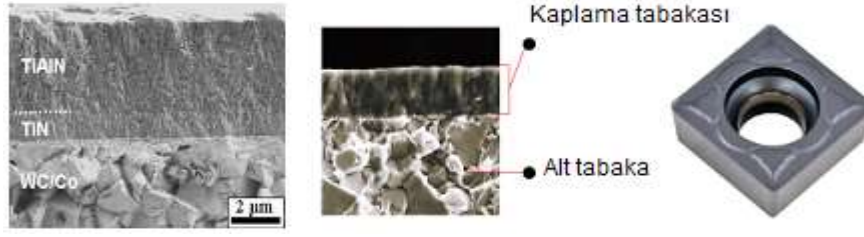
Bu çalışmada aynı kesme geometrisine sahip, CVD çok katmanlı kaplamalı TiCN/Al₂O₃/TiN, PVD tek katmanlı kaplamalı TiAlN takımlar ve kaplamasız sermet (CT) takımlar kullanılmış ve ısıl işlemle 46 HRC değerine sertleştirilmiş AISI 4140 çelik malzemeler tornada işlenmiştir. Kesme sıcaklıkları ölçülmüş, farklı kaplama maddelerinin ve iş parçası malzemesi sertliklerindeki değişimlerin yüzey kalitesi ve takım ömrüne etkileri incelenmiştir.

2. Deneysel Çalışmalar

Deneylerde ısıl işlemle sertleştirilen 46 HRC sertliğindeki AISI 4140 alaşımlı çelikler kullanılmış, ısıl işlem sırasında sertleştirme ve tavlama işleminin iş parçası kesiti boyunca üniform olması sağlanmıştır. Kesit boyunca, sertleştirme ve tavlama işlemi ile maksimum +/- 1 HRC değişimi muhafaza edilmiştir. Deneylerde kullanılan AISI 4140 çeliği, malzemesinin uzunluğu 350 mm, çapı 45 mm'dir. İş parçası malzemesinin kimyasal bileşimi Tablo 1'de görülmektedir. Kesme testleri, farklı kaplamalı karbür kesici takımlar ile kaplamasız sermet takımlar kullanılarak gerçekleştirilmiş; PVD tek katmanlı TiAlN ve CVD çok katmanlı TiCN/Al₂O₃/TiN kullanılmıştır. CVD ve PVD kaplamalı takımların geometrileri Şekil 1 ve Şekil 2'de görülmektedir.



Şekil 1. CVD kaplamalı takımlarda kesici uç geometrisi

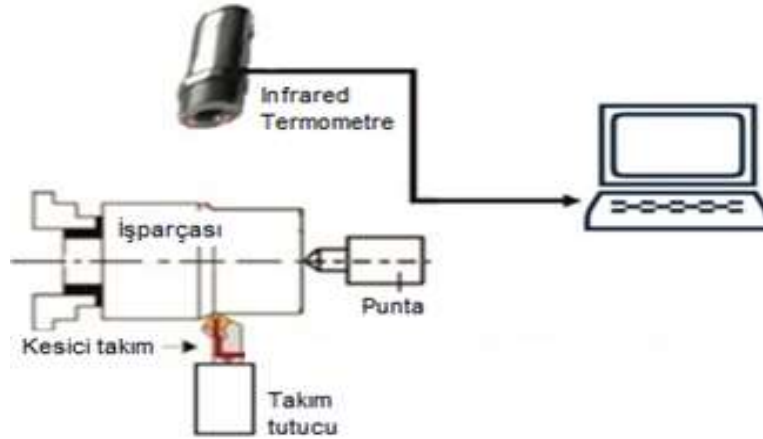


Şekil 2. PVD kaplamalı takımlarda kesici uç geometrisi

C	Cr	Ni	Mn	P	S	Si	Mo
0,38	0,80	9,58	0,75	0,035	0,04	0,15	0,15

Tablo 1. AISI 4140 alaşımlı çeliğin kimyasal bileşimi (%)

Deneylerde kesme bölgesinde sıcaklığın ölçülmesinde Optris CF4 infrared Termometre kullanılmıştır. Sıcaklık ölçümleri anlık olarak kullanılan yazılım yoluyla PC ekranından görüntülenmiştir. Sıcaklık ölçüm aralığı 385⁰C - 1600⁰C'dır. Saniyede 5 ölçüm yapılmıştır. IR Termometrenin kalibrasyonunda standart yöntem uygulanmıştır. Kesici takımlar için önerilen kalibrasyon işlemi emisitiv oranı 0,60 olarak tanımlanmıştır. Talaş kaldırma işleminde kesme bölgesindeki sıcaklığı ölçmek için IR termometrenin kesme bölgesinden 45 cm uzakta olacak şekilde montajı yapılmıştır. Deneylerden elde edilen verilerin güvenilirliğini arttırmak için deneyler 3 kez tekrarlanmıştır. Deneysel düzeneğin şematik bir görünümü Şekil 3'de ve deneysel koşullar Tablo 2'de görülmektedir.



Şekil 3. Deneylerde kullanılan sıcaklık ölçme sistemi

2.1. IR Termometrenin kalibrasyonu

IR Termometrenin kalibrasyonunda emissivite değeri esas alınmıştır. Emissivite, bir nesnenin kızılötesi enerjiyi yayma ve iletme yeteneğinin ölçüsüdür. Yayılan enerji nesnenin sıcaklığını gösterir. 1,0 (parlak cisim) ile 0 (siyah cisim) arasında bir değer olabilir. Emissivite değeri gerçek ayarlanan değerden yüksekse, hedef sıcaklık düşük olarak okunur. Malzemenin emissivitesi, termal radyasyonla ısı transferi için çok önemli parametredir. AISI 4140 alaşımlı çelik için önerilen emissivite değeri literatürde 0,50-0,75 arasındadır [23]. Kesme sıcaklığının doğru ölçümü için, sabit kesme parametrelerinde sıcaklıkların doğruluğunu belirlemek için farklı emisyon değerleri (0,45-0,85 aralığında) ile test edilmiştir.

İşlem	Tornalama
Tezgâh	Harrison M300
İş parçası malzemesi	AISI4140 alaşımlı çelik
Sertlik	46 HRC
Uzunluk	350 mm
Çap	Ø45 mm
Kesici takım tipi ve geometrisi	CVD-kaplamalı TiC+Al ₂ O ₃ +TiN, PVD-kaplamalı TiAlN, Kaplamasız Sermet (CT) DCMT110408
Takım tutucu	DWLNK 2020K-08
Kesme hızı, V	113 m/dk, 170 m/dk, 240 m/dk
İlerleme, f	0,10 mm/dev, 0,16 mm/dev, 0,20 mm/dev
Talaş derinliği, ap	1,0 mm
Sıcaklık ölçme cihazı	Optris CF4 infrared termometre
Talaş kaldırma yöntemi	Kuru

Tablo 2. Deney parametreleri

2.2 Deney Tasarımı

Optimum kontrol faktörlerinin belirlenmesi için Taguchi yöntemi L9 kullanılmıştır. Deneylerde düşük, orta ve yüksek kesme parametreleri seçilmiştir. Bu parametrelerin seçiminde takım üreticisinin önerileri ve takım tezgâhı kapasitesi göz önüne alınmıştır. Deneylerden elde edilecek veriler için toplam 9 adet deney kombinasyonu oluşturulmuştur. Deney koşulları Tablo 3'te görülmektedir.

Kesme parametreleri	Seviyeler		
	1	2	3
Kesici takım cinsi	PVD-kaplamalı	CVD-kaplamalı	Sermet-CT
Kesme hızı V, [m/dk]	113	170	240
İlerleme f, [mm/dev]	0,10	0,16	0,20
Talaş derinliği ap, [mm]		1,0	
İş parçası sertliği [HRC]		46	

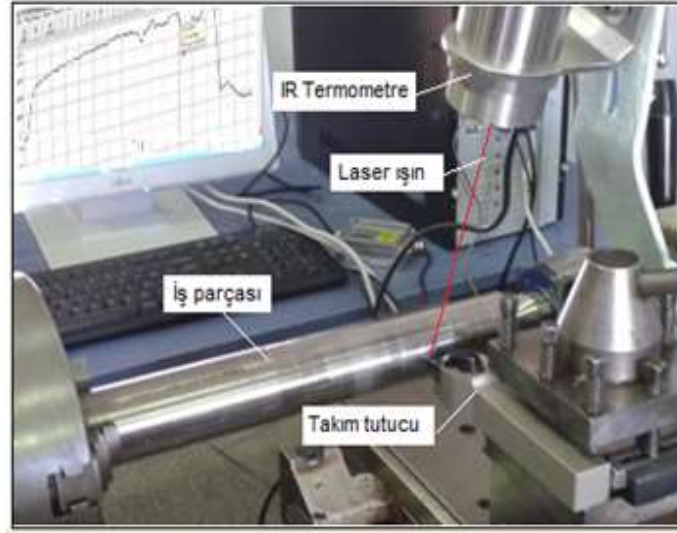
Tablo 3. İşleme parametreleri ve seviyesi

2.3. Kesme Bölgesi Sıcaklığının Ölçülmesi

Deneylerde kesme bölgesinde oluşan sıcaklığın ölçülmesinde Optris CF4 infrared termometre kullanılmıştır. Sıcaklık ölçüm aralığı 385⁰C-1600⁰C'dır. Deney tasarımına uygun olarak 18 farklı deney yapılmıştır. Sıcaklık ölçümleri anlık olarak kullanılan yazılım yoluyla Pc ekranlarından görülmüştür. Her deneyde yeni kesici uçlar kullanılmıştır. Sıcaklıkların ölçülmesinde saniyede 5 veri alınmıştır. Ölçümlerde değerlerin ortalaması alınmıştır. Deneylerden elde edilen verilerin güvenilirliğini arttırmak için deneyler 3 kez tekrarlanmıştır. Şekil 4'te takım tutucuya IR termometre bağlantısı ve deney düzeneği görülmektedir.

1. Deney Sonuçlarının Değerlendirilmesi

Bu çalışmada; CVD çok katmanlı kaplamalı TiCN/Al₂O₃/TiN, PVD tek katmanlı kaplamalı TiAlN takımlar ve kaplamasız sermet (CT) takımlar ile ısıtma işlemi ile sertleştirilen 46 HRC sertlik değerindeki AISI 4140 çelikler işlenmiştir. Deneylerde farklı kaplama maddelerinin ve iş parçası malzemesi sertliklerindeki değişimlerin kesme sıcaklıklarına etkileri ile yüzey kalitesi ve takım ömrüne olan etkileri incelenmiştir. Deneyler sırasında bazı güçlüklerle karşılaşmıştır. Bunlar yüksek ısı oluşan kesme bölgesindeki sıcaklığın ölçülmesindeki güçlükler ve talaşın ölçmeye engel oluşturmasıdır. Tablo 4'de deneylerden elde edilen sonuçlar görülmektedir.



Şekil 4. Takım tutucuya IR Termometre bağlantısı ve deney düzeneği

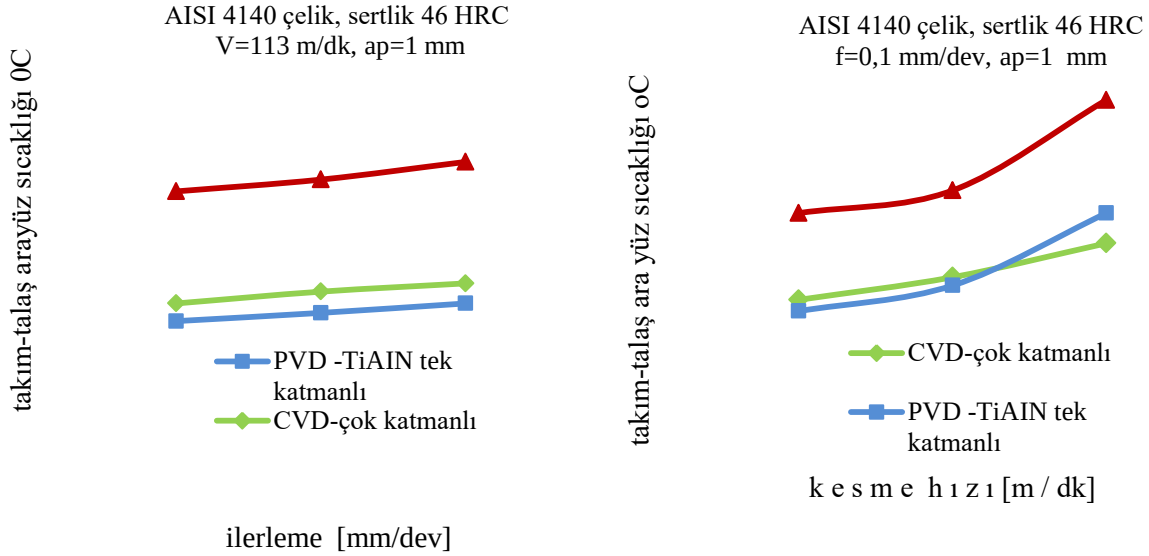
No	Kaplama tipi/takım	V [m/dk]	f [mm/dev]	Takım-talaş ara yüz sıcaklığı [$^{\circ}$ C]	Yüzey pürüzlülüğü Ra [μ m]
1	PVD	113	0,10	425	0,628
2	PVD	170	0,16	443	0,845
3	PVD	240	0,20	535	1,052
4	CVD	113	0,16	470	1,593
5	CVD	170	0,20	480	1,655
6	CVD	240	0,10	485	0,782
7	CT	113	0,20	498	1,832
8	CT	170	0,10	555	0,532
9	CT	240	0,16	685	1,065

Tablo 4. Deney sonuçları (AISI 4140 alaşımlı çelik, sertlik 46 HRC)

3.1. Kesme Parametrelerinin Sıcaklık Üzerine Etkileri

Deney tasarımına uygun olarak belirlenen kesme hızı ve ilerleme değerlerinin 46 HRC sertliklerindeki AISI 4140 alaşımlı çeliklerin işlenmesi esnasında ortaya çıkan sıcaklık dağılımına etkileri incelenmiştir. Talaş derinliği, sıcaklık üzerine etkisinin çok az olması nedeniyle deneylerde sabit tutulmuştur. Kesme hızı artışına bağlı olarak kesme sıcaklıklarında belirgin artışlar gözlemlenmiştir.

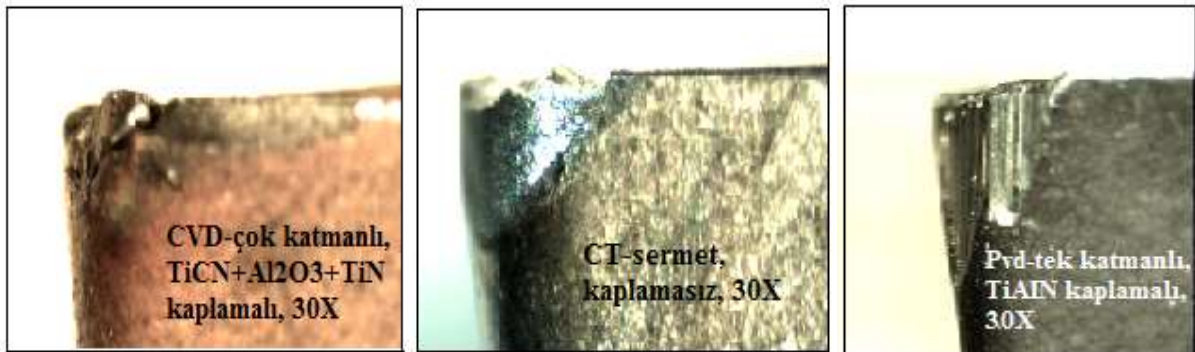
Kesme hızı, takım ömrünü en çok etkileyen kesme parametresidir. Ancak kesme hızının arttırılmasının bazı olumlu etkileri de vardır. Talaşlı imalat işlemi sırasında talaş tarafından iş parçasından büyük miktarda ısı çekilir. Kesme hızı yükseldikçe, çekilen ısı artar, ancak takım sıcaklığı da artar. Kesme hızını azaltmak iş parçasındaki sıcaklığın yükselmesine neden olur, akan ısı miktarını artırır. İlerleme, ısı miktarı üzerinde çok daha az etkilidir. Farklı kaplama tipleri ve kaplamasız takımlarda kesme hızı ve ilerlemenin takım-talaş ara yüz sıcaklığına etkileri Şekil 5’de gösterilmiştir.



Şekil 5. Farklı takımlar için kesme hızı ve ilerlemenin sıcaklığa etkileri

3.2.Takım Ömrü ve Aşınma Mekanizmaları Üzerine Etkiler

Deneylerde 46 HRC değerine sertleştirilmiş AISI4140 çelikler, aynı kesme geometrisine sahip, CVD çok katmanlı ($\text{TiCN}/\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$) kaplamalı, PVD tek katmanlı kaplamalı (TiAlN) ve kaplamasız sermet (CT) takımlar kullanılarak 0,10, 0,16, 0,20 mm/dev lik ilerleme ve 113, 170, 240 m/dak lık kesme hızlarıyla tornalanmıştır. Takım ömrüne ait deney sonuçları Tablo 5’te gösterilmiştir. CVD kaplamalı takımlarda krater aşınması olmaksızın serbest yüzey aşınmasının, PVD takımlarda ise serbest yüzey aşınmasıyla birlikte krater aşınmasının takım ömründe etkin olduğu gözlemlenmiştir. Şekil 6’da farklı kesici takımlarda takım aşınması görülmektedir. PVD tek katmanlı, CVD çok katmanlı ve kaplamasız sermet (CT) uçların takım ömrü performanslarının karşılaştırılması Şekil 7 ve Şekil 8’de görülmektedir. CVD kaplamalı takımlarda, tüm test koşullarında PVD kaplamalı takımlara göre daha uzun takım ömrü gözlemlenmiştir. Bu durum özellikle yüksek kesme hızlarında daha belirgindir. CVD kaplamalı takımlarla daha iyi bir takım ömrü elde edilmesi, daha kalın kaplama tabakasına ve takımı yüksek sıcaklıklarda aşınmaya karşı koruyan Al_2O_3 alüminyum oksit tabakasına bağlanabilir. Takım ömrünün, kesme hızlarının, ilerleme ve kesme derinliğinin azalmasıyla arttığını açıkça görülmektedir.

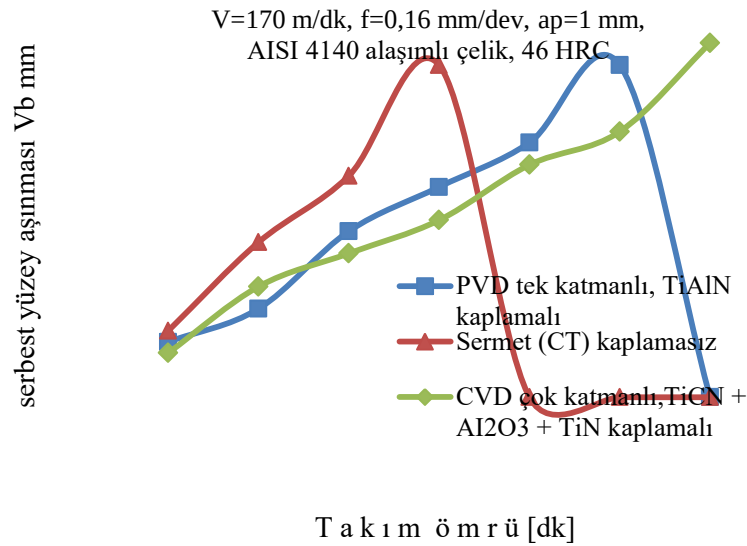


Şekil 6. Farklı kesici takımlarda takım aşınması

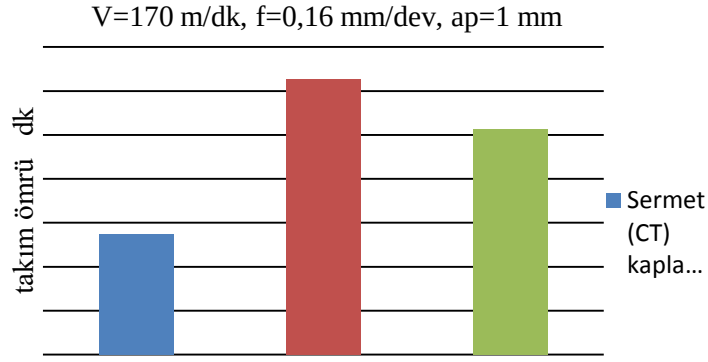
Takım tipi	Serbest yüzey aşınması [mm]	Kaldırılan talaş hacmi [cm ³ /takım ömrü]	Takım ömrü [dk]
Sermet (CT) kaplamasız	0,30	148,512	5,46
CVD çok katmanlı, TiCN + Al ₂ O ₃ + TiN kaplamalı	0,32	341,360	12,55
PVD tek katmanlı, TiAlN kaplamalı	0,30	278,800	10,25

Tablo 5. Kaldırılan talaş hacmine ait deney sonuçları (V=170 m/dak, f=0,16 mm/dev, ap=1mm)

PVD-TiAlN tek katmanlı takımlarla yapılan talaş kaldırma işleminin ilk aşamasında çok küçük bir serbest yüzey aşınma miktarı ölçülmüştür. Bu durum TiAlN kaplama malzemesinin yüksek sıcak sertliğinden kaynaklanmaktadır. Ayrıca, TiAlN kaplamasındaki alüminyum havadaki oksijenle reaksiyona girdiğinde; özellikle daha yüksek kesme sıcaklıklarında kesme kenarında ince bir Al₂O₃ tabakası oluşmaktadır. Kesme kenarı için sağlanan bu tabaka, ısı koruması sağlamakta ve çok katmanlı kaplamalı takımlarla karşılaştırıldığında daha düşük bir serbest yüzey aşınması sağlamaktadır. CVD çok katmanlı takımlar ise 10-12 µm kalınlıkta üç katmandan oluşmaktadır. Ara katman Al₂O₃, yüksek sıcaklıklara ve krater aşınmalarına karşı koruma sağlamaktadır. 3 µm kalınlığındaki dış katman TiN / TiCN ek aşınma direnci sağlar [24, 25, 26]. Sermet takımlarla yapılan deneylerde, kaplamasız olmaları nedeniyle daha kısa takım ömrü görülmüştür.



Şekil 7. Takım ömrünün karşılaştırılması

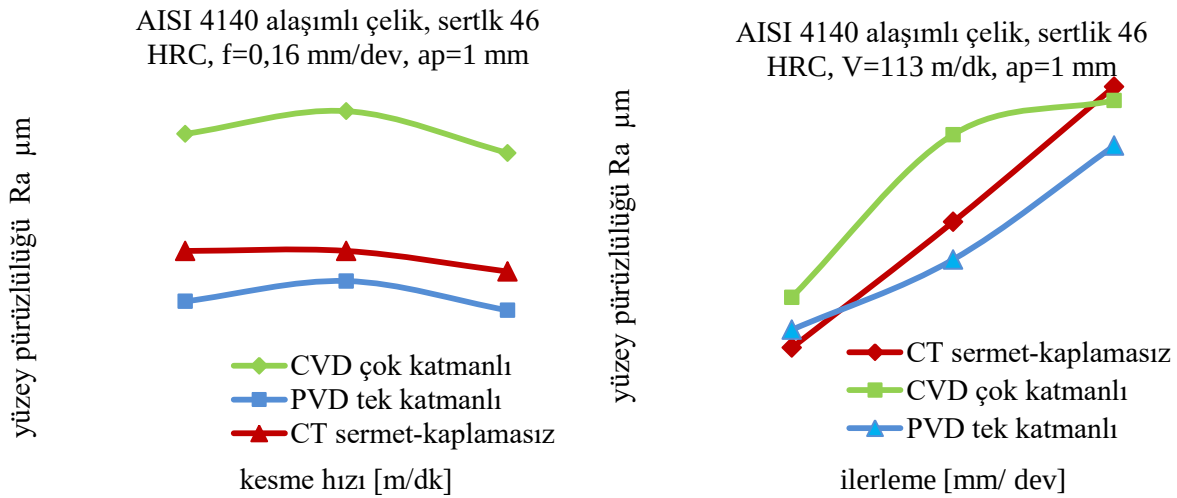


Şekil 8. Farklı kaplama tipleri ve kaplamasız takımlarda takım ömrünün karşılaştırılması

3.3. Yüzey Pürüzlülüğü Üzerine Etkileri

Kesme parametrelerinin yüzey pürüzlülüğü ve kaplama tipi üzerindeki etkileri deneysel olarak incelenmiştir. PVD kaplamalı TiAlN karbür kesicilerin daha keskin kenara sahip olmaları, dolayısıyla takım ve talaş arasında minimum sürtünme sağlamaları nedeniyle bu takımlar için daha düşük yüzey pürüzlülüğü değerleri elde edilmiştir. Kesme hızındaki artış ile yüzey kalitesinin iyileştiği görülmektedir. Deneyler, yüzey pürüzlülüğünü etkileyen ana faktörün ilerleme olduğunu göstermiştir. Farklı kesme ve ilerleme hızlarının yüzey pürüzlülüğüne etkisi Şekil 9'da gösterilmiştir. En düşük ilerleme hızı ile en iyi yüzey kalitesi elde edildiği gözlenmiştir.

Kesme sıcaklığındaki değişimlerin yüzey pürüzlülüğü üzerinde çok fazla etkili olmadığı görülmüştür. Kesme sıcaklığı 405 °C'den 520 °C'ye yükselmesine rağmen, yüzey pürüzlülüğünde anlamlı bir değişim görülmemiştir. Yüzey kalitesinin kriter olduğu işlemlerde, PVD kaplamalı takımların iyi bir seçenek olduğu görülmektedir. Bununla birlikte, yüksek ilerleme ve kesme derinliğinden kaçınılması gerekmektedir. Özellikle sert iş parçalarının işlenmesinde yüzey pürüzlülüğü en çok ilerleme miktarından etkilenmekte, kesme hızı ve talaş derinliğinin etkisi çok daha az olmaktadır.



Şekil 9. Kesme hızı ve ilerlemenin yüzey pürüzlülüğüne etkisi

3.4.Yüzey Pürüzlülüğünün Taguchi Metodu ile Değerlendirilmesi

Bu çalışmada yüzey pürüzlülüğü için düşük değerlerin daha iyi yüzey kalitesi göstergesi olarak kabul edilmesi yaklaşımından yola çıkılarak, iş parçasının yüzey pürüzlülüğünün (Ra) minimuma indirilmesi amaçlanmıştır. Bu nedenle analizlerde en küçük en iyi kabulü yapılarak sistem optimize edilmiştir. Tablo 6'da kullanılan deneysel tasarım, elde edilen yüzey pürüzlülüğü değerleri ve S/N oranları verilmiştir.

Deney No	Kaplama Tipi	V [m/dk]	f [mm/dev]	Ra [μ m]	S/N [Ra μ m]
1	PVD	113	0,10	0,628	4,041
2	PVD	170	0,16	0,845	1,463
3	PVD	240	0,20	1,052	-0,440
4	CVD	113	0,16	1,593	-4,044
5	CVD	170	0,20	1,655	-4,376
6	CVD	240	0,10	0,782	2,136
7	CT	113	0,20	1,832	-5,259
8	CT	170	0,10	0,532	5,482
9	CT	240	0,16	1,065	-0,547

Tablo 6 Taguchi L9 deney tasarımı için deney sonuçları ve S/N oranları

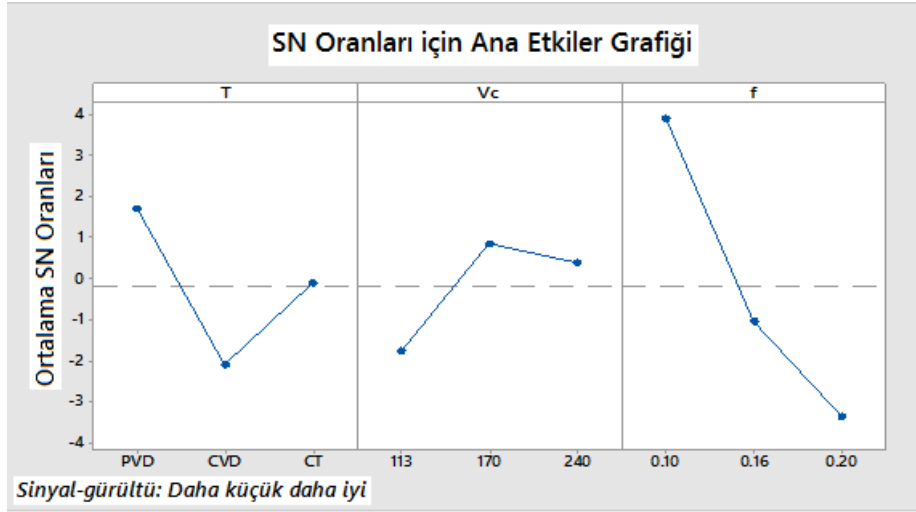
Tablo 7'de verilen ANOVA sonuçlarından her bir faktörün toplam değişkenlik üzerindeki etkisi belirlenebilir. Bu değerler bir anlamda üç faktörün yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkinlik yüzdeleri olarak da değerlendirilebilir. Söz konusu değerlere göre ilerlemenin yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkisi %70,53, kaplama tipinin yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkisi %18,44 ve kesme hızının yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkisi %9,96'dır. Dolayısı ile yüzey pürüzlülüğü üzerinde etkisi en fazla olan faktör ilerlemedir. Bunu kaplama tipi takip etmektedir.

Kaynak	Ortalama S/N Oranları			Serbestlik Derecesi	Kareler Toplamı	Ortalama Kareler Toplamı	Faktör etkisi (%)
	1	2	3				
Kaplama tipi	1,688	-2,095	-0,108	2	21,480	10,740	18,44
Vc	-1,754	0,856	0,383	2	11,604	5,802	9,96
f	3,886	-1,043	-3,358	2	82,137	41,069	70,53
Hata				2	1,244	0,6220	1,07
Toplam				8	116,465		100

Tablo 7. Taguchi L9 deney tasarımı için ANOVA sonuçları

Ayrıca Tablo 7'de her faktörün her bir seviyedeki etkisi de görülebilir. Bu amaçla hesaplanan S/N oranlarının ortalaması her faktörün her bir seviyesi için ayrı ayrı hesaplanmıştır. Sonuçta her faktör için belirlenen en yüksek S/N oranı en iyi deney sonucunu yani en düşük yüzey pürüzlülük değerini ifade etmektedir. Tablo incelendiğinde kaplama tipi için en yüksek S/N oranının 1. düzeyde, kesme hızı için 2. düzeyde ve ilerleme için 1. düzeyde gerçekleştiği gözlenmektedir. Ayrıca tablodan sayısal olarak sağlanan bu bulgu Şekil 10'da grafiksel olarak da gözlenebilmektedir. Sonuç olarak bu değerler göz önüne alındığında en iyi yüzey pürüzlülüğü değerinin kaplama tipinin 1. düzeyi olan PVD kaplama tipinde, kesme hızının 2. düzeyi olan 170 m/min ve ilerlemenin 1. düzeyi olan 0,10 mm/dev 'de elde edileceği söylenebilir. Analiz sonuçlarına göre optimum nokta olarak bu kombinasyon önerilmektedir. Belirlenen söz konusu optimum

nokta için beklenen S/N oranı 6,773 ve optimum nokta için tespit edilen söz konusu faktör düzey kombinasyonu için (PVD, 170, 0,10) tahmin edilen yüzey pürüzlülüğü değeri ise, 0,281 μm 'dir.



Şekil 10. Kaplama tipi, kesme hızı ve ilerleme için S/N oranları

4. Sonuçlar

Deneylerden elde edilen verilerin analizine göre;

- Talaşlı imalatla kesme sıcaklığını en çok etkileyen parametre kesme hızıdır, onu ilerleme hızı izlemektedir. Bununla birlikte, CVD çok katmanlı kesiciler, PVD-TiAlN tek katmanlı kesici takımlara göre, kesme hızı değişimi sonucu oluşan sıcaklık artışından daha az etkilenmektedir.
- Yüzey kalitesinin kriter olduğu işlemlerde, PVD kaplamalı takımların iyi bir seçenek olduğu görülmektedir. Bununla birlikte, yüksek ilerleme ve kesme derinliğinden kaçınılması gerekmektedir. Özellikle sert iş parçalarının işlenmesinde yüzey pürüzlülüğü en çok ilerleme miktarından etkilenmekte, kesme hızı ve talaş derinliğinin etkisi çok az olmaktadır.
- CVD kaplamalı TiC+Al₂O₃+TiN çok katmanlı takımlar, tüm test koşullarında PVD-TiAlN tek katmanlı takımlara göre özellikle yüksek kesme hızlarında daha iyi performans göstermiştir.
- CVD kaplamalı takımın daha iyi bir takım ömrü sağlaması; daha kalın kaplama katmanı ve takımı yüksek sıcaklıklarda aşınmaya karşı koruyan, kesme sırasında oluşan koruyucu Al₂O₃ alüminyum oksit tabakasına bağlanabilir.
- Sermet (CT) kaplamasız takımlarda, kesme hızı artışına bağlı olarak kaplamalı takımlara göre yüksek kesme sıcaklığı bütün testlerde görülmüştür. Bunun sonucu olarak takım ömrü daha kısa olmaktadır. Ancak yüzey kalitesi yönünden kaplamalı takımlara benzer sonuçlar elde edilmiştir.
- Deney sonuçlarının ANOVA ile analizinde İlerlemenin yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkisi %70,53, kaplama tipinin yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkisi %18,44 ve kesme hızının yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkisi %9,96'dır.
- Deney sonuçlarının analizine göre en iyi yüzey pürüzlülüğü değerinin kaplama tipinin PVD kaplama tipinde, kesme hızının 170 m/dk ve ilerlemenin 0,10 mm/dev'de elde edileceği görülmektedir.

Teşekkür:

Bu çalışma kapsamında yapılan deneylerde kullanılan kesici takımları sağlayan EFEMET AŞ firmasından, Kyocera Kesici Takımlar Güney Marmara Bölge Temsilciği yöneticisi Sayın Özgür İRFAN'a sağladığı destek ve yardımlarından dolayı teşekkür ederiz.

Kaynakça:

- [1] Zhang, J., Zhanqiang, L., Du, J., 2017, "Prediction of cutting temperature distributions on rake face of coated cutting tools", International Journal of Advances Manufacturing Technology, cilt 7, sayı 91, s. 49-57.
- [2] Grzesik, W., Nieslony, P., 2003, "Thermophysical-property-based selected of tool protective coatings for dry machining of steels", Journal of Manufacturing Science Engineering, cilt 125, s. 689-695.
- [3] Rogante, M., 2009, "Wear characterization and tool performance of sintered carbide inserts during automatic machining of AISI 1045 steel", Journal of Materials Processing Technology, cilt 209, s. 4776-4783.
- [4] Che Haron, C.H., Ginting, A., and Goh, J.H., 2001, "Wear of coated and uncoated carbides in turning tool steel", Journal of Materials Processing Technology, cilt 116, s. 49-54.
- [5] Paldey, S., Deevi, S.C., 2003, "Single layer and multilayer wear resistant coatings of TiAlN: a review", Material Science and Engineering A, cilt 342, s. 58-79.
- [6] Chinchankar, S., Choudhury, S.K., 2013, "Investigations on machinability aspects of hardened AISI 4340 steel at different levels of hardness using coated carbide tools", International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, cilt 38, s. 124-133.
- [7] Kim, H.J., Joun, M.S., 2007, "Effects of deposition temperature and time on the surface characteristics of TiN-coated high-speed steel by arc ion plating", Journal of Mechanical Science Technology, cilt 21, s. 83-90.
- [8] Jindal P.C., Santhanam, A.T., Schleinkofer, U., Shuster, A.F., 1999, "Performance of PVD TiN, TiCN, and TiAlN coated cemented carbide tools in turning", International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, cilt 17, s. 163-170.
- [9] Ezugwu, E.O., Okeke, C.I., 2002, "Behavior of coated carbide tools in high speed machining of a nickel base alloy", Tribology Transactions, cilt 45, sayı 1, s. 122-126.
- [10] Ramesh, S., Karunamoorthy, L., Senthilkumar, V.S., Palnikumar, K., 2009, "Experimental study on machining of titanium alloy by CVD and PVD coated carbide inserts", International Journal of manufacturing Technology and Management, cilt 17, sayı 4, s. 373-385.
- [11] Kyung-Hee, P., and Kwon, P.Y., 2011, "Flank wear of multi-layer coated tool", Wear, cilt 270, sayı 11, s. 771-780.
- [12] Avila, R.F., Godoy, C., Abroa, A.M., Lima, M.M., 2008, "Topographic analysis of the crater wear on TiN, TiCN and TiAlN coated carbide tools", Wear, cilt 265, s. 49-56.
- [13] Oh, S.M., Rhee, B.G., 2003, "Wear behaviors of ceramics TiN, TiC and TiCN with arc iron plating", KSME International Journal, cilt 17, sayı 12, s. 1904-1911.
- [14] Akbar, F., Mativenga, P.T., Sheikh, M.A., 2010, "An experimental and coupled thermo mechanical finite element study of heat partition effects in machining", International Journal of advances manufacturing technology, cilt 46, s. 491-507.
- [15] Grzesik, W., Bartoszek, M., 2009, "Prediction of temperature distribution in the cutting zone using finite difference approach", International Journal of machine machining materials, cilt 6, s. 43-53.
- [16] Vahid, N., Mohsen, H., 2014, "Experimental determination of the tool-chip thermal contact conductance in machining process", International Journal of machine tools and manufacture, cilt 84, s. 45-57.

- [17] Chinchani, S., Choudhury, S.K., Kulkarni, A.P., 2013, "Investigation of chip tool interface temperature during turning of hardened AISI 4340 alloy steel using multi layer coated carbide inserts", *Advanced Materials Research*, cilt 701, s. 354-358.
- [18] Abukhshim, N.A., Mativenga, P.T., Sheikh, M.A. 2005, "Investigation of heat partition in high speed turning of high strength alloy steel", *International Journal of machine tools and manufacture*, cilt 45, s. 1687-1695.
- [19] Abukhshim, N.A.; Mativenga, P.T., Sheikh, M.A., 2006, "Heat generation and temperature prediction in metal cutting: a review and implications for high speed machining", *International Journal of machine tools and manufacture*, cilt 46, sayı 7-8, s. 782-800.
- [20] Stephenson, D.A., 1993, "Tool-work thermocouple temperature measurement", *ASME Journal of Engineering for Industry*, cilt 115, s. 432-437.
- [21] Liu, X.L., Wen, D.H., Li, Z.J., Xiao, L., Yan, F.G., 2002, "Cutting temperature and tool wear of hard turning hardened bearing steel", *Journal of Materials Processing*, cilt 129, s. 200-206.
- [22] Lin, J., Lee, S.L., Weng, C.I., 1992, "Estimation of cutting temperature in high speed machining", *International Journal of materials and technology*, cilt 114, s. 289-296.
- [23] Akbar, F., Mativenga, P.T., Sheikh, M.A., 2007, "An investigation of the tool-chip interface temperature and heat partition in high speed machining of AISI/SAE 4140 steel with TiN coated tool", ISBN: 978-1-84628-987-3 (Print) 978-1-84628-988-0 (Online) *Proceedings of the 35th International MATADOR Conference*.
- [24] Chinchani, S., Choudhury, S.K., 2013, "Wear behaviors of single-layer and multi-layer coated carbide inserts in high speed machining of hardened AISI 4340 steel", *Journal of mechanical Science and Technology*, cilt 27, s. 1451-1459.
- [25] Kennametal K.C., 9110 and KC9125 Technical Manual (2001) Latrobe.
- [26] Klocke, F., Kreig, T., 1999, "Coated tools for metal cutting features and applications", *Annals of the CIRP*, cilt 48, s. 515-525.

KARBON FİBER TAKVİYELİ PLASTİKLERİN KURU VE KRIYOJENİK KOŞULDA HELİSEL FREZELENME PERFORMANSININ ARAŞTIRILMASI

Sezer Morkavuk ^a ve Uğur Köklü ^b

a, Karamanoğlu Mehmetbey Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, sezymorkavuk@kmu.edu.tr

b, Karamanoğlu Mehmetbey Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, ugurkoklu@kmu.edu.tr

Özet

Karbon fiber takviyeli plastiklerin (CFRP) işlenmesi karbon fiberin aşındırıcılığı ve kompozitin anizotropik yapısı nedeniyle oldukça zor bir süreçtir. Kompozit parçalar net şekle yakın olacak şekilde üretilseler bile perçinleme ve vidalama gibi montaj işlemleri için parça üzerinde delikler açmak gerekmektedir. Konvansiyonel delme hala yaygın şekilde kullanılan bir işleme metodudur. Ancak delaminasyon, elyaf ayrılması, elyaf çekmesi gibi problemler meydana gelebilmektedir. Kriyojenik soğutucu yardımıyla işleme yapmak, işleme bölgesinin sıcaklığını düşürdüğü için pek çok fayda sağlamaktadır. Bu çalışmada CFRP'nin kriyojenik soğutucu kullanılarak delik çapından daha küçük takım ile delik açmaya imkan tanıyan helisel ve dairesel frezeleme teknikleri ile frezeleme performansı deneysel olarak araştırılmıştır. İşleme performansı kesme kuvveti, delaminasyon ve yüzey pürüzlülüğüne göre değerlendirilmiştir.

Anahtar kelimeler: CFRP, Helisel frezeleme, Dairesel frezeleme, Kriyojenik,

AN EXPERIMENTAL INVESTIGATION ON HELICAL MILLING OF CARBON FIBER REINFORCED PLASTICS UNDER DRY AND CRYOGENIC CONDITIONS

Abstract

Machining of carbon fiber reinforced plastics (CFRP) is a complex task owing to abrasiveness of fiber and anisotropic structure of the composites. Even if composite components are produced close to net shape, holes will be needed for riveting and fastening. Conventional drilling is still commonly used machining technique but some problems like delamination, debonding, and fiber pull-out may occur. Machining by using cryogenic coolant provides many benefits since it reduces cutting temperatures extremely. The focus of this paper is investigation of the helical milling and circular milling which lets to obtain a hole by using smaller diameter tool on machining CFRP by using cryogenic coolant. Machining performance was evaluated according to cutting force, delamination, and surface roughness.

Keywords: CFRP, Cryogenic, Circular Milling, Helical milling,

1 Giriş

Ağırlığına oranla yüksek mukavemet sunması sebebiyle havacılık ve otomotiv endüstrisinde karbon fiber takviyeli plastiklere olan talep artmaktadır. Bu gibi hafif malzemeler sayesinde güvenlik standartları ve sağlamlıktan ödün vermeden daha az yakıt tüketerek hem ekonomiye hem de çevreye daha az zarar veren daha verimli araçlar üretilebilmektedir. Hafifliğinin yanında bu mühendislik malzemesi aynı zamanda yüksek korozyon ve yorulma dayanımına da sahip olduğundan çeşitli uygulamalarda tercih edilmektedir [1, 2].

Havacılık ve otomotiv endüstrisinde fiber takviyeli plastik kompozitlerin işlenmesi üretimin önemli bir aşamasıdır. Konvansiyonel frezeleme, tornalama, delik delme ve taşlama metotları parçayı istenen şekle getirmek için sıkça kullanılan imalat yöntemleridir [3]. Kompozitlerden üretilen parçalar net şekle yakın olacak şekilde kalıplanarak üretilseler de, bu parçaların montaj işlemleri için civata ve pim delikleri açmak gerekmektedir ve montajın kalitesi büyük oranda deliğin kalitesine bağlıdır. Bu yüzden yüksek verimlilik için kompozit parçaların hassas bir şekilde delinmesi gerekmektedir [4, 5]. Hem havacılık hem de otomotiv sektöründe delme operasyonu çok büyük öneme sahiptir. Üretimlerinde kompozitlerin yoğun olarak kullanıldığı Airbus A350 uçağında 55000 kadar, BMW i serisi araçlarda ise 200'ün üstünde delik bulunmaktadır [6]. Bunun yanında heterojen ve anizotropik olan CFRP'den üretilmiş parçaları delaminasyon, lif çekmesi, yüzey yanması gibi hasarlar oluşmadan işlemek oldukça zordur [3].

Konvansiyonel delme işlemine alternatif olarak helisel frezeleme, freze takımının helisel bir yol izleyerek delik oluşturmalarıdır. Helisel frezelemenin kinematik gereğince takım değiştirmeden farklı çaplarda delikler açılabilir. Ayrıca daha düşük çapak oluşumu, daha az delaminasyon ve daha düşük kuvvetler oluşumunu da sağlamaktadır [4,7]. Karbon fiber takviyeli plastiklerin işlenmesinde genellikle kuru işleme yöntemi kullanılmaktadır. Ancak kuru işlemede yağlama ve soğutma yapılmadığından kesme bölgesinde sıcaklık kolayca yükselebilmekte ve reçinenin camsı geçiş sıcaklığını aşabilmektedir. Bu durumda kuru işleme yapılan yüzeylerde malzemenin mukavemeti azalmakta ve delaminasyon gibi çeşitli hasarlar oluşmaktadır [5, 8].

Kesme bölgesinde oluşan sıcaklığı azaltmak böylece takım aşınmasını engellemek ve daha düzgün yüzeyler elde ederek işleme kalitesini artırmak için kullanılabilecek yöntemlerden biri de kriyojenik koşulda işlemdir. İşleme esnasında soğutucu olarak kullanılan pek çok kriyojenik vardır ancak bunlar arasında en çok kullanılan sıvı nitrojen (LN_2)'dir. Çünkü soluduğumuz havanın yaklaşık beşte dördü nitrojen gazından oluşmaktadır, zehirleyici değildir ve LN_2 işleme esnasında kullanıldığında kendiliğinden buharlaşarak artık bırakmaz ve doğayı kirletmez. Kriyojenik soğutucular işleme sırasında farklı teknikler ile kullanılabilmektedir.

Xia ve ark. [9] kesme bölgesine kriyojenik püskürtme yaparak soğutmanın CFRP'nin konvansiyonel delinmesine etkisini deneysel olarak araştırmışlardır. Sonuçlara göre kriyojenik soğutma kullanılarak yapılan deneylerde takım aşınmasının azaldığı görülmüştür. Ayrıca deliklerin yüzey kalitesi de kriyojenik soğutma ile artırılmıştır. Basmacı ve ark. [10] kriyojenik daldırma yönteminin CFRP'nin konvansiyonel delinmesine etkilerini incelemişlerdir. Sonuçlara göre kriyojenik koşulda kuru işlemeye kıyasla daha yüksek kesme kuvvetleri oluşmuştur ancak bu yöntem ile daha az hasarlı ve kaliteli yüzeyler elde edilmiştir. Buna ek olarak kesme bölgesindeki sıcaklığın düşürülmesiyle takım aşınması da azalmıştır. Ishida ve ark. [5] çalışmalarında CFRP malzemeye helisel frezeleme ile delik açma prosesi esnasında oluşan ısıyı ve delaminasyonu azaltarak işleme kalitesini artırmak için kriyojenik takım soğutma tekniğini kullanmışlardır. Bu tekniğe göre takım sıvı nitrojen (LN_2) dolu bir kap içerisinde bir dakika boyunca soğutulmuş ardından soğutulmuş takım ile parça işlenmiştir ve bu uygulama her işleme öncesi yapılmıştır. Sıvı nitrojen ile soğutulan ve soğutulmayan takımlar arasında takım aşınması açısından kayda değer bir fark görülmemiştir. Ayrıca diğer çalışmalara benzer şekilde kriyojenik koşulda daha yüksek işleme kuvvetleri oluşmuştur. Uhlmann ve ark. [6] Karbon

fiber – cam fiber takviyeli plastik hibrit kompozitlerin dairesel frezeleme ile delinebilme performansını araştırmışlardır. Çalışmada konvansiyonel delme ve dairesel frezeleme ile delik açma prosesleri kıyaslanmıştır. Dairesel frezeleme ile delik açma operasyonu konvansiyonel delik açma operasyonundan daha uzun sürmesine rağmen dairesel frezeleme ile daha kaliteli delikler elde edilebilmiştir.

Bu çalışmada özellikle son yıllarda önem kazanan kriyojenik koşullarda işleme tekniği kullanılarak CFRP malzemeye helisel frezeleme ve dairesel frezeleme ile delik açma işlemi uygulanmış ve aynı deneyler kuru koşulda da tekrarlanarak performans kıyaslaması yapılmıştır.

2 Materyal ve Yöntem

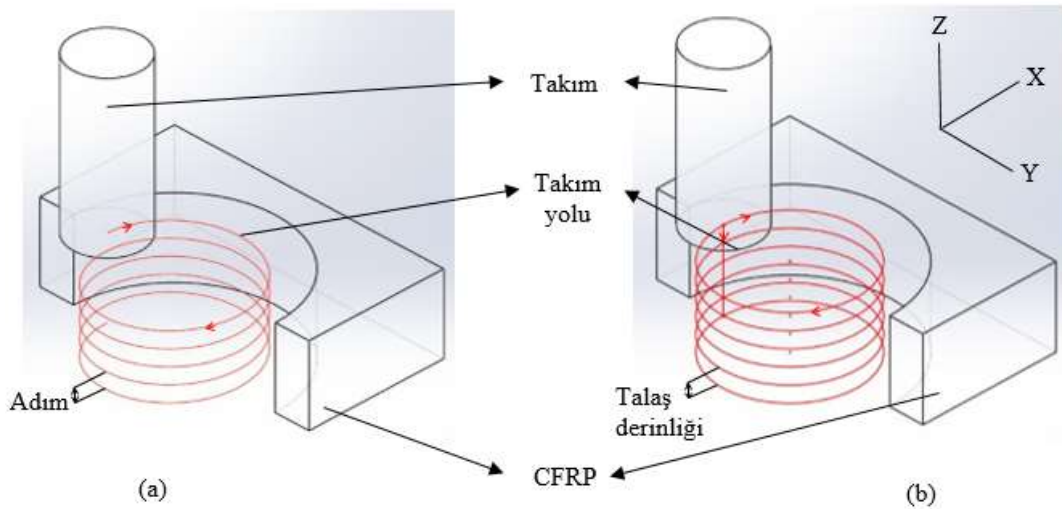
Deneylerde 5 mm kalınlığında çapraz dokuma karbon fiber kumaş ve epoksi reçineden üretilmiş CFRP plaka kullanılmıştır. 480 x 480 mm boyutunda temin edilen plaka işleme kalıbına uygun boyutlarda el testeresi ile kesilmiştir. Deneylerde kullanılan CFRP plakanın teknik ve mekanik özellikleri tablo 1’de verilmiştir.

Ağırlıkça fiber oranı	> %60
Hacimce fiber oranı	> %50
Yoğunluk	>1.5 g/cm ³
Çekme dayanımı*	775 MPa
Basma dayanımı*	475
Elastiklik modülü*	63 GPa
Eğilme dayanımı*	725 MPa
Eğilme modülü*	60 GPa

* Fiber doğrultusunda

Tablo 1. Deneylerde kullanılan CFRP plakanın özellikleri

Konvansiyonel delme ile helisel frezeleme ile delme arasındaki temel fark kesme kinematiğinin farklı olmasıdır. Helisel frezelemede kesici takım helisel bir yolu takip ederek delik açmaktadır. Konvansiyonel delme operasyonunda delik çapı takım çapına bağlı iken helisel frezeleme ile delik açmada delik çapı hem takım çapına hem de helisel yolun çapına bağlıdır. Bu sayede tek bir takım ile farklı çaplarda delikler açılabilmektedir [4, 5]. Dairesel frezeleme ile delik açma ise helisel frezelemeye benzer şekildedir. Önce takım belirli bir talaş derinliğinde delme yapar ardından dairesel frezeleme yaparak deliğin işlenen talaş derinliği kadar kısmı oluşturur. Delik tamamlanana kadar aynı işlem tekrarlanır [6].



Şekil 1. Frezeleme ile delik açma operasyonu a) Helisel frezeleme b) Dairesel frezeleme

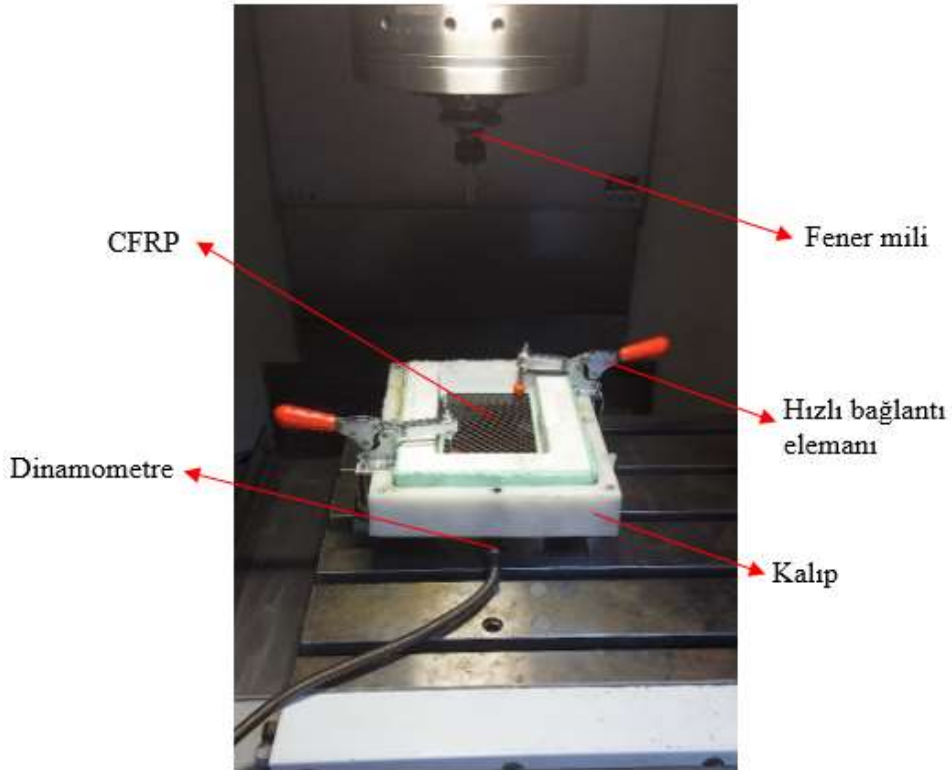
Şekil 1’de gösterildiği üzere helisel frezelemede takım XY düzleminde dairesel frezeleme yaparken aynı zamanda Z ekseninde lineer ilerleme hareketi yapmaktadır. Dairesel frezeleme ile delik açmada ise takım önce Z ekseninde talaş derinliği kadar lineer hareket etmekte ardından XY düzleminde dairesel frezeleme yapmaktadır. Bu adımlar delik tamamlanana kadar devam etmektedir.

Deneylerde Şekil 2’de gösterilen CFRP işlemek için üretilmiş olan 8 mm çapında 10 ağızlı Iscar EPNC karbür parmak freze takım kullanılmıştır. Her bir işleme koşulu ve yöntem için yeni bir kesici takım (toplamda dört adet) kullanılmıştır. 8 mm çapında bir takım ile helisel frezeleme yöntemi kullanılarak 8 mm helis daire çapı ile maksimum 16 mm çapında delik açılabilmektedir. Bu çalışmada 4 mm helis daire çapı ve 8 mm çapta takım kullanılarak 12 mm çapında delikler açılmıştır.



Şekil 2. Deneylerde kullanılan kesici takım

Talaş kaldırma işlemi Quaser MV 154C dik işlem merkezinde gerçekleştirilmiştir. Kriyojenik koşulda işleme yapabilmek için özel bir kalıp tasarlanmış ve üretilmiştir. Kalıp, kesme kuvvetlerini ölçmek için kullanılan dinamometrenin üzerine 4 adet cıvata yardımıyla sıkıca bağlanmıştır. Kriyojenik soğutucunun dinamometreyi etkilememesi için kalıp içerisine 3 mm kalınlıkta ekstrüde polistiren (XPS) yerleştirilmiştir. CFRP plaka ise kalıba 2 adet hızlı bağlantı elemanı kullanılarak kuvvet bağlı olacak şekilde tutturulmuştur. Deney düzeneği Şekil 3’te gösterilmiştir.



Şekil 3. Deney düzeneği

Çalışmada kriyojenik soğutucu olarak -196°C sıcaklıkta sıvı nitrojen (LN₂) kullanılmıştır. İşleme yapılmadan önce kalıba bağlanmış olan CFRP üzerine dewar kabından (sıvı nitrojen tankı) kriyojenik dökülmüştür ve buharlaştıkça eklemeye yapılmıştır. Kriyojeninin buharlaşma hızı yavaşladıktan sonra deneye başlanmıştır. Ayrıca deney anında da buharlaşma oldukça sıvı nitrojen takviyesi yapılmıştır. Böylece parçanın sürekli olarak deney boyunca sıvı nitrojen içerisinde kalması sağlanmıştır. Deney öncesi ve deney sırasında iş parçasının sıvı nitrojen içerisinde kalma süresi yaklaşık 10 dakikadır.

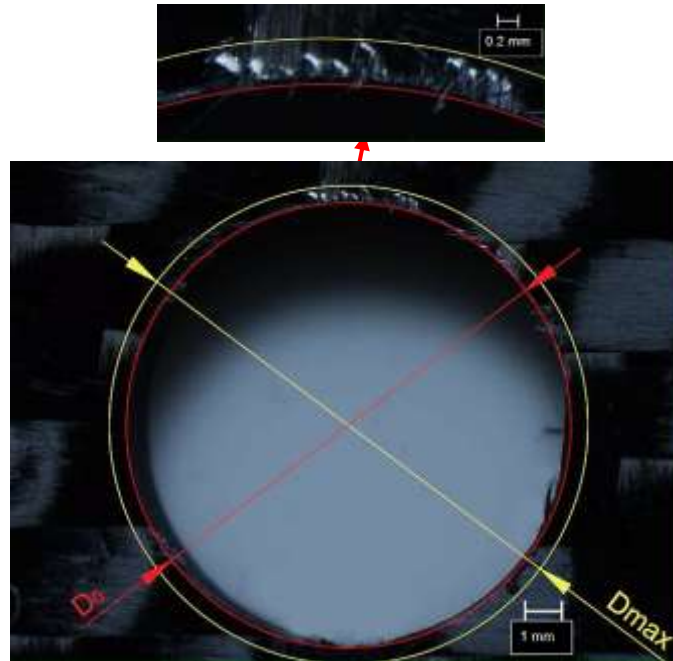
Tablo 2’de gösterilen parametreler kullanılarak 8’i kuru koşulda 8’i kriyojenik koşulda olmak üzere toplamda 16 deney yapılmıştır. Kuru koşulda işleme yine aynı kalıpla yapılmış ancak herhangi bir soğutma uygulaması olmamıştır.

	Helisel Frezeleme			Dairesel Frezeleme		
	Fener mili hızı (dev/dk)	İlerleme hızı(mm/dk)	Adım (mm)	Fener mili hızı (dev/dk)	İlerleme hızı(mm/dk)	Talaş derinliği (mm)
Seviye 1	4000	500	1	4000	500	1
Seviye 2	-	1000	2.5	-	1000	2.5

Tablo 2. Deney parametreleri

İşleme anında oluşan kesme kuvvetleri Kistler 9257 B dinamometre ile ölçülmüştür. Deneyler yapıldıktan sonra malzeme üzerine açılan delikler Olympus SZX7 optik mikroskop ile incelenmiş ve delaminasyon delik girişinden ziyade delik çıkışında daha çok oluştuğundan her bir deliğin çıkışının görüntüleri alınmıştır. Delaminasyon faktörü bağıntı 1 yardımıyla maksimum hasarlı bölgeyi içine alan çap değerinin (D_{maks}) nominal delik çapına (D_0) bölünmesiyle elde edilmektedir [11]. Delaminasyon ölçümü şekil 4’te gösterilmiştir.

$$F_d = \frac{D_{maks}}{D_0} \quad (1)$$



Şekil 4. Delaminasyon ölçümü

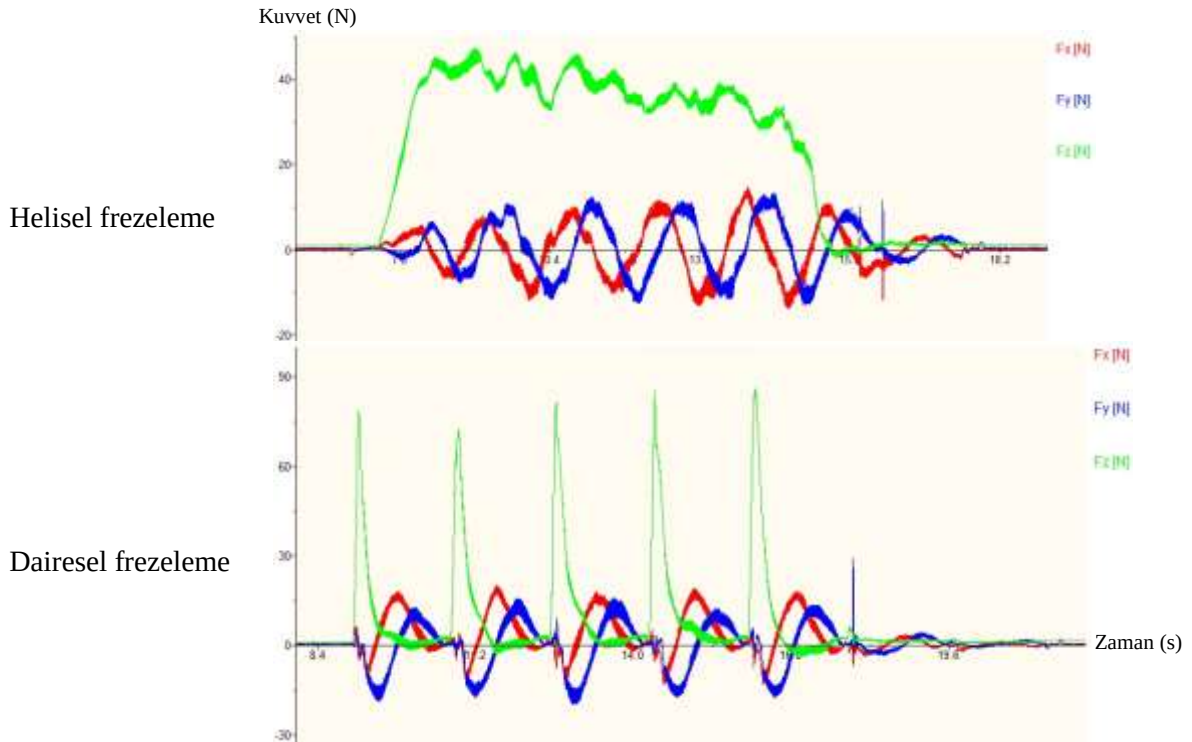
Delaminasyon ölçümü yapıldıktan sonra tüm delikler ortadan ikiye bölünerek deliklerin delik içi yüzey pürüzlülüğü (R_a) ölçülmüştür. Şekil 5'te gösterilen yüzey pürüzlülüğü ölçümü Zygo Zegage optik profilometre yardımı ile yapılmıştır.



Şekil 5. Yüzey pürüzlülüğü (R_a) ölçümü

3 Sonuçlar ve Tartışma

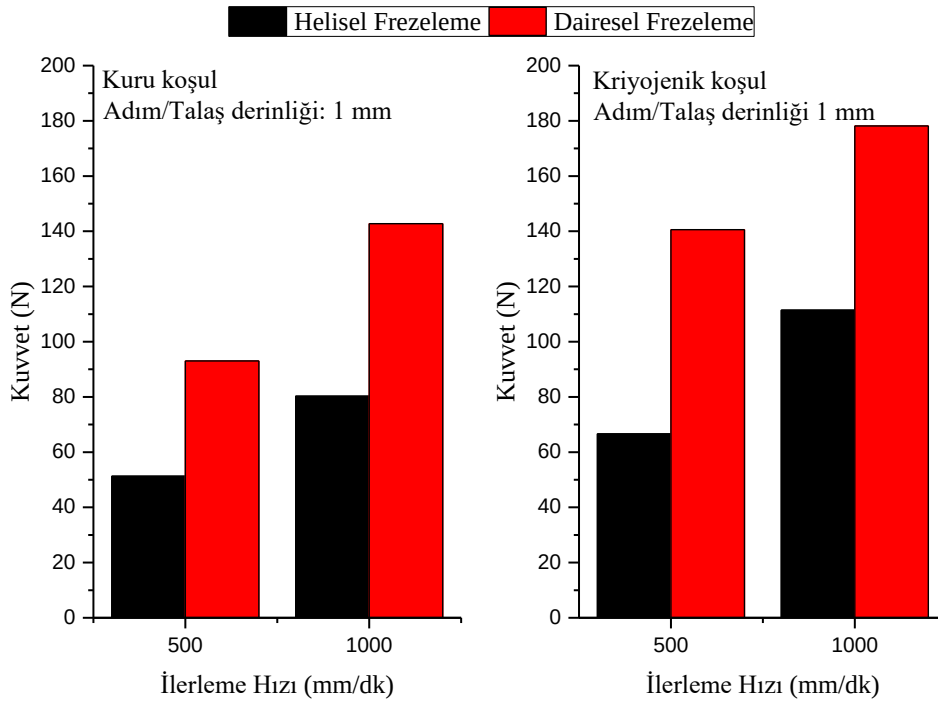
Deneyler sonrasında işlenebilirliğin değerlendirilmesi için önemli bir kriter olan kesme kuvvetleri, malzeme üzerinde oluşan en önemli hasarlardan biri olan delaminasyon ve yüzey kalitesinin belirlenmesinde sıkça kullanılan yüzey pürüzlülüğü (R_a) değerleri her bir delik için ölçülmüştür. Şekil 6'da kuru koşulda adım/talaş derinliği 1 mm için 4000 dev/dk fener mili hızı, 500 mm/dk ilerleme hızı ile helisel frezeleme ve dairesel frezeleme sırasında oluşan kesme kuvvetlerinin zamana göre değişimi gösterilmiştir.



Şekil 6. Helisel ve dairesel frezeleme sırasında oluşan kesme kuvvetlerinin zamana bağlı değişimi

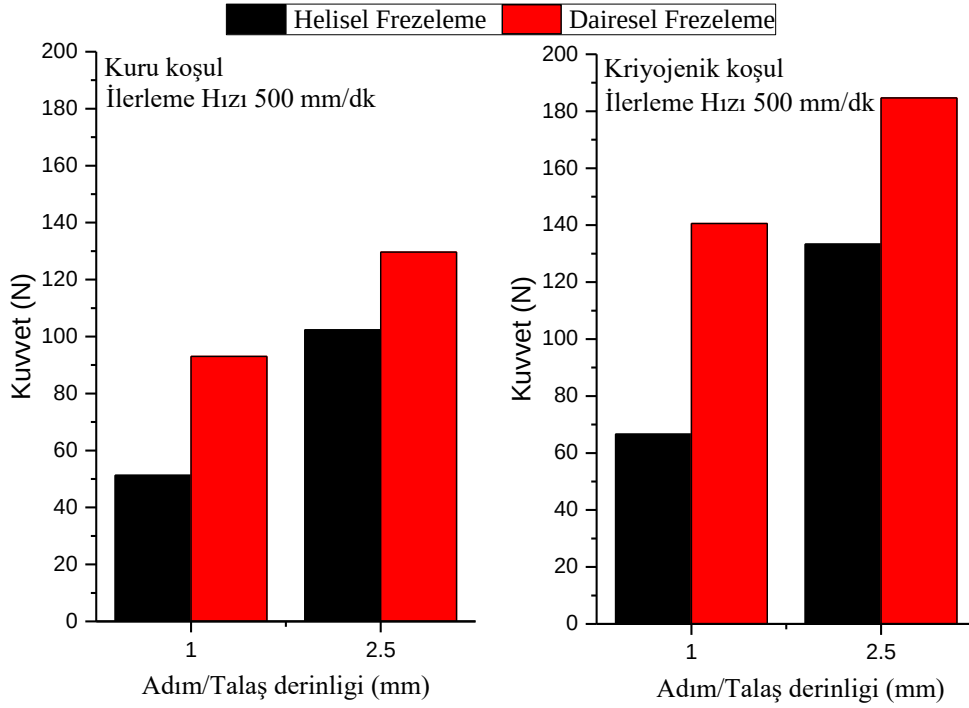
Helisel frezelemede Z yönünde lineer bir ilerleme olduğu için bu yöndeki kuvvet de işleme sırasında ufak dalgalanmalar ile delme tamamlanana kadar yavaşça azalarak devam etmiştir ve delik tamamlandığında 0 değerine inmiştir. Dairesel frezelemede ise önce parmak freze ile talaş kalınlığı kadar delme işlemi yapıldığından Z yönündeki kuvvet çok yükselmiş ve ardından daireysel frezeleme yaparken 0 değerine inmiştir. 1 mm talaş derinliği ile işleme yapıldığından delik toplamda 5 adet daireysel frezeleme ile oluşturulmuştur. Bu iki yöntem kullanılarak işleme sırasında oluşan kuvvetlerin doğru bir şekilde kıyaslanması için X, Y ve Z yönlerinde oluşan kuvvetlerin bileşkesi alınmıştır.

Şekil 7’de helisel frezeleme ve daireysel frezeleme yöntemleri kullanılarak delik açma işlemi sırasında oluşan kesme kuvvetinin ilerleme hızı ve işleme koşuluna bağlı olarak değişimi görülmektedir. Şekilde görüldüğü üzere her iki yöntem ve koşulda da ilerleme hızı arttığında işleme sırasında oluşan kuvvetler de artmıştır. Dairesel frezelemede oluşan kuvvetler helisel frezelemeden ortalama %75 civarı daha yüksektir. Ayrıca grafikten görüldüğü üzere kriyojenik koşulda yapılan işlemede oluşan kuvvetler kuru koşulda yapılabilecek olanlara göre yaklaşık %35 daha yüksek çıkmıştır. Bu sonuç literatürdeki diğer çalışmalar ile uyumludur ve kriyojenik koşullarda CFRP’nin sıcaklığı düştüğü için çekme dayanımı, sertliği ve elastiklik modülünün arttığı bu sebeple kesme kuvvetlerinin daha yüksek çıktığı şeklinde açıklanmaktadır [9,12].



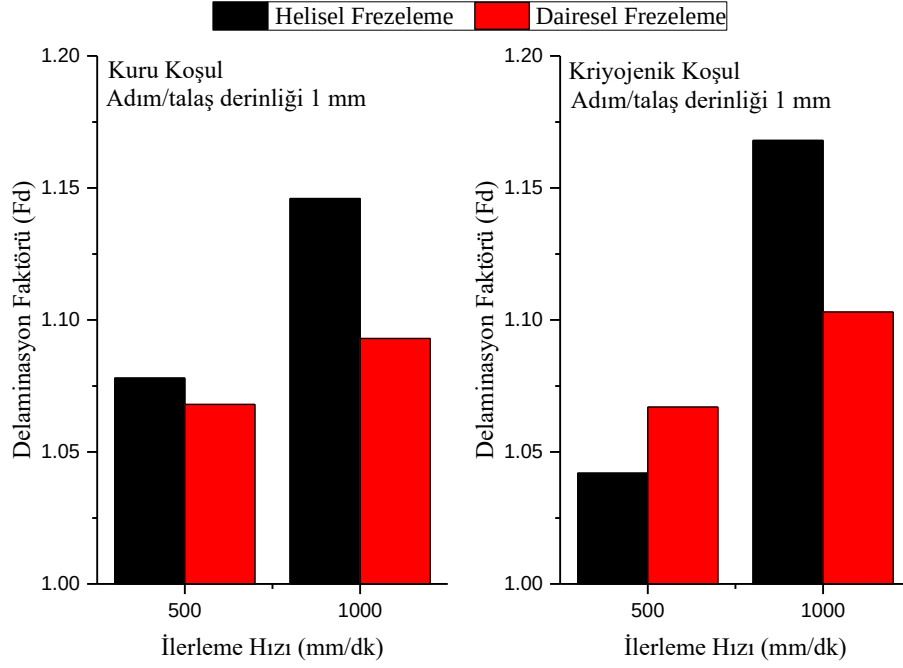
Şekil 7. İlerleme hızı ve işleme koşuluna bağlı olarak helisel ve daireysel frezelemede kesme kuvvetinin değişimi

İlerleme hızı 500 mm/dk iken helisel adım/talaş derinliği ve işleme yöntemine bağlı olarak kuru ve kriyojenik koşulda kesme kuvvetinin değişimi grafiği şekil 8’de gösterilmiştir. Talaş derinliği/helisel adımın artmasıyla kesme kuvvetleri de artmıştır. Bu artış kriyojenik koşulda daha yüksektir. Her iki koşulda da daireysel frezelemede daha yüksek kesme kuvvetlerinin olduğu Şekil 7 ve 8’de görülmektedir. Deney parametreleri dahilinde en düşük kesme kuvveti kuru koşulda, 500 mm/dk ilerleme hızında, ve 1 mm adımlı helisel frezeleme yöntemi kullanıldığında 51,29 N değerinde oluşmuştur. En yüksek kesme kuvveti ise kriyojenik koşulda, 1000 mm/dk ilerleme hızında ve 2,5 mm talaş kaldırılarak yapılan daireysel frezeleme yöntemi kullanıldığında 230,32 N değerinde oluşmuştur.



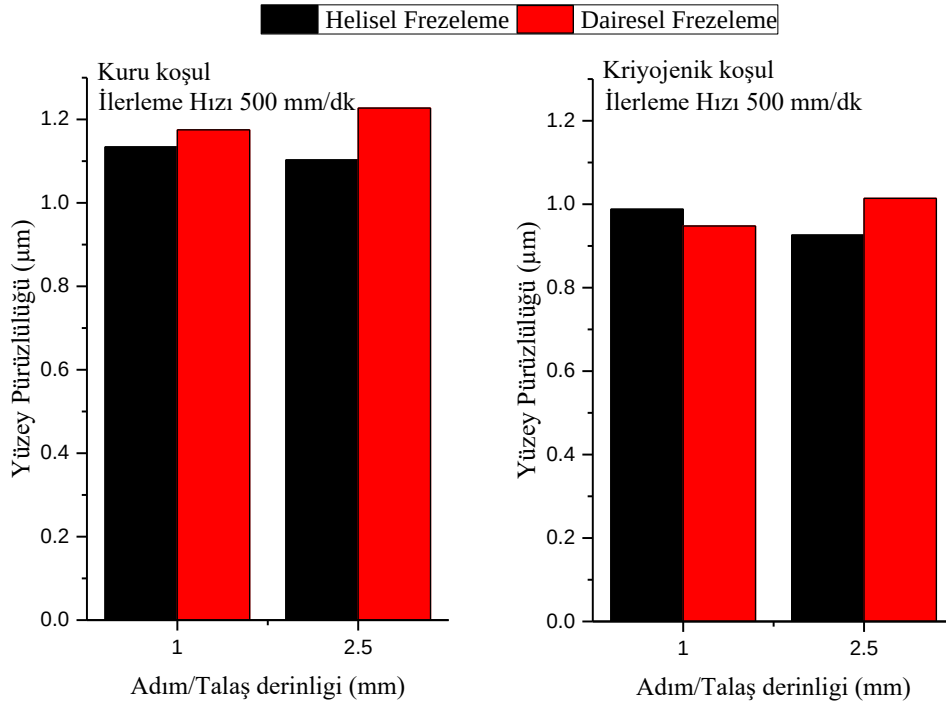
Şekil 8. Helisel adım/talaş derinliği ve işleme koşuluna bağlı olarak helisel ve dairesel frezelemede kesme kuvvetinin değişimi

İşleme metoduna bakılmaksızın fiber takviyeli kompozitlerden talaş kaldırıldığında tabakaların ayrılması anlamına gelen delaminasyon hasarı meydana gelebilmektedir. Bu hasar işleme kalitesini düşürdüğü gibi parçanın yorulma dayanımını da olumsuz etkilemektedir [13, 14]. Delaminasyon miktarı delaminasyon faktörü ile belirlenmektedir. Şekil 9 'da 1 mm adım/talaş derinliği için ilerleme hızı ve işleme koşuluna bağlı olarak helisel ve dairesel frezelemede delaminasyon faktörünün değişimi grafiği gösterilmiştir. Kuru koşulda açılan deliklerde oluşan delaminasyon incelendiğinde helisel frezelemede dairesel frezelemeye göre daha yüksek delaminasyonlar olduğu görülmektedir. Helisel frezelemede işleme sırasında takım XY düzlemindeki dairesel hareketinin yanında Z yönünde de lineer hareket ettiği için delik delme sırasında Z yönünde sürekli bir eksenel kuvvet oluşmaktadır. Dairesel frezelemede ise Z yönündeki kuvvet sadece talaş derinliği kadar parçaya dalma işlemi sırasında oluşmakta XY düzleminde dairesel hareket yaparken Z yönünde kuvvet oluşmamaktadır. Eksenel yönde oluşan kuvvet tabakaları birbirinden ayırma eğiliminde olduğu için helisel frezelemede oluşan Z yönündeki (eksenel) sürekli kuvvet delaminasyonun daha fazla oluşmasına sebep olmuştur. Şekil 9'da görüldüğü üzere ilerleme hızının artmasıyla delaminasyonun her iki işleme yöntemi ve koşulda da arttığı görülmektedir. Yüksek ilerleme hızında (1000 mm/dk) kriyojenik koşulda daha yüksek delaminasyon oluşurken düşük ilerleme hızında kuru koşulda daha yüksek delaminasyonlar oluşmuştur.



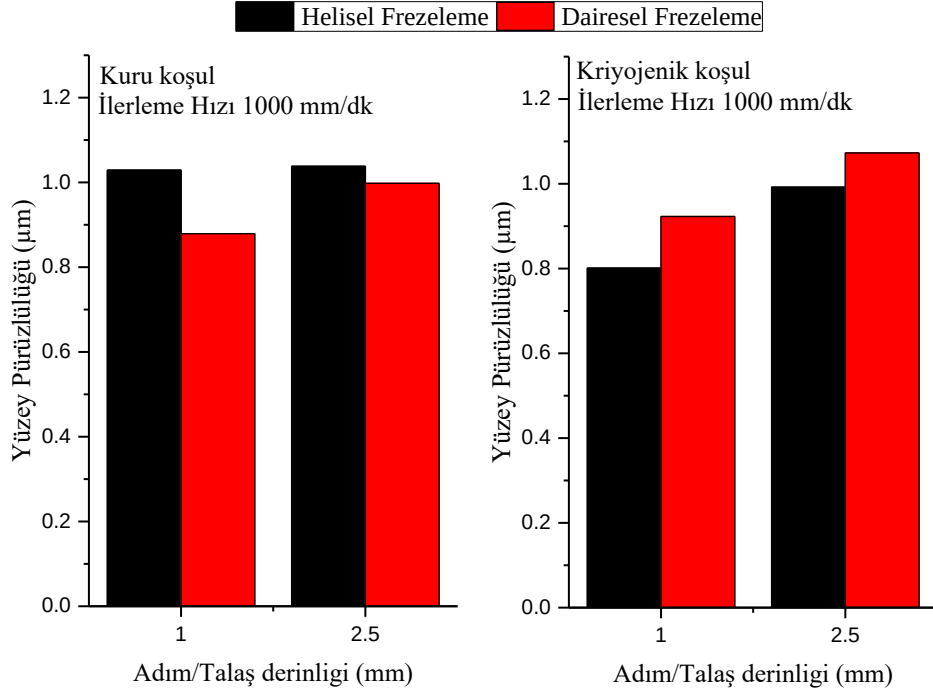
Şekil 9. İlerleme hızı ve işleme koşuluna bağlı olarak helisel ve dairesel frezelemede delaminasyon faktörünün değişimi

Yüzey pürüzlülüğü; boyutsal hassasiyet, mekanik parçanın performansı ve üretim maliyeti üzerinde büyük bir etkiye sahiptir. Uçak parçaları, nükleer reaktörler ve otomobil parçaları gibi dinamik yükler altında çalışan ürünlerin yorulma dayanımları bu parçaların yüzey kalitesinden etkilenmektedir [7,15]. Şekil 10'da 500 mm/dk ilerleme hızı için helisel adım/talaş derinliği ve işleme koşuluna bağlı olarak helisel ve dairesel frezelemede yüzey pürüzlülüğünün (R_a) değişimi grafiği gösterilmiştir. Şekilden görüldüğü üzere kuru koşulda açılan deliklerin yüzey pürüzlülüğü değerleri kriyojenik koşula göre daha yüksek ölçülmüştür.



Şekil 10. Helisel adım/talaş derinliği ve işleme koşuluna bağlı olarak 500 mm/dk ilerleme hızı ile yapılan helisel ve dairesel frezelemede yüzey pürüzlülüğünün değişimi

Şekil 11’de ise 1000 mm/dk ilerleme hızı için helisel adım/talaş derinliği ve işleme koşuluna bağlı olarak helisel ve dairesel frezelemede yüzey pürüzlülüğünün (R_a) değişimi grafiği gösterilmiştir. Şekilden görüldüğü üzere helisel frezeleme metodu ile açılan deliklerin delik içi yüzey pürüzlülüğü değerleri kriyojenik koşulda kuru koşula göre daha düşük çıkmıştır ki bu durum daha iyi yüzey kalitesi elde edildiğini göstermektedir. Ancak dairesel frezelemede kuru koşul ve kriyojenik koşulda işlenen deliklerden ölçülen pürüzlülük değerleri arasında fazla bir fark olmamakla beraber kuru koşulda açılan deliklerin pürüzlülük değerleri daha iyidir. Ek olarak helisel adım/talaş derinliğinin yükselmesiyle hem kuru hem kriyojenik koşulda yüzey pürüzlülüğü değerlerinde artış olmuştur.



Şekil 11. Helisel adım/talaş derinliği ve işleme koşuluna bağlı olarak 500 mm/dk ilerleme hızı ile yapılan helisel ve dairesel frezelemede yüzey pürüzlülüğünün değişimi

4 Sonuç

Bu çalışmada kriyojenik ve kuru koşulda CFRP kompozit malzemenin helisel frezeleme ve dairesel frezeleme yöntemleri ile işlenebilme performansı araştırılmıştır. Sonuçlardan elde edilen bulgular aşağıda özetlenmiştir.

- İlerleme hızı ve helisel adım/talaş derinliği arttıkça kesme kuvvetleri artmaktadır.
- Helisel frezeleme sırasında oluşan kuvvetler dairesel frezelemede oluşan kuvvetlerden daha düşüktür.
- Kriyojenik koşulda kuru koşula kıyasla yaklaşık %35 daha yüksek kesme kuvvetleri oluşmuştur.
- Parça üzerindeki delaminasyon ilerleme hızına bağlı olarak artmaktadır ve düşük ilerleme hızında (500 mm/dak) kriyojenik koşulda daha düşük delaminasyon oluşurken yüksek ilerleme hızında (1000 mm/dak) daha yüksek delaminasyon oluşmuştur.
- Düşük ilerleme hızında kriyojenik koşulda hem helisel frezeleme hem de dairesel frezelemede kuru koşula göre daha iyi yüzey kalitesinde delikler elde edilmiştir.
- Yüksek ilerleme hızında helisel frezelemede kriyojenik koşulda daha iyi yüzey kalitesi elde edilirken dairesel frezelemede ise kuru koşulda elde edilen yüzey pürüzlülüğü değerleri ile kriyojenik koşulda elde edilen yüzey pürüzlülüğü değerleri arasında kayda değer bir fark olmamakla beraber kuru koşulda daha iyi pürüzlülük değerleri elde edilmiştir.

5 Kaynakça

- [1] Hosokawa, A., Hirose, N., Ueda, T., Furumoto, T. 2014, “High-quality machining of CFRP with high helix end mill”, CIRP Annals-Manufacturing Technology, 63(1), 89-92.
- [2] Yashiro, T., Ogawa, T., Sasahara, H. 2013, “Temperature measurement of cutting tool and machined surface layer in milling of CFRP”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 70, 63-69.
- [3] Kalla, D., Sheikh-Ahmad, J., Twomey, J. 2010, “Prediction of cutting forces in helical end milling fiber reinforced polymers”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 50(10), 882-891.
- [4] Denkena, B., Boehnke, D., Dege, J. H. 2008, “Helical milling of CFRP–titanium layer compounds”, CIRP Journal of manufacturing Science and Technology, 1(2), 64-69.
- [5] Ishida, T., Noma, K., Kakinuma, Y., Aoyama, T., Hamada, S., Ogawa, H., Higaino, T. 2014, “Helical milling of carbon fiber reinforced plastics using ultrasonic vibration and liquid nitrogen”, Procedia CIRP, 24, 13-18.
- [6] Uhlmann, E., Sammler, F., Richarz, S., Reucher, G., Hufschmied, R., Frank, A., Stawiszynski, B., Protz, F., 2016, “Machining of carbon and glass fibre reinforced composites”, Procedia CIRP, 46, 63-66.
- [7] Li, Z., Liu, Q., 2013, “Surface topography and roughness in hole-making by helical milling”, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Volume 66 , Issue 9-12, 1415-1425.
- [8] Sakamoto, S., Iwasa, H., 2012, “Effect of cutting revolution speed on cutting temperature in helical milling of CFRP composite laminates” Key Engineering Materials Volume. 523-524, 58-63.

- [9] Xia, T., Kaynak, Y., Arvin, C., Jawahir, I. S., 2016, “Cryogenic cooling-induced process performance and surface integrity in drilling CFRP composite material”, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 82(1-4), 605-616.
- [10] Basmacı, G., Yoruk, A. S., Koklu, U., Morkavuk, S., 2017, “Impact of Cryogenic Condition and Drill Diameter on Drilling Performance of CFRP”, *Applied Sciences*, 7(7), 667.
- [11] Köklü, U., Kaynak, Y., Demir, O., Avcı, A., Etyemez, A., 2015, “Fonksiyonel Derecelendirilmiş Kompozit Malzemelerin Talaşlı İşlenebilme Performansı”, 6. Ulusal Talaşlı İmalat Sempozyumu (UTİS 2015), İstanbul.
- [12] Çiçek, A., Kıvak, T., Ekici, E., 2015, “Optimization of drilling parameters using Taguchi technique and response surface methodology (RSM) in drilling of AISI 304 steel with cryogenically treated HSS drills”, *Journal of Intelligent Manufacturing*, 26(2), 295-305.
- [13] Hintze, W., Hartmann, D., Schütte, C., 2011 “Occurrence and propagation of delamination during the machining of carbon fibre reinforced plastics (CFRPs)—An experimental study”, *Composites Science and Technology*, 71(15), 1719-1726.
- [14] Arul, S., Samuel Raj, D., Vijayaraghavan, L., Malhotra, S. K., Krishnamurthy, R., 2006, “Modeling and optimization of process parameters for defect toleranced drilling of GFRP composites”, *Materials and Manufacturing Processes*, 21(4), 357-365.
- [15] Davim, J. P., Reis, P., 2005, “Damage and dimensional precision on milling carbon fiber-reinforced plastics using design experiments”, *Journal of materials processing technology*, 160(2), 160-167.

POSTER PRESENTATIONS

AISI 1050 ÇELİĞİNİN TORNALANMASINDA FARKLI KESİCİ TAKIM GEOMETRİLERİ VE FARKLI KESME PARAMETRELERİNİN YÜZEY KALİTESİNE ETKİSİ

Fazlı Çanakçı^a, M. Osman Tornoğlu^a ve Ayşegül Çakır^a

*a, Bülent Ecevit Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü, Zonguldak/TÜRKİYE,
aysegulcakir@beun.edu.tr*

Özet

AISI 1050 çeliği kaplamalı karbür takımlarla tornalanması sürecinde farklı uç geometrisinin ve farklı kesme parametrelerinin ortalama yüzey pürüzlüğüne (R_a) etkisi deneysel olarak incelenmiştir. Deneylerden elde edilen sonuçlar varyans ve regresyon analizine tabi tutulmuştur. Deneyler sonunda ilerlemenin artışı yüzey kalitesini olumsuz yönde etkilediği görülmüştür. Takım uç geometrisindeki çap artışının ise yüzey kalitesini olumlu yönde etkilediği görülmüştür. Bu durum hem yapılan deneylerden elde edilen grafiklerde hem de varyans ve regresyon analizi sonuçlarında açık bir şekilde gözlenmiştir. Özellikle yüksek ilerlemenin kullanıldığı şartlarda takım uç radyusunun yüzey kalitesine etkisinin çok daha fazla olduğu görülmüştür.

Anahtar kelimeler: Tornalama, kesme parametreleri, yüzey pürüzlüğü,

THE EFFECT OF DIFFERENT CUTTING TOOL GEOMETERS AND DIFFERENT CUTTING PARAMETERS TO SURFACE QUALITY IN THE TURNING OF AISI1050 STEEL

Abstract

The effect of different cutting tool geometers and different cutting parameters to surface quality was investigated in the turning process of AISI 1050 steel using coated carbide tool. The results obtained from the experiments were subjected to variance and regression analysis. The result shows that the increase of feed rate has been shown to affect the surface quality negatively. The increase of the diameter of the tool tip geometry has been shown to affect the surface quality positively. This situation was clearly observed both in graph obtained from experiments and variance and regression analysis results. Particularly, high feed rate used in conditions in which the tool tip radius of the effect on surface quality was found to be much more.

Keywords: Turning, cutting parameters, surface roughness

1 Giriş

Çelikler, temel yapı elemanları demir (Fe) ile karbon (C) olan ve sanayinin her alanında yaygın olarak kullanılan mühendislik malzemeleridir. Kullanım alanlarına göre çeşitli işlemlerden geçirilerek farklı özelliklere sahip olabilirler. Bu mühendislik malzemesinden biri olan AISI 1050 çeliği, orta karbonlu bir çelik olup, taşıt, motor, makine ve aparat yapımında orta zorlamalı parçalar ile kalıp setleri gibi makine parçalarında kullanılır. AISI 1050 çeliği, nispeten, yüksek mukavemetine göre iyi işlenebilirlik özelliğine sahip olduğu için bilhassa makine imalat sanayinin tercih ettiği çeliklerdendir.

Bir malzemenin iyi işlenebilir olarak değerlendirilebilmesi için kısa sürede, yüksek talaş hacmiyle işlenmesi ve yeni oluşan yüzeyin kaliteli olması beklenir [1]. İşlenmiş bir yüzeyin yapısı, ürün kalitesi açısından en önemli kriterlerden biridir. Talaşlı imalat yöntemleri kullanılarak üretilen makine parçalarının yüzey kalitesi pek çok faktöre bağlı olarak değişebilmektedir [2]. Malzemelerin işlenmesi sürecinde değiştirilen her bir parametre yüzey hassasiyetini etkilemektedir [3]. Yüzey kalitesinin bir ölçüsü olan yüzey pürüzlülüğü, ilerleme miktarı, talaş derinliği, kesme hızı, devir sayısı gibi parametrelere bağlıdır [4]. Ayrıca kesici takım geometrisi/malzemesi/kaplama özellikleri, soğutma sıvısı uygulaması da ürünün yüzey hassasiyetini belirleyen faktörlerdendir [5]. İşlenmiş parça yüzeylerinin aşınma, sürtünme ve yağlama gibi tribolojik özellikleri, yüzey dokusuna göre değişiklik göstermektedir. Yüzey pürüzlülüğü aynı zamanda sızdırmazlık, hidrodinamik, elektrik ve ısı iletimi gibi farklı alanlarda da göz önünde bulundurulması gereken önemli bir faktördür. Tüm bu sebeplerden dolayı makine parçalarında yüzey pürüzlülük değerinin belirlenebilmesi ve kontrol edilebilmesi oldukça önemlidir [6].

Bu amaçla günümüzde imalat sanayi yüzey pürüzlülüğü karakteristiği ve değerini tahmin etmek için pek çok araştırma yapılmıştır. Gökkaya ve arkadaşları [7], PVD ve CVD kaplamalı sementit karbür kesici takımlar ile farklı kesme parametreleri uygulayarak AISI 1030 çeliğini tornalama işleme tabi tutmuşlar ve bu girdi parametrelerinin yüzey pürüzlülüğüne etkisinin deneysel olarak incelemişlerdir. Çalışmada kesici takımlardaki farklı kaplama malzemesi ve farklı kesme parametrelerinin yüzey kalitesine değiştirdiğini gözlemişlerdir. Benzer şekilde Kopac ve Bahor [8], AISI 1060 ve AISI 1040 çelikleri için farklı işleme parametrelerinin yüzey pürüzlülüğüne etkilerini araştırmışlardır. Aynı kesme şartları farklı iş parçası malzemelerinde farklı yüzey kalitesi sonuçları verebilir. Dolayısıyla iş parçası malzemesinin özellikleri de işlem sonrası yüzey hassasiyetini etkileyen önemli bir faktördür. Bu konuyla ilgili yaptıkları çalışmada Galante ve arkadaşları [9], AISI 1040 karbonlu çelik, AISI 316 paslanmaz çelik, pirinç ve alüminyum alaşımları olmak üzere dört farklı malzeme için tornalama, frezeleme ve silindirik taşlama işlemleri neticesinde ortalama yüzey pürüzlülük değişimini incelemişlerdir. Neşeli ve arkadaşları [10], tornada takım geometrisinin yüzey pürüzlülüğüne etkisi incelenmiştir. Bunun için yapay sinir ağları ile yaptıkları hesaplamalarda oluşturdukları modellerle elde ettikleri sonuçların, deneyle elde ettikleri sonuçlara yakın olduğunu gözlemişlerdir. Lin ve arkadaşları [11], tornalamada, kesme hızı, ilerleme miktarı ve talaş derinliği parametrelerini kullanarak yüzey pürüzlülüğü ve kesme kuvvetlerini modellemişlerdir. Benzer çalışmalar; Petropoulos ve arkadaşları, [12] ile Feng ve Wang [13], tarafından da yapılmıştır.

Yapılan araştırmalara da bakıldığında yüzey pürüzlülüğü mekanizmasının modellenmesi, esasen talaş kaldırma işlemine bağlı karmaşık bir süreç olduğu görülmektedir. Bu yüzden analitik olarak pürüzlülük değerinin bulunması oldukça zordur. [14, 15]. Ama yine de ortalama yüzey pürüzlülüğünü (R_a) bulabilmek için aşağıda verilen denklem kullanılmaktadır [16];

$$R_a = \frac{1000f^2}{32r} \quad \{ \mu m \} \quad (1)$$

Burada f ilerleme (mm/dev) ve r (mm) takım uç radyüsüdür. Her ne kadar bu formülün yüzey pürüzlülüğünü teorik olarak hatasız bir şekilde hesaplayacağı değerlendirilse de gerçekte sürece etki eden kesme hızının değiştirdiği titreşim şartları ve işparçası ile kesici takım malzemelerinin özelliklerinden kaynaklanabilecek takım-talaş ara yüzeyindeki sürtünmeden meydana gelen yapışmalar gibi etkenlerin ihmal edilmiş olduğu, gözardı edilmemelidir. [10].

Yüzey pürüzlülük değerinin analitik olarak bulunmasının zorluğu dikkate alınarak, konuya ışık tutması amacıyla bu çalışma yapılmıştır. AISI 1050 çeliği kaplamalı karbür matkaplarla tornalanması sürecinde farklı uç geometrisinin ve farklı kesme parametrelerinin ortalama yüzey pürüzlülüğüne (R_a) etkisi deneysel olarak incelenmiştir. Ayrıca deneylerden elde edilen sonuçlar varyans analizine tabi tutularak girdi parametrelerinin etki derceleri belirlenmeye çalışılmıştır. Verilere uygulanan regresyon analizi ile ortalama yüzey pürüzlülük değeri (R_a), deneylerde kullanılan kontrol faktörleri mertebesinde yeniden modellenmesi yapılmıştır.

2 Materyal ve Method

Yapılan deneysel çalışmada AISI 1050 iş parçası malzemesi talaş derinliği sabit olmak üzere; üç farklı ilerleme, iki farklı kesme hızı ve iki farklı uç geometrisine sahip kesici takımlarla tornalama işlemine tabi tutulmuştur. Deney tasarımı tam faktöriyel tertibine göre düzenlenmiştir. Tablo 2.1’de deneylerde kullanılan girdi (kontrol) faktörleri ve Tablo 2.2’de tam faktöriyel tertibine göre düzenlenen 12 farklı kesme şartını içeren deney tasarımı ile ilgili bilgi verilmiştir.

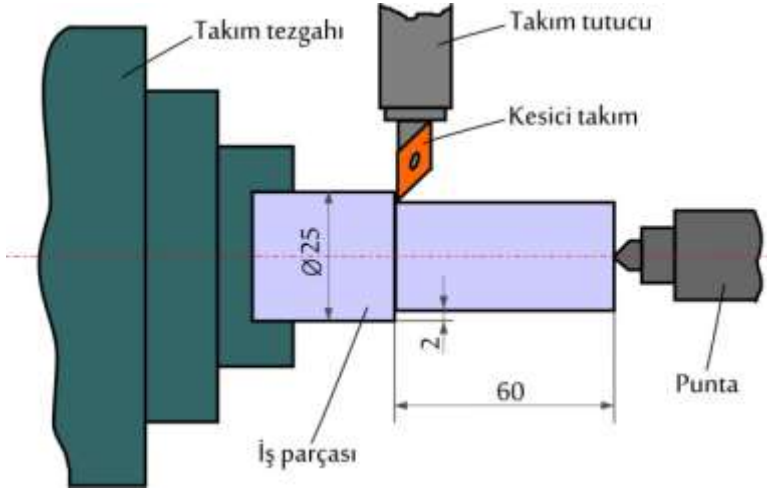
Tablo 2.1. Deneylerde kullanılan girdi faktörleri

İş parçası	Kesme derinliği (a_p)	İlerleme (f)	Devir sayısı (n)	Kesme hızı (V_c)	Kesici takım uç radyusu (R)
AISI 1050	$a_p : 2 \text{ mm}$ (her şart için 2 tekrar)	$f_1 : 0,12 \text{ mm/dev}$	$n_1 : 500 \text{ dev/dk}$	$V_{c1} : 26,7 \text{ m/dk}$	$R_1 : 0,8 \text{ mm}$
		$f_2 : 0,22 \text{ mm/dev}$	$n_2 : 1000 \text{ dev/ dk}$	$V_{c2} : 53,4 \text{ m/dk}$	$R_2 : 1,2 \text{ mm}$
		$f_3 : 0,32 \text{ mm/dev}$	-	-	-

Tablo 2.2. Tam faktöriyel tertibine göre düzenlenen deney tasarımı

Deney no	İlerleme f (mm/dev)	Kesme hızı V_c (m/dk)	Takım ucu R (mm)	Kesme derinliği – a_p (mm)
1	f_1	V_{c1}	R_1	a_p
2	f_1	V_{c2}	R_1	a_p
3	f_1	V_{c1}	R_2	a_p
4	f_1	V_{c2}	R_2	a_p
5	f_2	V_{c1}	R_1	a_p
6	f_2	V_{c2}	R_1	a_p
7	f_2	V_{c1}	R_2	a_p
8	f_2	V_{c2}	R_2	a_p
9	f_3	V_{c1}	R_1	a_p
10	f_3	V_{c2}	R_1	a_p
11	f_3	V_{c1}	R_2	a_p
12	f_3	V_{c2}	R_2	a_p

Deney düzeneğinin şematik görünümü Şekil 2.1’de verilmiştir.

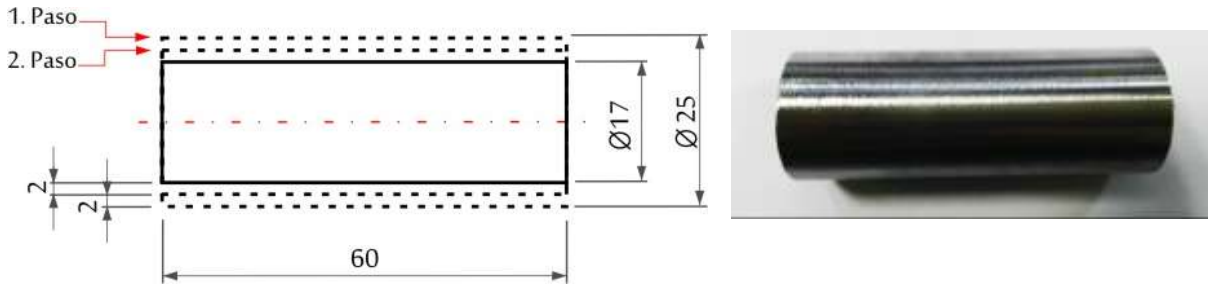


Şekil 2.1. Deney düzeneği temsili görseli

Şekil 2.1'deki deney düzeneğinde de verildiği üzere her şart için iş parçası malzemesi çapı 25 mm'den 17mm ye düşürülmüştür. Yani her şart için 60 mm'lik boy 2 mm talaş derinliği ile 2 kez (2 paso) tornalanmıştır. Buradaki iki tekrarın amacı o kesme şartının sonuçlarını yüzey kalitesi ve takım aşınması açısından daha belirgin olarak gözlemleyebilmektir.

2.1 Deneylerde Kullanılan İş Parçası Malzemesi

Şekil 2.2'de iş parçası numunesi hakkında görseller verilmiştir.



Şekil 2.2. İş parçası numunesi hakkında görseller

Deney numunesinin yüzey kalitesi 17 mm çapa düşürüldükten sonra ölçülmüştür. Dolayısıyla kullanılan farklı iki devir sayısına bağlı olarak değişen kesme hızı parametresi 17 mm çapa göre hesaplanmıştır.

Kullanılan iş parçası malzemesi AISI 1050 çeliğidir. Bu çelikler alaşımsız çeliklerdir. İçerdikleri yüksek oranda karbon miktarından dolayı karbon çelikleri olarakta bilinirler. Sertleşebilirlikleri içerdikleri karbon miktarına paralel olarak artarken toklukları ise karbon miktarı ile ters ilişkilidir. Malzemenin kimyasal bileşimi Tablo 2.3'de gösterildiği gibidir.

Tablo 2.3. AISI 1050 çeliğinin kimyasal bileşimi

C	Si	Mn	P _{max}	S _{max}	Cr	Mo	Ni
0,42-0,50	0,15-0,35	0,50-0,80	0,045	0,045	-	-	-

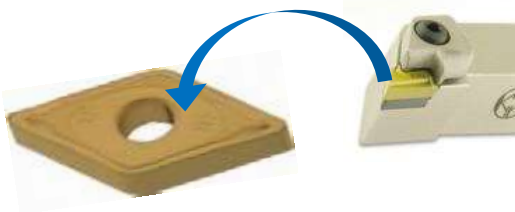
Malzemenin ısıtıl işlem bilgileri Tablo 2.4'deki gibidir.

Tablo 2.4. AISI 1050 çeliğinin ısıtıl işlem bilgileri

Sıcak şekil verme sıcaklığı °C	Yumuşak Tavlama Sıcaklığı °C	Yumuşak tavlama sertlik > BSD 30	Normal tavlama sıcaklığı °C	Sertleştirme			Meneviş sıcaklığı °C
					Su	Yağ	
1100-850	650-700	207	840-870	Sıcaklık	820-850	830-860	540-680
				Sertlik (HR _c)	50-57	50-55	

2.2 Deneylerde Kullanılan Takım Tezgahı ve Kesici Takımlar

Deneylerde TEZSAN marka, SN 50C tipi torna tezgahı kullanılmıştır. Mil hız aralığı 22-2000 dev/dk' dır. Doğrusal ilerleme 0.05-6.4 mm/dev; enine ilerleme 0.025-3.2 mm/dev'dir. Kullanılan kesici uçlar ise ISCAR marka DNMG 331-NF serisidir. 12 farklı deney şartı için 12 farklı kesici takım ucu kullanılmıştır. Şekil 2.3'de kesici takım tutucu ve sökülebilir kesici uç görseli verilmiştir.



Şekil 2.3. Kesici uç ve takım tutucu

2.3 İş parçasının Ortalam Yüzey Pürüzlülüğünün (Ra) Ölçülmesi

Numunelerin yüzey pürüzlülüğü ölçümleri için “Mahr” marka Perthometer M1 tipi, masa üstü ve yazılı çıktı alınabilen yüzey pürüzlülük ölçme cihazı kullanılmıştır. Ölçümlerin güvenilirliği için ölçülen her numune için ayrı noktalardan dört ölçüm yapılmıştır. Ölçümler sonucu elde edilen değerlerin aritmetik ortalaması alınarak her deney için ortalama yüzey pürüzlülük (R_a) değerleri belirlenmiştir.

2.4 Deney Verilerine Uygulanan Analiz Yöntemleri

Deneylerden elde edilen sonuçların kontrol faktörlerine bağlı olarak değişimini sayısal olarak değerlendirmek için bu çalışmada verilere regresyon ve varyans analizleri tatbik edilmiştir..

2.4.1 Varyans Analizi (ANOVA)

İşlem parametreleri ile işlem parametrelerine ait ikili etkileşimlerinin kalite karakteristiği üzerindeki etkisini ölçmek için elde edilen verilere yapılan analize varyans analizi (ANOVA) denir. Bu çalışmada kalite karakteristiği olarak belirlenen ortalama yüzey pürüzlülüğü (R_a) sonuçlarına ANOVA testi uygulanmıştır. Bu testlerde kesme hızı (V_c), ilerleme (f), kesici takım uç geometrisi (R) gibi unsurlar işlem parametreleri olarak seçilmiştir.

ANOVA'da söz konusu işlem parametresinin anlamlılığı, ona ait varyans değerinin hatanın varyansına oranı ile belirlenmektedir. Bu işlem F test istatistiği olarak da adlandırılır. F_{test} değeri belli güvenlik seviyesinde F_{tablo} değeriyle mukayese edilerek parametrenin kalite karakteristiği üzerinde anlamlı olup olmadığı

belirlenir. F_{test} değeri F_{tablo} değerinden büyük ise parametre anlamlı kabul edilir. Bunun yanında P anlamlılık değeri yapılan test sonucunda anlamlılık tespitini yapmada daha pratik bir yol olarak kullanılır. P değeri α değerinden küçük ise veri seti anlamlı olarak kabul edilir. Sayısal analizlerde % 95 güven aralığı yeterli olduğu için bu çalışmada da hata oranı (α) 0,05 olarak alınmıştır [17].

2.4.2 Regresyon Analizi

Regresyon analizi, aralarında sebep-sonuç ilişkisi bulunan iki veya daha fazla değişken arasındaki ilişkiyi belirlemek ve bu ilişkiyi kullanarak o konu ile ilgili tahminler (estimation) ya da kestirimler (prediction) yapabilmek amacıyla yapılır. Bu analiz tekniğinde iki (basit regresyon) veya daha fazla değişken (çoklu regresyon) arasındaki ilişki açıklamak için matematiksel bir model kullanılır ve bu model regresyon modeli olarak adlandırılır. Bu çalışmada basit regresyon ile veriler analiz edilmiştir [18].

Basit regresyon modeli:

$$Y = \alpha + \beta X + \varepsilon$$

şeklinde bir bağımlı ve bir de bağımsız değişken içeren bir modeldir. Burada

Y; bağımlı (sonuç) değişken olup belli bir hataya sahip olduğu varsayılır.

X; bağımsız (sebep) değişkeni olup hatasız ölçüldüğü varsayılır.

α ; sabit olup $X=0$ olduğunda Y'nin aldığı değerdir.

β ise regresyon katsayısı olup, X'in kendi birimi cinsinden 1 birim değişmesine karşılık Y'de kendi birimi cinsinden meydana gelecek değişme miktarını ifade eder.

ε ; tesadüfi hata terimi olup ortalaması sıfır varyansı σ^2 olan normal dağılış gösterdiği varsayılır. Bu varsayım parametre tahminleri için değil katsayıların önem kontrolleri için gereklidir [18].

3 Bulgular ve Tartışma

AISI 1050 numuneleri sabit kesme derinliğinde, iki farklı kesme hızı, üç farklı ilerleme ve iki farklı uç yarıçapına sahip kesici takım ile tormalama işleminde tabi tutulmuştur. Bu şekilde elde edilen 12 farklı kesme için ayrı kesici takım ve ayrı numunelerle yapılan tormalama deneylerinden elde edilen ortalama yüzey pürüzlüğü sonuçları Tablo 3.1'de verilmiştir. Herbir numune yüzeyinden 4 farklı ölçüm alınarak, bu dört farklı değer aritmetik ortalaması o şart için yüzey pürüzlük değeri olarak değerlendirilmiştir. Bu şekilde ölçüm sırasında yapılan hataların veya yüzeyde genelin dışındaki pürüzlerin ölçülmesinin asgari seviyeye düşürülmesi amaçlanmıştır.

Tablo 3.1. Sabit (2mm) talaş derinliğinde 12 farklı şartta yapılan tornalama deneyleri için R_a sonuçları

Deney no	İlerleme f (dev/dk)	Kesme hızı V_c (m/dk)	Takım ucu R (mm)	Yüzey Pürüzlüğü - R_a (μm)		Ortalama Yüzey Pürüzlüğü - R_a (μm)
1	f1	V_{c1}	R1	2,49	2,44	2,40
				2,29	2,36	
2	f1	V_{c2}	R1	2,43	1,87	2,40
				2,01	2,27	
3	f1	V_{c1}	R2	1,38	1,49	1,33
				1,22	1,25	
4	f1	V_{c2}	R2	1,38	1,78	1,60
				1,66	1,59	
5	f2	V_{c1}	R1	3,24	3,41	3,27
				3,17	3,24	
6	f2	V_{c2}	R1	3,36	3,79	3,56
				3,69	3,45	
7	f2	V_{c1}	R2	2,40	2,24	2,26
				2,30	2,10	
8	f2	V_{c2}	R2	1,49	1,61	1,53
				1,60	1,42	
9	f3	V_{c1}	R1	7,98	8,52	8,25
				8,10	8,40	
10	f3	V_{c2}	R1	8,97	8,95	9,08
				9,08	9,30	
11	f3	V_{c1}	R2	5,28	5,54	5,27
				5,09	5,18	
12	f3	V_{c2}	R2	6,56	6,64	6,67
				6,66	6,80	

Tornalama işlemindeki deney sürecinde ortaya çıkan bazı talaşların ve o kesme şartlarında kullanılan kesici uçların talaş kaldırma işleminden sonraki aşınma görüntüleri Şekil 3.1, Şekil 3.2 ve Şekil 3.3'te gösterildiği gibidir. Bu talaşlar ve kesici uçlar sırasıyla deney no 1, 5 ve 9 için elde edilmiştir. Bu şartlarda aynı kesme hızı ve aynı takım uç radyusu fakat üç farklı ilerleme parametresi söz konusudur. Dolayısıyla ilerleme parametresinin çıkan talaşların şekline ve takım aşınmalarına etkisini göstermektedir.



Şekil 3.1. Deney No 1: 0,12 mm/dev ilerleme için talaş ve kesici takım görüntüsü



Şekil 3.2 Deney No 5: 0,22 mm/dev ilerleme için talaş ve kesici takım görüntüsü

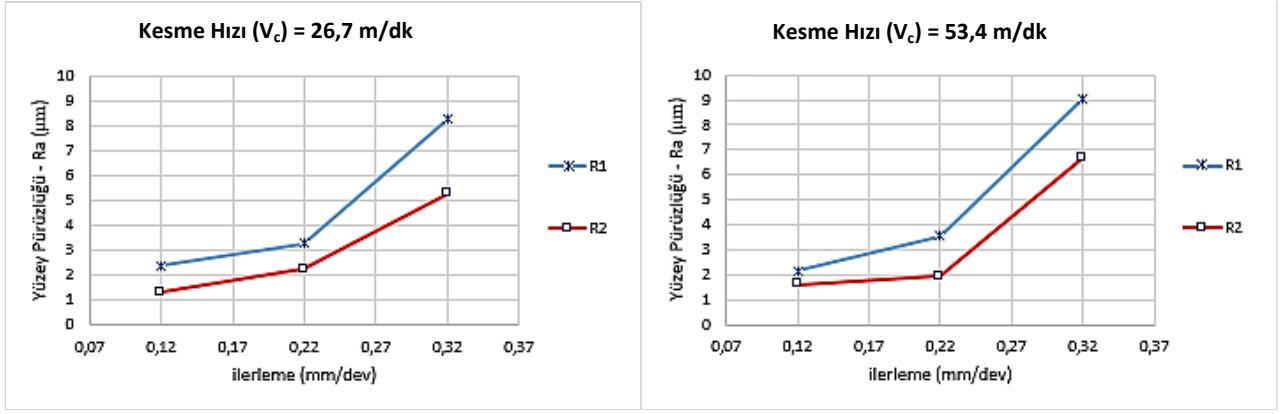


Şekil 3.3 Deney No 9: 0,32 mm/dev ilerleme için talaş ve kesici takım görüntüsü

Şekil 3.1, Şekil 3.2 ve Şekil 3.3’de ilerlemelerin talaş geometrisine etkisi açık bir şekilde görülmektedir. Düşük ilerlemelerde sürekli talaş gözlenirken, ilerleme değeri artığında talaşların kırılarak kesikli formda çıktığı gözlenmektedir. Kırılan talaş, kırıldığı noktadan yüzey kalitesinde bozulmalara sebep olduğu bilinmektedir [3]. İlerlemelerdeki artış kesici takıma etkiyen yükü de artırdığı için 9. deneyde kullanılan kesici takımın (Şekil 3.3), 1. deneyde kullanılan kesici takımdan (Şekil 3.1) daha fazla deformasyona uğradığı açık bir şekilde görülmektedir. İlerlemelerdeki artışın yüzey kalitesine etkisini değerlendirirken, yüzey pürüzlülüğünü ölçmeden, talaş formuna ve takım ucundaki aşınmaya bakılarak da yorum yapılabilir. Buradaki talaş ve kesici takım resimlerine bakılarak, ilerlemelerdeki artışın takım ucundaki deformasyonu ve talaş kırılmalarını artırdığı, dolayısıyla bu durumun yüzey kalitesini olumsuz yönde etkileyebileceği yorumu yapılabilir.

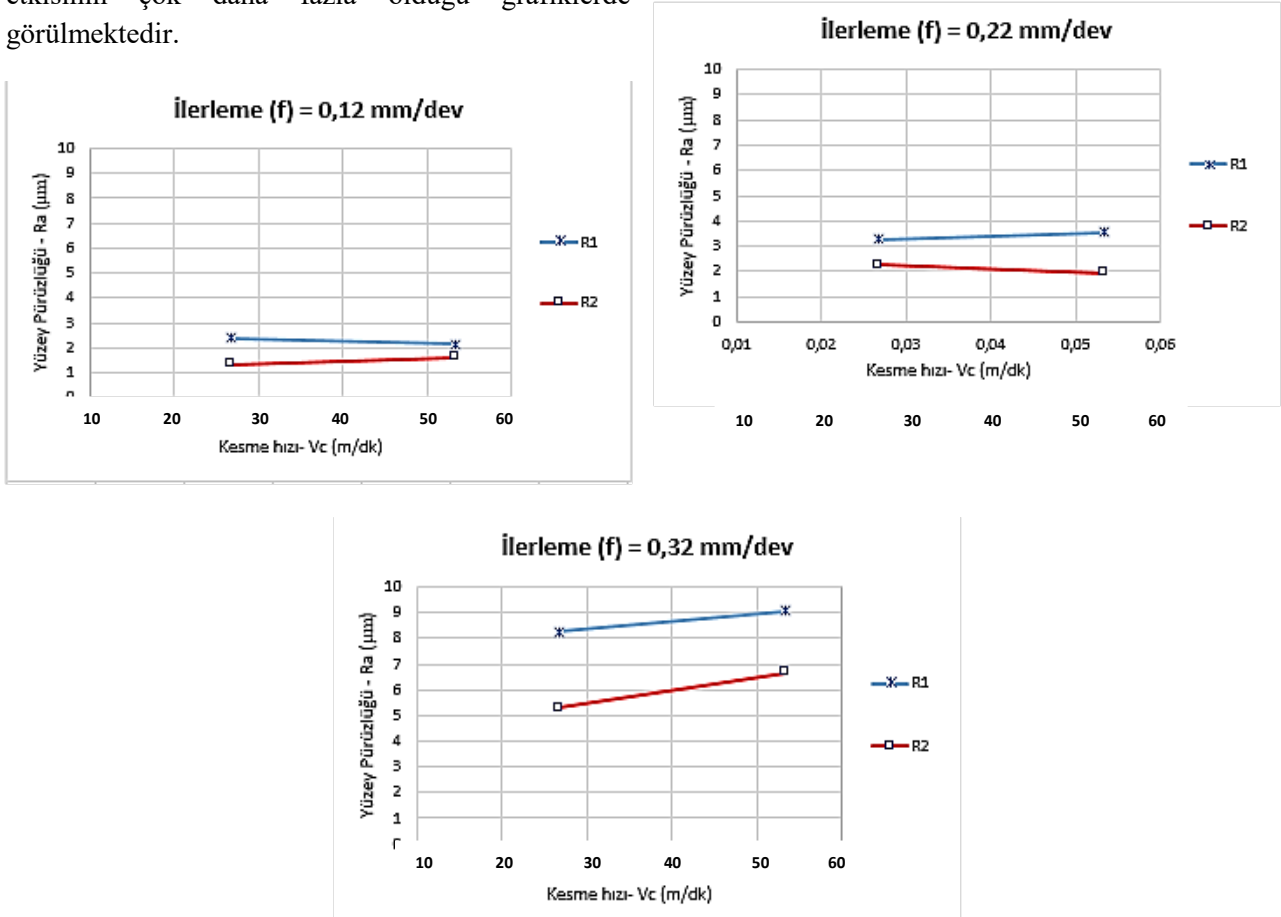
3.1 Deneyler Sonunda Elde Edilen Verilerin Yorumlanması

Her talaşlı üretim işleminde olduğu gibi tornalama işleminde de ilerleme, kesme hızı gibi kesme parametrelerinin ve kesici takım geometrisinin işleme performansını etkilediği bilinmektedir. Bu çalışmada üç farklı ilerleme, iki farklı kesme hızı ve iki farklı takım geometrisi kullanılarak 12 farklı kesme şartı elde edilmiştir. Bu 12 farklı kesme şartında yapılan tornalama deneylerinden elde edilen yüzey pürüzlülüğü sonuçları Şekil 3.4 ve Şekil 3.5’de grafikler halinde verilmiştir.



Şekil 3.4. İlerleme (f) parametresinin yüzey pürüzlüğü (R_a) üzerindeki etkisi

Deneylerde 0.12, 0.22 ve 0.32 olmak üzere üç farklı ilerleme kullanılmıştır. İlerlemelerdeki artışlar yüzey kalitesini olumsuz yönde etkilediği her iki grafikte de açık bir şekilde görülmektedir. İki farklı kesici takım ucu kullanılmıştır. R1 olarak adlandırılan takımın ucu 0,8mm uç radiusuna sahipken, R2 olarak adlandırılan takım 1,2 mm uç radiusuna sahiptir. Tüm grafiklerde takım uç radiusundaki artışın yüzey pürüzlüğünü düşürüp yüzey kalitesini artırdığı açık bir şekilde görülmektedir. Özellikle yüksek ilerlemenin kullanıldığı şartlarda takım uç radiusunun yüzey kalitesine etkisinin çok daha fazla olduğu grafiklerde görülmektedir.



Şekil 3.5. Kesme hızı (V_c) parametresinin yüzey pürüzlüğü (R_a) üzerindeki etkisi

Kesme hızındaki artışın yüzey kalitesini iyileştirmesi beklenirken, grafiklere bakıldığında kesme hızındaki artışların yüzey kalitesi üzerinde belirgin bir etkisi görülememektedir. Bunun sebebi, kesme hızının artışıyla birlikte kesme bölgesindeki ısının artmasını sağlayan şartlar, malzemenin kesilebilirliğini artırarak yüzey

kalitesine olumlu etkilerken; aynı zamanda kesme hızının artışıyla birlikte tezgah titreşimlerinin de artması ve bu durumun da yüzey kalitesini olumsuz etkilemesinden kaynaklandığı düşünülmektedir.

3.2 Deneylerde Elde Edilen Verilerin Sayısal Analizi

3.2.1 Varyans Analizi (ANOVA) Sonucu

Kalite karakteristiği olarak belirlenen yüzey pürüzlülüğüne (R_a), kontrol faktörleri olan ilerleme, kesme hızı ve takım uç yarıçapının etki derecelerini veren ANOVA sonuçları Tablo 3.2’de toplu olarak verilmiştir.

Tablo 3.2 Yüzey pürüzlülüğü sonuçlarının varyans analizi

Kaynak	SD	KT	KO	F	P	YD
İlerleme f (mm/d)	2	68,3454	34,1727	80,10	0,000	79,99
Kesme hızı (m/dk)	1	0,4024	0,4024	0,94	0,364	0,95
Takım ucu R (mm)	1	7,7160	7,7160	18,09	0,004	18,07
Hata	7	2,9864	0,4266			0,99
Toplam	11					100
SD: Serbestlik derecesi KT: Kareler toplamı KO: Kareler ortalaması			YD: Yüzde dağılım F: Test istatistiği P: Anlamlılık değeri			

Minitab paket programı yardımıyla yapılan ANOVA testinde $\alpha = 0,05$ olarak alınmıştır. Test sonunda elde ilerleme ve takım uç geometrisi işlem parametrelerine ait P değerleri α değerinden küçük çıkmıştır. $P < \alpha$ olduğu için bu işlem parametrelerinin kalite karakteristiği olan yüzey pürüzlülüğü üzerinde anlamlı bir etkiye sahip olduğu yorumu yapılır. YD sütununa bakıldığında; yüzey pürüzlülüğünü %79,99 oranla en çok ilerlemenin etkilediği görülmektedir. İlerlemeyi %18,07 ile takım ucu çapı takip ettiği görülmektedir.

İşlem parametreleri arasından kesme hızı faktörüne ait P değerinin ise 0,364 ile kabul edilebilir hata oranı olan 0,05’den büyük olduğu görülmektedir. Grafiklerde de gözlenebilen bu durum ile ilgili, kesme hızı faktörünün yüzey pürüzlülüğü üzerinde kararsız bir etkiye sahip olduğu sonucu çıkarılabilir.

3.2.2 Regresyon Analizi Sonucu

Minitab paket programı yardımıyla uygun regresyon modeli testi uygulanmıştır. Test sonucunda Yüzey pürüzlülüğünü etkileyen parametrelerinin kat sayısı belirlenerek bir model belirlenmiştir. Bu modelde yüzey pürüzlülüğü (R_a) ilerlemenin artışından önemli ölçüde etkilenmektedir. Bu etki doğru orantılı olup 27.26 katsayılı ilerleme parametresinin artışı yüzey pürüzlülüğünü artırmaktadır. Takım uç yarıçapındaki artış yüzey pürüzlülüğünü düşürmektedir. Yani takım uç yarıçapının 1,6 katsayısının ters orantılı etkisi söz konusudur.

$$R_a = -0,16 + 27,23 f + 0,00073V_c - 1,604R \quad (2)$$

Bu modelden belirli ilerleme, kesme hızı, takım ucu parametrelerini kullanılarak teorik olarak yüzey pürüzlülüğü elde edilir. Bu analiz sonucunda bulunan model ile AISI 1050 çeliğine ait yüzey pürüzlülüğü teorik olarak elde edilebilir.

4 Sonuç

Bu çalışmada AISI 1050 numunelerinin sabit kesme derinliğinde tornalama işleminde farklı kesme hızı, farklı ilerleme ve farklı uç geometrisinin yüzey pürüzlülüğüne etkisi incelenmiştir.

Yapılan deneylerden elde edilen sonuçlarda ilerleme parametresi ve takım geometrisinin işleme performansını belirleyen kriterlerden olan yüzey kalitesi üzerinde etkili olduğu görülmektedir. İlerlemenin artışı yüzey kalitesini olumsuz yönde etkilerken, takım uç geometrisinde çap artışının yüzey kalitesini olumlu yönde etkilediği, hem yapılan deneylerden elde edilen grafiklerde, hem de varyans ve regresyon analizi sonuçlarında açık bir şekilde görülmektedir. Özellikle yüksek ilerlemenin kullanıldığı şartlarda takım uç yarıçapının yüzey kalitesine etkisinin çok daha fazla olduğu gözlenmiştir. Yapılan varyans analizlerinde yaklaşık %80 etki derecesiyle ilerleme, yüzey pürüzlülüğü üzerinde en etkili faktör olmuştur. İlerlemenin etkisi talaş formu ve takım aşınmasında da açık bir şekilde görülmüştür. İlerleme arttıkça talaş boyu kısalmış, kesici takımındaki aşınmalar artmıştır.

Kesme hızındaki değişim ise yüzey kalitesini diğer iki faktöre (ilerleme ve takım geometrisi) göre daha az etkilemiştir. Bunun sebebi, kesme hızının artışıyla kesme bölgesindeki ısıyı artırarak malzemenin kesilebilirliğinin artmasını sağlayan şartlarda yüzey kalitesine olumlu etkisine karşılık, kesme hızının artışıyla birlikte artan tezgah titreşimlerinin yüzey kalitesine olumsuz etkisinin aynı anda tezahür etmesinden kaynaklandığı düşünülmektedir.

5 Kaynakça

- [1] Işık, Y., Çakır, M.C., 2001, “Hız Çeliği Takımlar İçin Kesme Parametrelerinin Yüzey Pürüzlülüğüne Etkilerinin Deneyisel Olarak İncelenmesi”, Teknoloji Dergisi, sayı 1-2, s. 111-118.
- [2] Tekaslan, Ö., Gerger, N., Şeker, U., 2008 “CNC Torna Tezgahında AISI 304 Çeliklerin İşlenmesinde Optimum Yüzey Pürüzlülüğünü Sağlayacak Kesme Parametrelerinin Tespiti” Dumlupınar Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi, sayı 16, s. 97-104.
- [3] Griffiths, B.J., , 2001, Manufacturing surface technology, in: Surface Integrity and Functional Performance, Penton Press, London.
- [4] Puertas, I., Luis perez, C.J., 2003, “ Surface roughness prediction by factorial design of experiments in turning processes”, Journal of Materials Processing Technology, 143 – 144, s. 390 – 396.
- [5] Çakır, A., Yağmur, S., Kavak, N., Küçüktürk, G., Şeker, U., 2015, “The Effect of Minimum Quantity Lubrication under Different Parameters in the Turning of AA7075 and AA2024 Aluminium Alloys”, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v81, pp 1-4, London.
- [6] Coğun, C., Özses, B., 2002, “ Bilgisayar sayısal denetimli takım tezgahlarında değişik işleme koşullarının yüzey pürüzlülüğüne etkisi”, Gazi Üniv.Müh.Mim.Fak. Der. Cilt 17, No1, 59 – 75.
- [7] Gökkaya, H., Sur, G., Dilipak H., 2004, “PVD Ve CVD Kaplamalı Sementit Karbür Kesici Takımların İşleme Parametrelerine Bağlı Olarak Yüzey Pürüzlülüğüne Etkisinin Deneyisel Olarak İncelenmesi” Teknoloji Dergisi, cilt 7, sayı 3, s. 473-478.
- [8] Kopac, J., Bahor, M., 2001, “ Interaction of the workpiece material’s technological past and machining parameters on the desired quality of the product surface roughness”, Journal of Materials Processing Technology sayı 109, s. 105 – 111.

- [9] Galante, G., Lombardo, A., Piacentini, M., 1993, “Fractal dimension: a useful tool to describe the microgeometry of machined surfaces”, *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*, sayı 33, s. 525 – 530.
- [10] Neşeli, S., Taşdemir, Ş., Yıldız, S., 2009, “Yapay Sinir Ağı Yaklaşımı İle Tornalamada Yüzey Pürüzlülüğünün Tahmin Edilmesi”, *Eskişehir Osmangazi Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi* Cilt:22, Sayı:3, s. 65-76.
- [11] Lin, W.S., Lee, B.Y., 2001, “Modelling the surface roughness and cutting force during turning”, *Journal of Materials Processing Technology*, sayı 108, s. 286-293.
- [12] Petropoulos, G., Torrance, A. and Pandazaras, C.N. 2003. “Abbott Curves Characteristics of Turned Surfaces, *International Journal of Machine Tool & Manufacture*, 43: 237-243.
- [13] Feng, C. Wang, X. 2002. Development of Emprical Models For Surface Roughness Prediction in Finish Turning, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 20: 1-8.
- [14] Benardos, P.G., 2003, Vosniakos, G.C., “Predicting surface roughness in machining: a review”, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, Sayfa 43, s. 833–844.
- [15] Petropoulos, G., Vaxevanidis, N.M., Pandazaras, C.N., Antoniadis, A.A., 2006, “Multi-parameter identification and control of turned surface textures”, *Int. J. Adv. Manuf. Technol*, cilt. 29, s. 118–128.
- [16] Boothroyd, G., Knight, W.A., 1989, “*Fundamentals of Machining and Machine Tools*”, Marcel Dekker, New York.
- [17] Çakır, A., 2015. “AA 7075 ve AA 2024 Alüminyum Malzemelerine Delik Delinmesinde Soğutma Yöntemlerinin İşleme Performansına Etkilerinin İncelenmesi”, *Doktora Tezi*, Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara.
- [18] Gültekin, F., 2013, “Regresyon Analizi”, <http://w3.balikesir.edu.tr/~bsentuna/wp-content/uploads/2013/03/Regresyon-Analizi.pdf> , Son erişim tarihi: 15.07.2017

AISI S1 TAKIM ÇELİĞİNİN TEL EREZYON İLE İŞLENMESİNDE KESME PARAMETRELERİNİN YÜZEY MORFOLOJİSİNE ETKİSİ

Bahattin YILMAZ*, Ömer BAYRAKTAR, Abdulmecit GÜLDAŞ ve Abdulkadir GÜLLÜ

** Gazi Üniversitesi Teknoloji Fakültesi İmalat Müh. Bölümü, Ankara/TÜRKİYE, bahattinyilmaz@gazi.edu.tr*

Gazi Üniversitesi Teknoloji Fakültesi İmalat Müh. Bölümü, Ankara/TÜRKİYE, omerbayraktar@gazi.edu.tr

Gazi Üniversitesi Teknoloji Fakültesi İmalat Müh. Bölümü, Ankara/TÜRKİYE, aguldas@gazi.edu.tr

Gazi Üniversitesi Teknoloji Fakültesi İmalat Müh. Bölümü, Ankara/TÜRKİYE, agullu@gazi.edu.tr

Özet

Tel erozyon ile işleme (WEDM), elektriksel kıvılcımlar yardımıyla sert ve iletken malzemeleri kesmek için avantajlı bir işleme yöntemidir. WEDM operasyonlarının birçoğunda malzemeler ilk kesme işleminde kabaca şekillendirilir ve bir veya birkaç final kesim işlemi ile operasyon tamamlanır. Ancak bazı durumlarda zamandan ve maliyetten tasarruf için ilk kesim operasyonu son işlem olarak kullanılmaktadır. WEDM operasyonunda, ergiyerek yeniden katılaşmadan kaynaklanan çeşitli kusurlar meydana gelmektedir. Yorulma çatlaklarının başlayıp ilerlemesi için zemin hazırlayan yüzey kraterleri, mikro çatlaklar ve mikro boşluklar WEDM ile işleminde yoğun olarak oluşmaktadır. Bu nedenle istenilen yüzey ve ürün dayanımı için işleme parametrelerinin doğru seçimi çok önem kazanmıştır. Bu çalışmada yüzey kusurları ve yüzey bütünlüğü üzerinde vurum süresi (T_{ON}), vurum ara süresi (T_{OFF}), servo voltajı (V_G) ve boşalım akımı (I_P) gibi işleme parametrelerinin etkisi değerlendirilmiştir. Yüzeylere ait SEM fotoğrafları çekilmiş ve yorumlanmıştır.

Anahtar kelimeler: Elektro tel erozyon ile işleme (WEDM), Yüzey kusurları, Yüzey pürüzlülüğü.

THE EFFECT OF SURFACE MORPHOLOGY ON CUTTING PARAMETERS IN WIRE ELECTRICAL DISCHARGE MACHINING OF AISI S1 TOOL STEEL

Abstract

Wire electro-discharge machining (WEDM) is a competitive machining method for cutting hard and conductive materials with electrical sparks. In WEDM, materials were machined roughly in first cutting operation and finished by one or several cutting operations. However, rough cutting process is used as finishing operation sometimes. The WEDM process generates a rough recast surface with multi-types of defects. Surface craters, micro-cracks and micro-voids within the recast layer have been found as the most detrimental effects from the point of view of fatigue as they could provide many preferential initiation sites for fatigue cracks. Therefore, the effort in obtaining desired surface properties depend on correct selection of the machining parameters. In this study, the effects of machining parameters, such as pulse on time (T_{ON}), pulse off time (T_{OFF}) and peak current (I_P) on surface imperfections and surface integrity have been evaluated. SEM photographs of the surfaces were taken and interpreted

Keywords: Wire electrical discharge machining (WEDM), surface imperfections, surface roughness.

1 Giriş

Alışılmamış özel imalat yöntemleri, geleneksel yöntemlerden farklı olarak fiziksel temas ve göreceli hareket yerine, mekanik kuvvet uygulamadan, çeşitli enerji türlerini (kimyasal, elektro-kimyasal, ısı enerjisi vb...) kullanarak malzeme işleyen, aşındıran veya şekillendiren yöntemlerdir [1]. Bu yöntemlerden biri olan tel erozyon, dielektrik sıvı ortamında tel elektrot ve iş parçası arasında meydana gelen ardışık kıvılcımlarla malzemeden talaş kaldırılan elektro-termal bir yöntemdir [2]. Günümüzde tel erozyon teknolojisi, özellikle havacılık, nükleer ve otomotiv sanayilerinde yaygın olarak kullanılmaktadır [3].

Tel erozyon ile kesme işlemi sanayide üretimi güç olan birçok iş parçasının imalatını kolaylaştırmıştır. Özellikle kalıp yapımında yaygın bir şekilde kullanılmakla beraber dişli çarkların imalatında da kullanılmaktadır. Tel erozyon tezgâhından çıkan bir ürün, yüksek boyutsal toleransa ve yüzey hassasiyetine sahiptir. Ayrıca çok sert olan metaller elektrik iletkenliği olduğu sürece kolaylıkla işlenebilmektedir [4].

Bu işleme yönteminde, iş parçasından farklı elektriksel kutba bağlanan tel elektrot, iş parçasına yaklaştırıldığında elektriksel boşalmalarla yüksek bir sıcaklık meydana gelmektedir. Isıyla birlikte yerel metal ergime yolu ile talaş kaldırılmaktadır[5]. Yalıtkan bir sıvı içerisinde bulunan iş parçası kesme işlemi anında kesme parametrelerine bağlı olarak, tel ve iş parçası arasında seri oluşan kıvılcımlar yardımıyla talaş kaldırma işlemi gerçekleşmektedir [1]. Talaş kaldırma hızı, her bir kıvılcımdaki enerji miktarı ve her kıvılcımın zaman aralığına göre değişmektedir. Kesim işlemi telin parçaya yaklaşması ile oluşan arkın oluşturduğu 8000-12000 °C ısı yardımıyla gerçekleşmektedir [6].

WEDM işlemi ısınma ve soğumayı içeren karmaşık bir süreç ile gerçekleşmekte ve servo voltajı, vurum süresi, vurum ara süresi, boşalım akımı, dielektrik sıvı basıncı, tel gerginliği, tel hızı ve malzeme özellikleri gibi işlem faktörlerine bağlı olarak değişmektedir. Bu kesme parametrelerine bağlı olarak iş parçasında oluşan kraterlerin büyüklüğünü belirlemekte, dolayısıyla yüzey yapısını ve işlem etkinliğini belirlemektedir [7]. Operasyon sonunda beklenen önemli çıktılardan başında yüzey kalitesi gelmektedir. Yüzey kalitesi iki temel açıdan değerlendirilebilir. İlk olarak yüzey pürüzlülüğünü de kapsayan yüzey geometrisi, ikincisi ise talaş kaldırma esnasında malzemenin yüzey tabakasında meydana gelen gerilme şartları ve metalürjik değişikliklerdir.

Tel erozyonla işleme sonrasında iş parçası yüzeyinde ısı etkilenmiş bir bölge oluşur ve buna bağlı olarak özellikle yüzeyde mikro çatlaklar meydana gelecektir. Üretimi yapılan parçanın çalışma sırasında maruz kalacağı kuvvet, darbe ve yorulma gibi olumsuz etkiler sonrasında çatlakların büyüyerek ilerlemesi parçanın ömrünü olumsuz bir şekilde etkileyecektir. Tel erozyon ile işlemeden dolayı çatlaklar dışında ayrıca yüzeyde çok sert bir tabaka ve hemen altında yumuşak bir tabaka oluşumu söz konusudur. Bu tabakanın kalınlığı ve yüzey pürüzlülüğü öncelikle uygulanan boşalım akımına daha sonra vurum süresine bağlıdır [8].

İş parçası ömrünü ve verimliliğini önemli ölçüde etkileyen bu durum literatürde de kendisine yer bulmuştur. Gökler ve Ozangöz farklı kesme parametrelerinin yüzey pürüzlülüğü üzerinde etkilerini araştırmış ve ideal kesme koşullarını belirlemeye çalışmıştır [9]. Tarn ve arkadaşları operasyon parametrelerini değiştirmiş, kesme hızı ve yüzey kalitesi arasındaki ilişkiyi ifade etmeye çalışmışlar ve optimum kesme şartlarını araştırmıştır [10]. Çaydaş ve Haşçalık kesme parametrelerinin yüzey pürüzlülüğü ve mikro yapı üzerindeki etkilerini araştırmıştır [1]. Soo ve arkadaşları tel erozyon ve frezeleme operasyonlarını karşılaştırarak, oluşan yüzey kalitesini karşılaştırmış ve iş parçalarının yorulma dayanımlarını belirlemiştir [11]. Chen ve arkadaşları ise Inconel 718 malzemenin tel erozyon ile işlenmesi sonunda oluşan yüzey bütünlüğünü yorulma açısından değerlendirmiştir [12]. Arikatla ve arkadaşları ise farklı parametrelerin işleme sonrası yüzey kalitesine etkilerini incelemiştir [13].

Yapılan literatür araştırmaları tel erozyon yönteminde yüksek iş parçası kalitesi ve düşük maliyetler açısından uygun kesme parametrelerinin belirlenmesinin önemli olduğunu ortaya koymuştur. Bu çalışmada birçok kullanım alanı olan ve kullanımı gün geçtikçe yaygınlaşan tel erozyon ile kesme operasyonlarında yüzey kalitesi açısından önemli parametrelerin belirlenmesi ve bu değişkenlerin yüzey üzerindeki etkilerinin incelenmesi amaçlanmıştır.

2 Materyal ve Metot

2.1 Deney Numuneleri

Deneyisel çalışmalar kapsamında kesilmek için Dörrenberg Edelstahl tarafından üretilen AISI S1 (1.2550) soğuk iş takım çeliği (60 HRC sertleştirilmiş) seçilmiştir. Deney numuneleri 15 mm kalınlığında plakalar halinde hazırlanmıştır. Malzemenin kimyasal yapısı Tablo 1’ de sunulmuştur.

C	Si	Mn	P	S	Cr	W	V
0.6	0.74	0.33	0.012	0.007	1.01	1.88	0.16

Tablo 1: AISI S2 Deneyisel iş parçasının kimyasal bileşimi

2.2 Deney Parametreleri

Deneyler sırasında elektrot olarak, 0.25 mm çapında pirinç tel elektrot (SUNCUT marka 900 N/mm² gerilme mukavemeti) kullanılmıştır. Numuneler tek kesim işlemi ile kaba kesim şartları kullanılarak tel erezyon tezgahında kesilmiştir. Kesme operasyonu sırasında dielektrik sıvı olarak deiyonize su kullanılmıştır. Deneyler Mitsubishi 1200MV-S Advance (Şekil 1.) marka tel erozyon tezgâhında gerçekleştirilmiştir. İşleme parametrelerinden boşalım akımı (I_p), servo voltajı (V_G), vurum süresi (T_{ON}) ve vurum ara süresi (T_{OFF}) işleme performansı üzerinde etkilerin araştırılması için seçilmiştir. Deney parametrelerine ait değerler Tablo 2.’de verilmiştir.

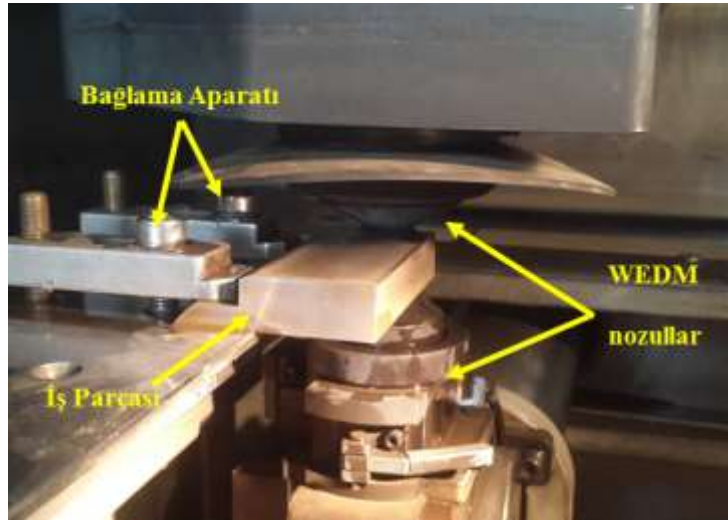
Parametere	Değer			Birim
I_p	4	6	8	amper
T_{ON}	6	11	16	μs
T_{OFF}	2	6	10	μs
V	36		50	volt

Tablo 2: Deney parametreleri

Diğer işleme parametreleri (Tablo 3) sabit tutulmuştur. İşleme parametrelerinin belirlenmesinde maksimum T_{ON} , minimum T_{OFF} ve maksimum I_p değerleri göz önüne alınarak telin kopma durumuna göre belirlenmiştir.

Parametere	Değer	Açıklama
V_0	4 V	Açık devre voltajı
V_G	50 V	Servo voltajı
WT	10 N	Tel gerilimi
WS	10 m/min	Tel hızı
LQ	14 kgf/cm ²	Sıvı basıncı
SA	5	Stabilizer A
SB	6	Stabilizer B
SC	7	Stabilizer C
SE	4	Stabilizer E

Tablo 3: Sabit kesme parametreleri



Şekil 1: WEDM deney düzeneği[6]

2.3 Ölçüm Esasları

Yüzey pürüzlülüğü Mitutoyo SJ-201 marka profilometre ile ölçülmüştür. Mevcut çalışmada, imalat sanayinde yaygın olarak kullanılan ortalama yüzey pürüzlülüğü ölçülmüştür. Yüzey pürüzlülükleri ölçümü sırasında ölçüm mesafesi 5mm olarak belirlenmiştir ve tablo 4'te yüzey pürüzlülük değerleri verilmiştir. Yüzey pürüzlülük değerleri belirlenirken her deney için beş ölçüm yapılmış ve bu değerlerin ortalamaları alınmıştır. Yüzeylere ait SEM görüntüleri Jeol jv 6060 tarama elektron mikroskobu yardımıyla alınmıştır.

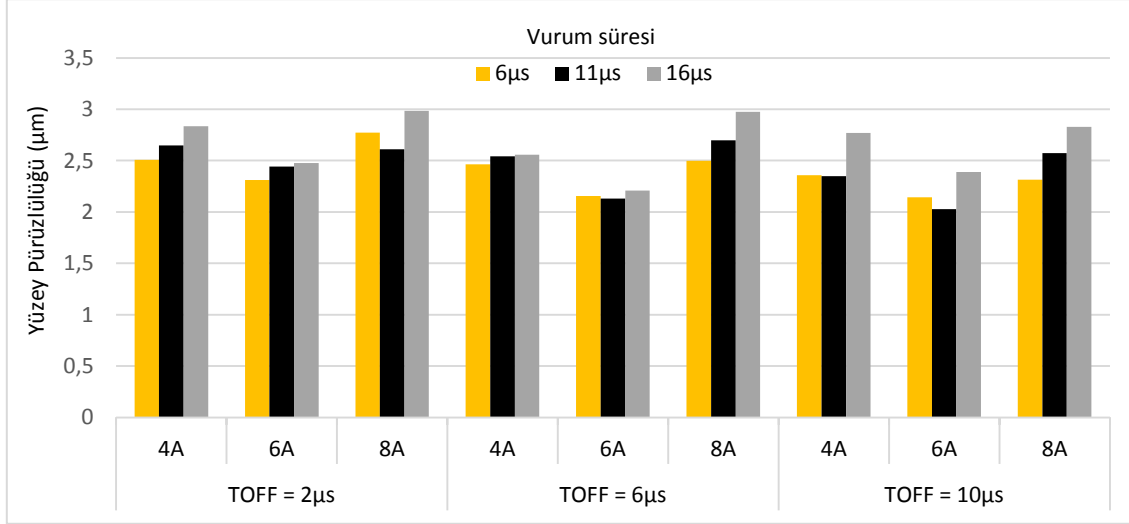
Kesme Parametreleri			50 Volt		36 Volt	
T _{ON} (μs)	T _{OFF} (μs)	I _p (A)	Deney No	R _a (μm)	Deney No	R _a (μm)
6	2	4	1.	2,508	28.	2,741
6	2	6	2.	2,310	29.	2,378
6	2	8	3.	2,773	30.	2,748
6	6	4	4.	2,463	31.	2,331
6	6	6	5.	2,155	32.	2,204
6	6	8	6.	2,499	33.	2,660
6	10	4	7.	2,358	34.	2,582
6	10	6	8.	2,142	35.	2,48
6	10	8	9.	2,315	36.	2,332
11	2	4	10.	2,649	37.	2,466
11	2	6	11.	2,443	38.	2,223
11	2	8	12.	2,612	39.	2,630
11	6	4	13.	2,542	40.	2,409
11	6	6	14.	2,132	41.	2,559
11	6	8	15.	2,698	42.	2,596
11	10	4	16.	2,349	43.	2,568
11	10	6	17.	2,027	44.	2,202
11	10	8	18.	2,573	45.	2,574
16	2	4	19.	2,834	46.	2,684
16	2	6	20.	2,475	47.	2,237
16	2	8	21.	2,985	48.	2,977
16	6	4	22.	2,558	49.	2,695
16	6	6	23.	2,209	50.	2,496
16	6	8	24.	2,976	51.	2,863
16	10	4	25.	2,770	52.	2,591
16	10	6	26.	2,390	53.	2,491
16	10	8	27.	2,830	54.	2,880

Tablo 4: Deney tasarımı ve sonuçlar

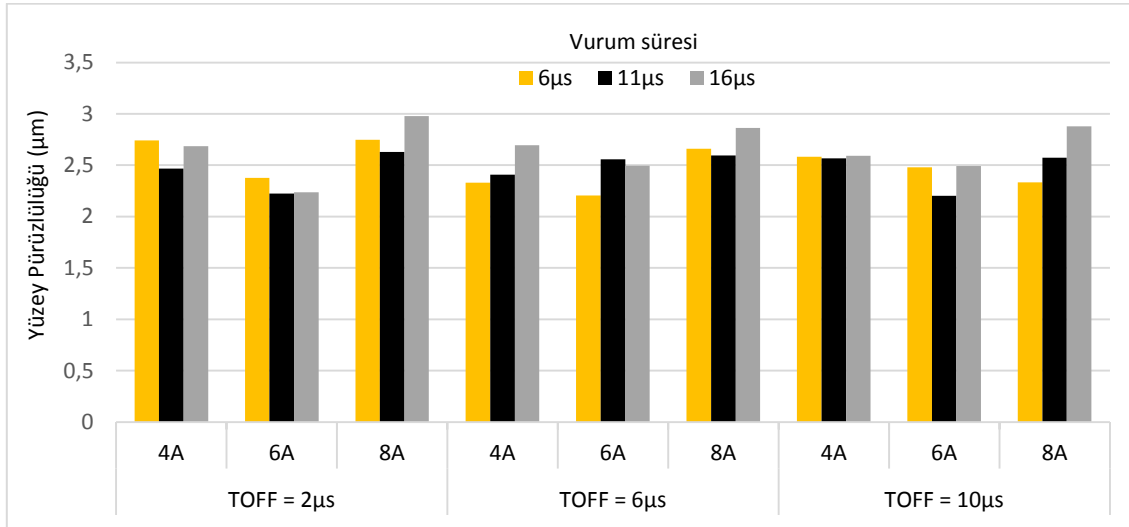
3 Sonuç ve Tartışma

3.1 Yüzey Pürüzlülüğünün Değerlendirilmesi

Yüzey pürüzlülük değerlerini daha doğru bir şekilde değerlendirebilmek için deneysel çalışmalar sonucunda elde edilen veriler grafik olarak sunulmuştur. Farklı kesme parametrelerine göre değişen pürüzlülük değerleri Şekil 2 ve 3’de görülmektedir.



Şekil 2: 50 servo voltajı için yüzey pürüzlülük grafiği

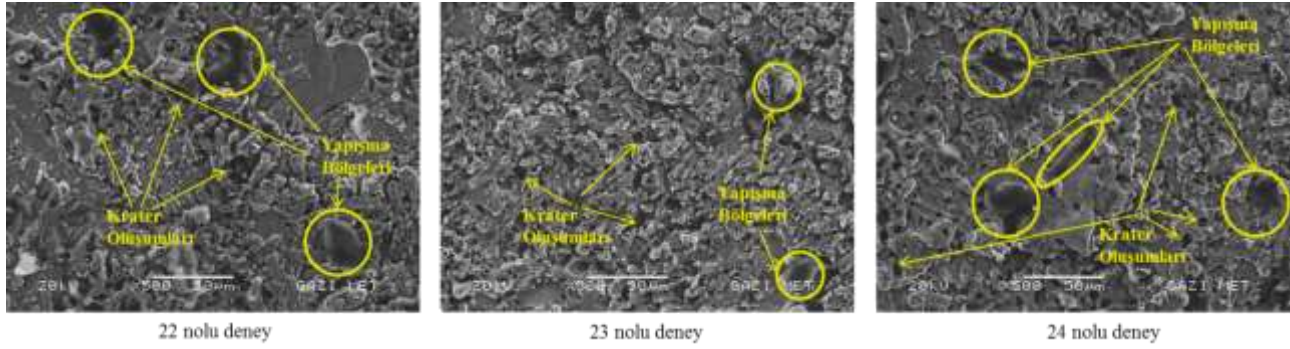


Şekil 3: 36 servo voltajı için yüzey pürüzlülük grafiği

Şekil 2 ve 3 incelendiğinde vurum süresinin yüzey pürüzlülüğünü etkilediği görülmüştür. Fakat vurum süresinin yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkisinin sürekli bir artış yada azalış şeklinde olmadığı belirlenmiştir. Boşalım akımının 6 amper olduğu durumlarda en iyi yüzey pürüzlülük değerleri elde edilmiştir. Boşalım akımının 8 amper olduğu durumlarda en yüksek yüzey pürüzlülük değerleri elde edilmiştir. Vurum ara

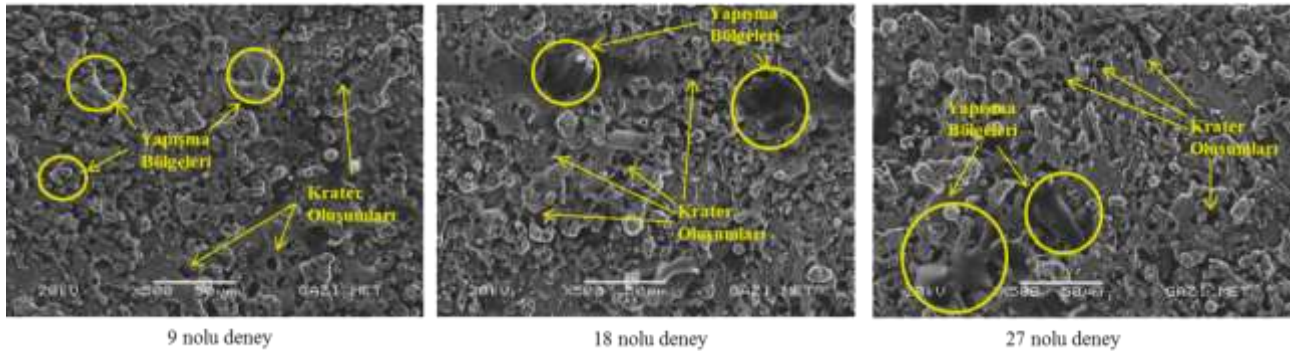
süresinin artması ile yüzey pürüzlülük değerinin azda olsa iyileştiği görülmüştür. Farklı voltaj değerlerinin yakın değerler gösterdiği yer yer yükselen voltaj ile pürüzlülüğün arttığı görülmüştür.

3.2 SEM Görsellerinin Değerlendirilmesi



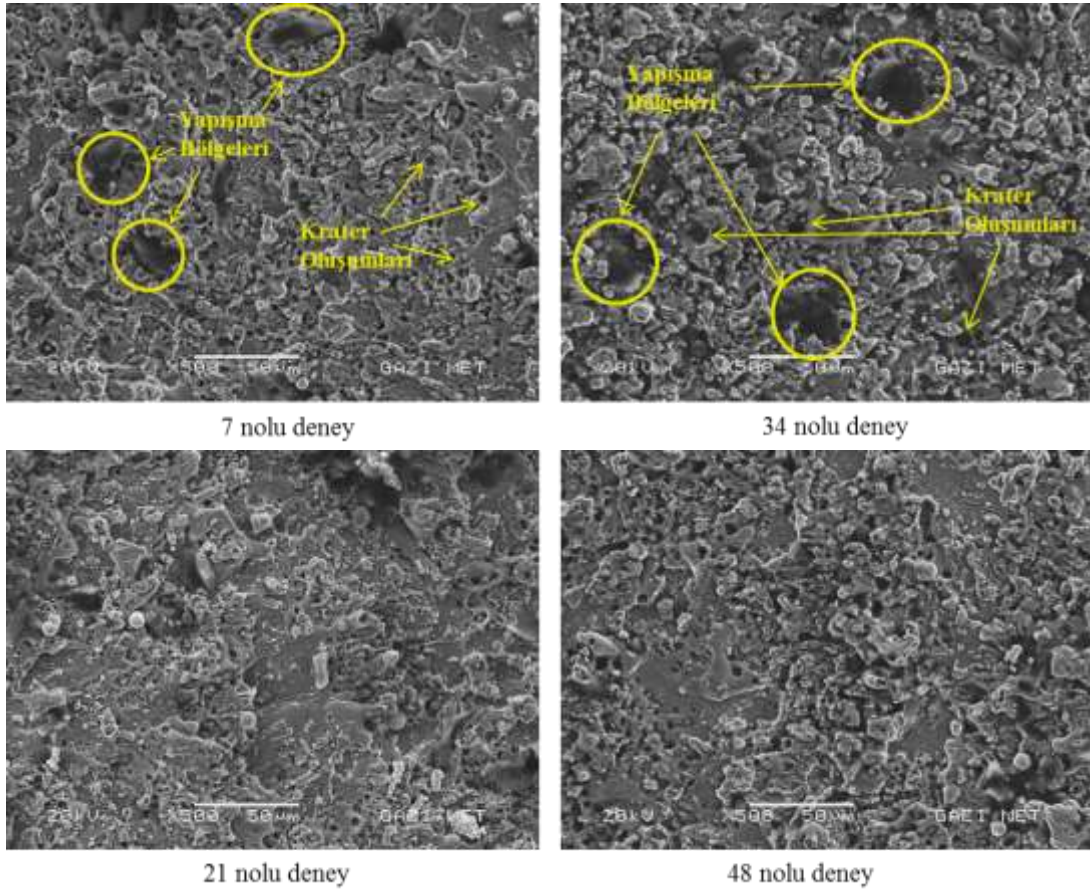
Şekil 4: Akım değişimine bağlı olarak değişen yüzey oluşumu ($V_G:50V$, $T_{ON}:16$, $T_{OFF}:6$)

Şekil 4’de 4A, 6A ve 8A değerlerinde akımlar ile gerçekleştirilen sırası ile 22, 23 ve 24 nolu deneylere ait SEM görselleri verilmiştir. Şekil 2’de görüldüğü gibi mevcut deneylerde artan amper değerleri ile yüzey kalitesi olumsuz etkilenmiştir. Akım değerinin 4 amper olduğu durumda kesim sırasında büyük yapışma alanları ve orta ölçekli kraterler oluşumları görülmüştür. 4A lik akım değerinin yeterince kıvılcım enerjisini üretilmediği buna bağlı olarak erimiş yapının kısa sürede tekrar katılaşarak yapışma yüzeylerini oluşturduğu düşünülmüştür. 6a ‘lik akım değerinin kullanıldığı 23 nolu deneyde ise yapışma alanlarının ve krater boyutlarının küçüldüğü yüzeyin iyileştiği görülmüştür. Akım değeri artırılarak 8A’ e çıkarıldığı 24 nolu deneyde ise büyük boyutlarda kraterler ve yapışma alanları dikkat çekmektedir. Özellikle artan amper değeri ile kesme sırasında kullanılan boşalım enerjisinin arttığı, kesme sırasında üretilen kıvılcım şiddetinin arttığı ve bu durumun yüzeydeki krater boyutlarını büyüttüğü düşünülmüştür[14].



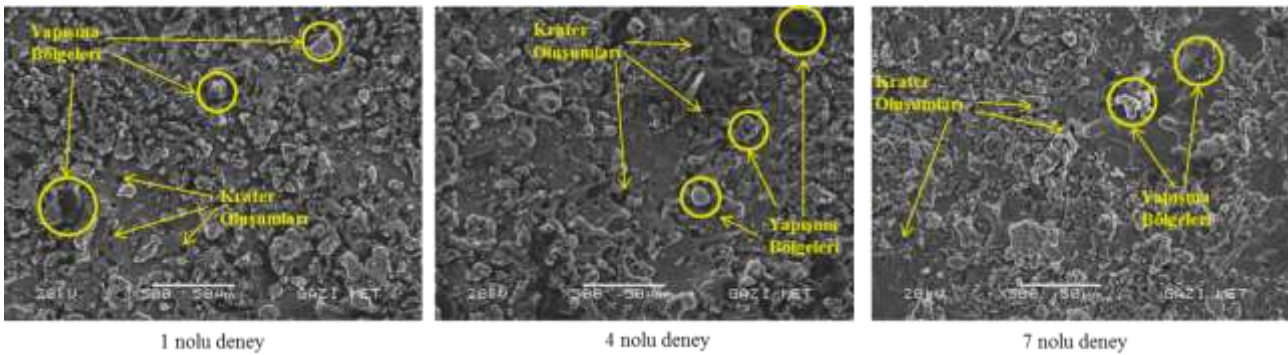
Şekil 5: Değişen vurum süresine göre yüzey oluşumu ($I_p:8A$, $V_G:50V$, $T_{OFF}:10$)

Şekil 5’de vurum sürelerinin (6µs, 11µs ve 16µs) değişimine göre oluşan yüzey görüntüleri verilmiştir. Artan vurum süresi ile yüzey kalitesi bozulmuştur. En iyi yüzey kalitesi, 9 nolu deneyde, 6 µs vurum süresi kullanılarak elde edilmiştir. Artan vurum süresi ile yüzey kalitesi bozulmuştur. Vurum süresi tel ile iş parçası arasında oluşan kıvılcımın açık kalma süresini tanımlamaktadır. Artan vurum süresi daha uzun süreli kıvılcıma ve buna bağlı olarak daha çok talaş kaldırılma ve daha yüksek ısı oluşumuna sebep olmaktadır. Bu durum oluşan krater boyutlarının artmasına neden olur ve yüzey kalitesi bozulur[1]. Şekil 4 incelendiğinde artan süreye bağlı olarak daha büyük kraterler oluştuğu görülmekte ve artan talaş miktarına bağlı olarak yapışma alanlarında da büyümeler gözlemlenmiştir.



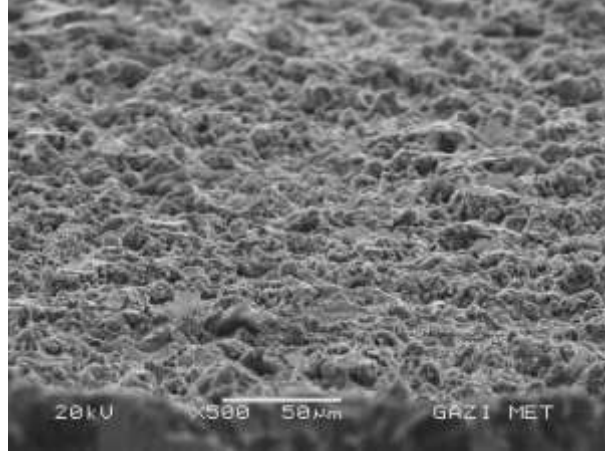
Şekil 6: Farklı voltaj değerlerinde oluşan yüzey yapısı

Şekil 6' de ise farklı gerilim değerleri ile gerçekleştirilen deneylere ait görseller sunulmuştur. T_{ON} : 6µs, I_p :4A, T_{OFF} : 10µs kesme şartları için I_p : 50V 7 nolu deney ve I_p : 36V ise 34 nolu deney gerçekleştirilmiştir. 21 nolu deney 50V'da gerçekleştirilirken aynı şartlarda 36V'da 48 nolu deney gerçekleştirilmiştir. Literatür çalışmaları incelendiğinde artan voltaj değeri ile pürüzlülük değerlerinin arttığı bu duruma artan enerji şiddetinin neden olduğu belirtilmiştir[1]. Ancak bu çalışmada artan voltajın pürüzlülük üzerine etkisi çok bariz bir şekilde görülememiştir. Belirlenen pürüzlülük değerleri ve görseller benzer özellikler göstermiştir. Bu duruma gerilim değerleri arasında büyük bir fark olmaması ve diğer parametrelerin etkisinin önemli olduğu düşünülmektedir.



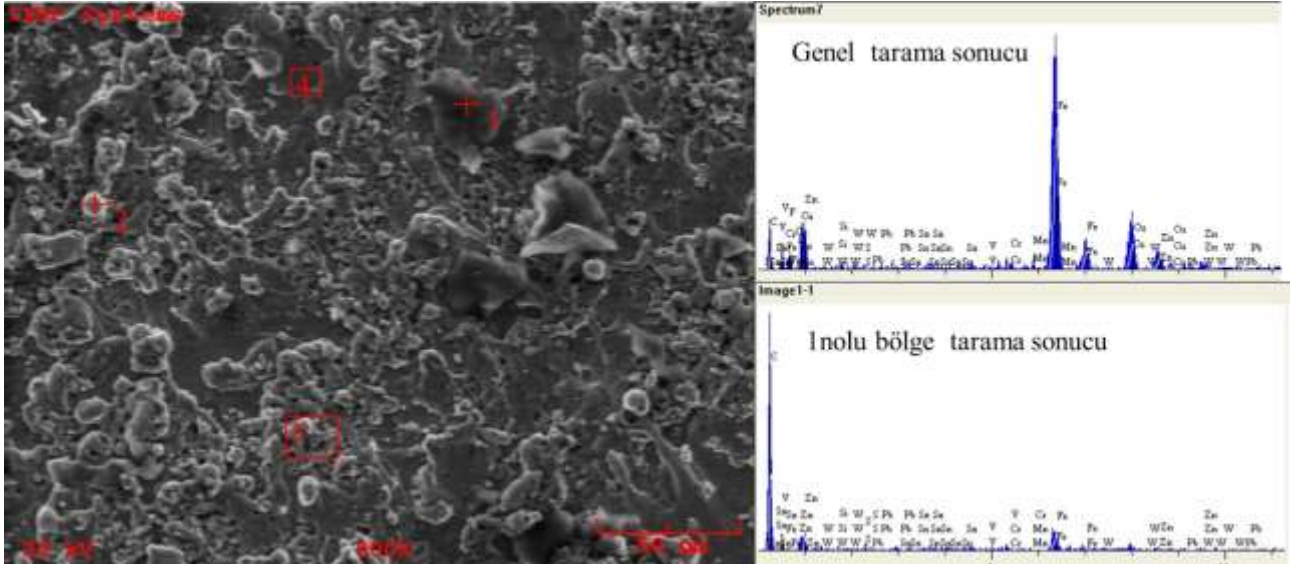
Şekil 7: Darbe kapama süresine bağlı olarak değişen yüzey yapısı (I_p :4A, V_G :50V, T_{ON} :6)

Vurum ara süresi, kıvılcımın üretilmediği bir başka deyişle akımın kapalı tutulduğu safadır. Grafik ve görseller incelendiğinde (Şekil 7 ve Şekil 2) vurum ara süresinin artması ile yüzey kalitesinde bir miktar iyileşmeler olduğu görülmüştür. Vurum ara süresi boyunca kesme bölgesinden talaş etkili bir şekilde uzaklaştırılmış böylece yapışma bölgelerinde azalmalar görülmüştür. Kısa süreli işlemlerde talaş iyi uzaklaştırılamadığı için tekrar eden kıvılcım üretimi sırasında ısınma ve soğumaya bağlı olarak yapışma sayılarında artma görülmüş bu durum yüzeyi olumsuz etkilemiştir.



Şekil 8: 7 nolu numunenin yüzeye yaklaşık 15° ile yatay çekilen SEM görüntüsü

Şekil 8’da 7 nolu deneye ait numunenin yüzey oluşumu verilmiştir. Yüzeyde kıvılcım çarpmalarına ve ergiyen malzemenin yeniden katılaşmasıyla oluşan krater ve çıkıntılar açıkça görülmektedir. Bu numune üzerinde yapılan EDS çalışmaları kesme yüzeyinde yoğun olarak bulunana malzeme yapısını ortaya koymuştur.



Şekil 8: 7 nolu numuneye ait EDS görselleri

Numune yüzeyi genel olarak incelendiğinde malzeme üzerinde yoğun olarak demir(Fe), bakır(Cu) ve çinko(Zn) görülmektedir. Söz konusu bakır ve çinkonun telden koparak iş parçasının yüzeyine yapıştığı EDS analizi ile tespit edilmiştir. 1 numaralı bölgede ise yoğun olarak karbon(C) oluşumu görülmüştür. Dielektrik

sıvının soğutma etkisi ile oluşan bu yapışma bölgesinde karbon miktarının fazla olması, karbonun piroliz işlemine bağlı olarak dielektrik sıvı aracılığı ile bölgede yoğunlaştığını düşündürmüştür[13].

Genel olarak sonuçlar değerlendirildiğinde artan vurum süresi ve boşalım akım değerlerinin yüzey kalitesini olumsuz etkilediği, yüksek işleme süresi ve işleme enerjilerine bağlı olarak oluşan kraterlerin boyutlarının arttığı görülmüştür. Artan vurum ara süresi ile talaşın kesme bölgesinden daha rahat ve etkili uzaklaştırılması ile yüzey kalitesi nispeten artmıştır. Literatürde voltaj değerinin yüzey kalitesini olumsuz etkilediği bildirilmesine rağmen mevcut şartlarda voltaj değişikliğinin pürüzlülük üzerinde belirgin bir etkisi bu çalışmada görülememiştir.

SEM görselleri incelendiğinde WEDM operasyonlarının tamamında görüldüğü gibi krater oluşumları ve yapışma alanları görülmüştür. Değişen kesme koşulları krater büyüklüklerini etkilemiştir. Malzemenin yorulma dayanımı açısından kritik önem taşıyan mikro çatlak oluşumu deney numunelerinde görülmemiştir.

4 Sonuçlar

WEDM ile gerçekleştirilen kesme işlemi ile oluşan yüzeye ait pürüzlülük ve morfolojisi profilometre ve SEM görüntüleri yardımıyla incelenmiştir. Bu bulgulara ait sonuçlar aşağıda kısaca sıralanmıştır;

- Genel olarak artan vurum süresi yüzey kalitesini olumsuz etkilemiştir.
- Benzer şekilde artan akım değerleri ile kıvılcım enerjisi artmış bu durum yüzey üzerinde olumsuz etkilere sebep olmuştur.
- Vurum ara süresinin artmasıyla yüzey kalitesini kısmen artmıştır.
- Voltajın pürüzlülük üzerine etkisi belirgin bir şekilde görülememiş benzer yüzey özellikleri gözlenmiştir.
- Tüm koşullarda yüzeylerde krater oluşumları ve yapışmalar görülmüş, mikro çatlak oluşumu gözlemlenmemiştir.
- EDS çalışmaları sonucunda demir(Fe), bakır(Cu) ve çinko(Zn) oluşumları iş parçası yüzeyi üzerinde görülmüştür.
- Dielektrik sıvı kaynaklı karbon yığılmalarının olduğu bölgeler belirlenmiştir.

5 Kaynakça

- [1] Çaydaş, U., Haşçalık, A., 2004, “CNC Tel Erozyon Tezgahlarında Farklı Malzemelerin İşlenebilirliğinin Araştırılması”, Dumlupınar Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi, Sayı 6, s201-214
- [2] Takeuchi, L., Jianxin, D., 2002, “Mechanical Surface Treatments of the EDMed Ceramic Composite for Improved Strength and Reliability”, Journal of the European Ceramic Society, Sayı 22, s545-550.
- [3] Shajan, K., Kama, I. M., Shunmugam, M.S., 2003 “Data mining applied to wire – EDM process”, Journal of Materials Processing Technology, Sayı 142, s182 – 189.
- [4] Ay, M., Aydoğdu, D., 2010, “Tel Erozyonda Kesme Parametrelerinin Parçanın Boyut Ölçüsüne Etkilerinin DeneySEL İncelenmesi”, Makine Teknolojileri Elektronik Dergisi, Cilt 7, Sayı 13, s 31-44.
- [5] Williams, R.E., Rajurkar, K.P., Bağcı, E., 1991, “Study of Wire Electrical Discharge Machined Surface Characteristics”, Journal of Materials Processing Technology, Sayı 28, s 127-138.

- [6] Bayraktar, Ö., Gldař, M., Gktař, M., 2017, "Examination of Wire Electrical Discharge Machining of AISI S1 (60WCrV8) Cold Work Tool Steel" ICENS International Conference on Engineering and Natural Science, Budapest, Hungary.
- [7] Liao, Y.S., Woo, J. C., 1997, "The Effect of Machining Settings on the behaviour of Pulse Trains in the WEDM Process", Journal of Materials Processing Technology, Sayı 71, s 433-439.
- [8] Chen H.C., Lin J. C., Yang Y. K., Tsai C. H., 2010, "Optimization of Wire Electrical Discharge Machining- for Pure Tungsten Using a Neural Network Integrated Simulated Annealing Approach", Expert Systems with Applications, Cilt 37, Sayı 10, s 7147 – 7153.
- [9] Gkler, İ., Ozanzg, M., 2000, "Experimental investigation of effects cutting parameters on surface roughness in the WEDM process", International Journal of Machine Tools and Manufacture, Cilt 40, s 1831-1848.
- [10] Nowicki, B., Pierzynowski, R., Spadlo, S., 2001, "New possibilities of machining and electrodischarge alloying of free-form surfaces", Journal of Materials Processing Technology, Sayı 109, s 371- 376.
- [11] Soo, S.L., Antara, M.T., Aspinwall, D.K., Sage, C., Cuttell, M., Perez, R., Winn, A.J., 2013, "The Effect of Wire Electrical Discharge Machining on the Fatigue Life of Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo Aerospace Alloy", The Seventeenth CIRP Conference on Electro Physical and Chemical Machining, Sayı 6, s 215-219.
- [12] Chen, Z., Moverare, J., Peng, R. L., Johansson, S., 2016, "Surface Integrity and Fatigue Performance of Inconel 718 in Wire Electrical Discharge Machining", 3rd CIRP Conference on Surface Integrity (CIRP CSI), Linkping, Sweden.
- [13] Arikatla, S. P., Mannan, K.T., Krishnaiah, A., 2017, "Surface Integrity Characteristics in Wire Electrical Discharge Machining of Titanium Alloy during Main cut and Trim Cuts", 5th International Conference of Materials Processing and Characterization (ICMPC 2016), Melbourne Australia.
- [14] zkl, İ., şeker, U., Buldum B.B., Akkurt, A., 2012, "Sıcak İř Takım şeliklerinden Dıevar Takım şeliğinin Tel Erozyon İle İşlenebilirliğinin Araştırılması", Makine Teknolojileri Elektronik Dergisi, Cilt 9, Sayı 4, s31-44.

ALÜMİNYUM 7075 MALZEMESİNİN NaOH KİMYASAL AŞINDIRICI İLE İŞLENMESİNDE İŞLEME DERİNLİĞİ VE YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜNÜN İNCELENMESİ

Orhan Çakır

Yıldız Teknik Üniversitesi, Makine Mühendisliği Bölümü, İstanbul/TÜRKİYE, orhanc@yildiz.edu.tr

Özet

Kimyasal işleme temel geleneksel olmayan imalat yöntemlerinden birisidir ve avantajları yöntemi çok çekici yapmaktadır. Yöntem kimyasal aşındırıcı olarak tanımlanan kimyasal çözelti kullanarak istenen geometrik parçayı elde etmek için ince malzemeden istenmeyen kısımlar korozyona uğratılarak şekillendirilir. Bu çalışmada, kimyasal işleme yöntemi alüminyum alaşımının (alüminyum 7075) aşındırılmasında kullanılmıştır. Seçilen malzeme uçak, otomotiv ve diğer endüstrilerde yaygın olarak kullanılmaktadır. Kimyasal aşındırıcı (NaOH) iki farklı kimyasal işleme sıcaklığında (30 ve 50°C) ve iki farklı kimyasal aşındırıcı derişğinde (1 ve 2 Mol) kullanılmıştır. Seçilmiş kimyasal işleme parametrelerinin aşındırma derinliği ve yüzey pürüzlülüğü üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Kimyasal aşındırıcının derişik değerinin ve kimyasal işleme sıcaklığının aşındırma derinliği üzerinde pozitif etkileri vardır. Kimyasal aşındırıcının derişik değerinin artması ile işleme derinliği artmakta ve kimyasal işleme sıcaklığının yüksek tutulması ile en büyük kimyasal işleme derinliğine ulaşılmıştır. Yüzey pürüzlülüğünü ters olarak etkilenmiştir, yüksek kimyasal aşındırıcı derişği ve sıcaklık düşük yüzey kalitesine neden olmuştur.

Anahtar kelimeler: Kimyasal işleme, Alüminyum, Yüzey pürüzlülüğü,

INVESTIGATION OF DEPTH OF ETCH AND SURFACE ROUGHNESS IN MACHINING OF ALUMINIUM 7075 WITH NaOH CHEMICAL ETCHANT

Abstract

Chemical machining is one of major non-traditional machining processes and its benefits make the method very attractive. The process employs chemical solution which is called etchant, to corrode the unwanted parts from thin material for obtaining desired component geometry. In the present study, chemical machining was performed to etch aluminium alloy (aluminium 7075). The selected material is widely used in aircraft, automotive and other industries. NaOH was applied at two different chemical machining temperatures (30 and 50°C) and chemical etchant concentrations (1 and 2 Mol). The influences of selected chemical machining parameters on depth of etch and surface roughness were investigated. The effects of chemical etchant concentration and chemical machining temperature were positive on depth of etches. Enhancement of chemical etchant concentration rose depth of etch and the maximum depth of etch was obtained by increase of chemical machining temperature. Surface roughness was adversely influenced, high values of chemical etchant concentration temperature caused poor surface quality.

Key Words: Chemical Machining, Aluminium, Surface roughness

1 Giriş

Geleneksel olmayan imalat yöntemleri, imalat yöntemleri içerisinde önemli bir yere sahiptir ve kullanım alanlarının çeşitliliği nedeniyle ilgi çekmeye devam etmektedir. Bu yöntemlerin sağladığı avantajlar diğer imalat yöntemleri ile karşılaştırıldığında belirgindir, örneğin işlenmesi zor malzemelerin şekillendirilebilmesi, karmaşık geometrilerin elde edilebilmesinin kolaylığı gibi. Geleneksel olmayan imalat yöntemleri kapsamında bilinen en eski yöntemlerden bir tanesi olan kimyasal işleme metodu işlenecek malzemenin belirlenen kimyasal aşındırıcının oluşturduğu bir ortamda kontrollü olarak korozyona uğratılması ve istenen özelliklere sahip parçanın elde edilmesi için kullanılmaktadır. Korozi ortamının oluşturulmasında kullanılan kimyasal aşındırıcının seçimi ve buna bağlı olarak belirlenen işleme parametreleri yöntemin performansı üzerinde etkindir [1].

Kimyasal işleme yönteminin geçmişi Eski Mısır medeniyetine dayanmakta ve gelişimine en büyük etkiyi elektronik endüstrisinin yaptığı belirtmek mümkündür [2]. Yöntemin uygulama alanı bulduğu en önemli alanlardan bir tanesi olan elektronik endüstrisinin yanında son yıllarda mikron boyutunda parça imalatlarının yaygınlaşması ile ilgi çekmeye devam etmektedir. Kimyasal işleme yöntemi imalat tarihindeki ilk mikroişleme tekniğidir ve yöntem mikron boyutunda parçaların imalatında yöntemin sunduğu sadelik ve ekonomiklik nedenleri ile büyük avantaja sahiptir. Yöntem üzerine yapılan çalışmaların yaygın olarak patentlendirilmesi de önemli bir noktadır ve bir zamanların “en gizli imalat yöntemi” olarak tanımlanmasını boşa çıkartmamaktadır [3].

Geleneksel olmayan imalat yöntemleri içinde özel ve önemli bir yer tutan kimyasal işleme yöntemi ile bilinen her tür malzemenin işlenmesi mümkündür. Burada en önemli parametre uygun kimyasal aşındırıcının seçimidir. Uygun kimyasal aşındırıcının seçiminde yöntemin performansı olduğu kadar çevresel duyarlılığa sahip olması da beklenmektedir. Kimyasal aşındırıcının kullanımından sonra geri dönüşüm teknolojisi ile tekrar kullanılabilir olması ve/veya çevreye en az zarar özelliğe sahip olması istenir. Bu parametrelere sahip kimyasal aşındırıcının yöntemin uygulanacağı malzemeye bağlı olarak seçiminde sınırlamalara yol açmaktadır [3,4].

Bu bildiriye konu olan alüminyum 7075 malzemesi uçak endüstrisinde yaygın olarak kullanılan ve sahip olduğu özellikler nedeniyle kimyasal işleme yönteminin kullanıldığı bir malzemedir. Genel olarak alüminyumun kimyasal işlenmesini araştıran çeşitli çalışmalar vardır [5-24]. Belirtilen bu çalışmalar içinde Chambers [16], Çakır [18,19] ve Grah [17] tarafından yapılan çalışmalar önemlidir. Chambers alüminyum 7075 malzemesinin kimyasal işlenmesinde ferrik esaslı $[\text{Fe}(\text{NO}_3)_3 \cdot 9\text{H}_2\text{O}]$ kimyasal aşındırıcı kullanmış ve ferrik esaslı kimyasal aşındırıcının tek başına kullanılması durumunda kimyasal işleme yönteminin yavaş olduğunu belirtmiş, işlem hızının artırılması için ana kimyasal aşındırıcıya nitrik asit (HNO_3)’in katılmasını önermiştir. Çakır ve ark. tarafından yapılan çalışmalarda ilk olarak demir 3 klorür (FeCl_3) kimyasal aşındırıcı kullanılmış [18] ve sonraki çalışmalara farklı kimyasal aşındırıcılar [sodyum hidroksit (NaOH), potasyum oksit (KOH) ve hidroklorik asit (HCl)] kullanılarak [19] alüminyum 7075 malzemesinin kimyasal olarak işlenmesi gerçekleştirilmiştir. Bu iki çalışmada hem kullanılan kimyasal aşındırıcılar, hem de kimyasal işleme parametrelerinin işleme hızı ve işlenen yüzey kalitesi üzerindeki etkileri ortaya konmuştur. Grah tarafından gerçekleştirilen çalışma ise, özellikle NaOH kimyasal aşındırıcısının kullanımı konusundadır ve bu kimyasal aşındırıcının alüminyum için daha uygun olacağı belirtilmiş ve çevresel problemlerin en aza indirilmesi için bu kimyasal aşındırıcının kullanımının daha uygun olduğunu belirtmiştir. Kaynakça olarak belirtilen diğer çalışmalarda NaOH çözeltisi ile yapılan kimyasal işleme çalışmaları patentlendirilmiştir. Bu çalışmalarda kimyasal işleme sıcaklığı genel olarak düşük alınmış ve en yüksek 40°C [21] kimyasal işleme sıcaklığında kimyasal işleme değerleri verilmiştir.

Genel olarak kimyasal işleme yönteminin endüstriyel uygulamasında, seçilen kimyasal aşındırıcının kullanımı sonucunda ortaya çıkabilecek çevresel sorunların en az olması konusunda yaklaşım söz konusudur.

Böylece yöntemin çevreye duyarlı bir duruma getirilmesi ve sürdürülebilir bir imalat yönteminin ortaya konması gerçekleştirilebilir [25-26]. Kimyasal işleme yönteminin alüminyum malzemeler için kullanılmasında seçilebilecek kimyasal aşındırıcının NaOH olmasının sağlayacağı avantajların fazlalığı, bu çalışmaya temel olan bir önceki [19] çalışmanın geliştirilmesine neden olmuştur. Daha önceki çalışmada kullanılan NaOH çözeltisinin farklı derişik değerlerinin alüminyum 7075 malzemesi için kullanılması ve bunun sonucunda ortaya çıkacak deneysel sonuçların değerdendirilmesi amaçlanmıştır.

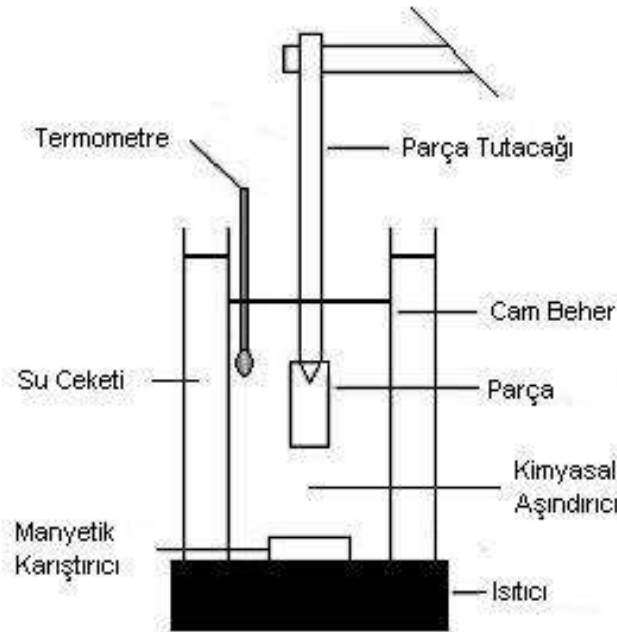
2 Deneysel Çalışma

Alüminyum 7075 malzemesinin NaOH kimyasal aşındırıcısı ile kimyasal işlenmesinde iki farklı derişik değeri (1 Mol ve 2 Mol) iki farklı kimyasal işleme sıcaklığı değeri (30°C ve 50°C) kullanılmıştır. Deneysel çalışma için seçilen malzemeye ait kimyasal özellikler Tablo 1’de verilmiştir.

Alüminyum	Silisyum	Demir	Bakır	Mangan	Magnezyum	Krom	Çinko	Titanyum
89.004	0.08	0.28	1.67	0.61	2.37	0.19	5.76	0.036

Tablo 1. Alüminyum 7075 malzemesinin kimyasal içeriğı (%)

Kimyasal işleme yönteminin uygulanmasında endüstriyel kullanımı da benzer olan daldırma tekniğı kullanılmıştır. Deneysel çalışmanın gerçekleştirildiğı düzenek Şekil 1’de gösterilmiştir. Kimyasal işleme yönteminde sıcaklığın etkisi önemlidir [27] ve bu nedenle ısı kaybını azaltmak için kimyasal işlemenin gerçekleştirildiğı cam kavanoz, su dolu daha büyük bir kavanoz içerisine yerleştirilmiştir. Deneysel çalışma sırasında kimyasal işleme sıcaklık değeri ± 2 °C olacak şekilde dikkatli bir şekilde kontrol edilmiştir.



Şekil 1. Daldırma yöntemi ile kimyasal işleme deney düzeneğı

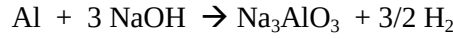
Seçilen kimyasal aşındırıcılar sodyum hidroksit (NaOH), toz halde arıtılmış su ile karıştırılarak 1 Mol ve 2 Mol derişik değerlerinde olacak şekilde hazırlanmıştır.

Seçilen malzemenin kalınlığı 1 mm kalınlığındadır ve deneysel numunelerin boyutları 20x40 mm olacak şekilde hazırlanmıştır. Kimyasal işleme yönteminin uygulanmasından önce, numunelerin yüzeylerinin temizlenmesi yapılmış ve bu amaçla ultrasonik temizleme yöntemi kullanılmıştır. Arıtılmış su ile karıştırılan Actoclean Pulver toz ultrasonik temizleme cihazı içine konulmuş ve temizleme işlemi için numuneler 30°C’de 30 dakika süre sonunda cihazdan çıkartılmıştır.

Alüminyum 7075 malzemesinin kimyasal işlenmesinde deneysel süre 30 dakika olarak belirlenmiş ve işleme derinliği ve yüzey pürüzlülüğü değerlerinin ölçümleri 5 dakikalık aralıklarla gerçekleştirilmiştir. Her deney numunesi, yeni hazırlanan kimyasal aşındırıcıda işlenmiş ve her bir deney üç defa tekrarlanmıştır. Numuneler çift taraflı kimyasal olarak işlenmiş ve her bir parçadan işleme derinliği ve yüzey pürüzlülüğü için üç ölçüm alınmıştır. Deneysel çalışma sırasında işleme derinliğini belirlemek için kalınlık ölçümleri Mitutoyo marka mikrometre (ölçüm hassasiyeti ± 0.001 mm değerinde) ile yapılmış ve yüzey pürüzlülüğü için Taylor-Hobson Surtronic 3+ yüzey pürüzlülüğü cihazı kullanılmıştır. Yüzey pürüzlülüğü değeri olarak ortalama aritmetik yüzey pürüzlülüğü (Ra) temel alınmıştır.

3 Deneysel Sonuçlar ve Tartışma

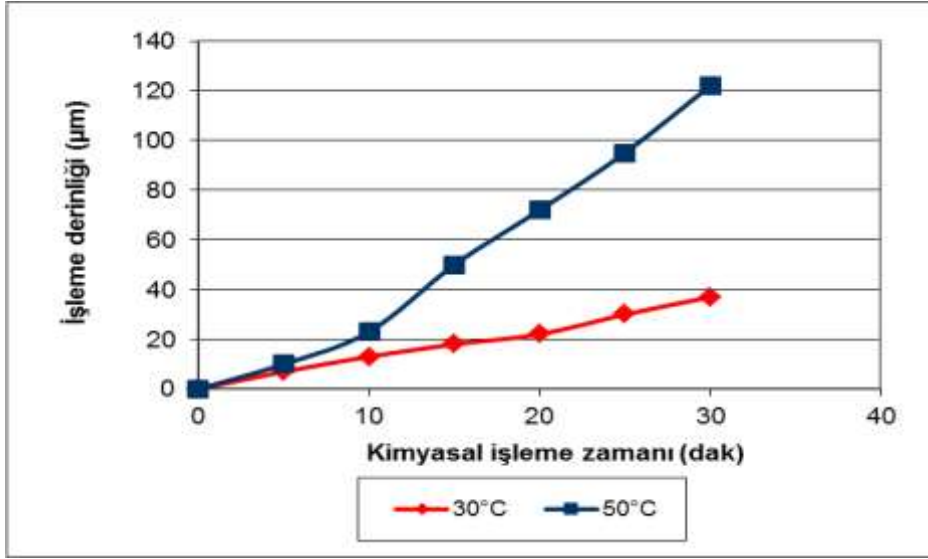
Alüminyum 7075 malzemesi için seçilen kimyasal aşındırıcı alkali (bazik) özelliğe sahip olan NaOH beyaz renkli katı bir maddedir. Nem çekici özelliğine sahiptir ve bu nedenle su ile tepkimesini hızlı bir şekilde gerçekleştirir. Endüstriyel adı kostik soda olarak da bilinir ve su ile oluşturduğu karışım kaygan ve sabunsu özelliktedir. Bu kimyasal aşındırıcının seçilen malzeme için ortaya çıkan kimyasal tepkime aşağıdaki gibidir:



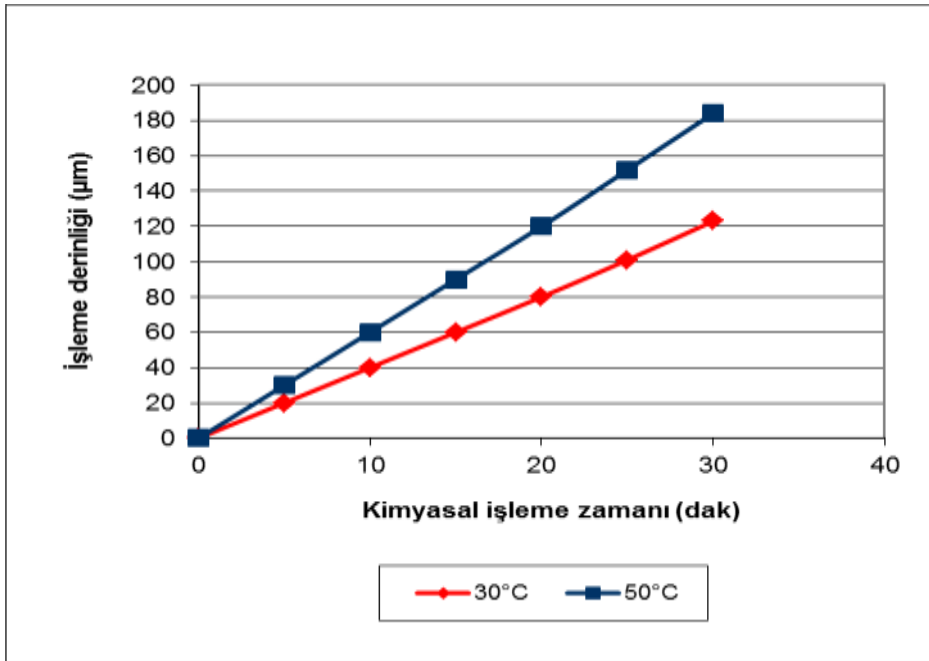
Hidrojen gazının çıkışı önemli bir sorundur ve kontrol edilmesi gereklidir. Deneysel çalışma sırasında H₂ gazının çıkışı net bir şekilde her iki kimyasal işleme sıcaklığında da görülmüştür. Özellikle yüksek işleme sıcaklıklarında (50 °C) ve derişik değerinin yüksek olması durumunda gazın çıkışının artması sonucunda sıcaklık kontrolünün zorlaştığı belirlenmiştir.

Alüminyum 7075 malzemesinin NaOH kimyasal aşındırıcısı ile işlenmesinde ilk parametre olarak işleme derinliği değeri incelenmiştir. Kimyasal işlemenin uygulandığı her malzemedeki gibi, tipik kimyasal işleme zamanı ile artan bir işleme derinliği sonucu her iki kimyasal aşındırıcı derişik ve kimyasal işleme sıcaklığı değerleri ortaya çıkmıştır (Şekil 2 ve 3). Kullanılan iki farklı derişik değerinde elde edilen işleme derinliği değeri, derişik değerinin artışı ile yükselmiştir. Bu durum özellikle malzeme olarak alüminyumun kolay kimyasal tepkimeye girmesi ve alkali çözeltilerin bu açıdan uygunlunun bilinmesidir. Kimyasal aşındırıcı olarak kullanılan NaOH, bu özelliklere sahip ve derişik değerinin artmasının olumlu sonucu ortaya çıkmaktadır. Herhangi bir kimyasal aşındırıcının derişik değerinin artması, kimyasal aşındırıcının maliyetini arttırmaktadır ve bu durum kimyasal işleme yönteminin endüstriyel kullanımının nasıl istendiği konusu ile ilgili düşünülmelidir. Eğer işlemin hızlı gerçekleştirilmesi isteniyorsa derişik değerinin artırılması uygun olacaktır.

Derişik değerinin 2 Mol olduğu durumda işleme derinliği aynı hızda artmamış ve burada malzeme yüzeyinde oluşan korozyona uğramış tabakanın hızlı bir şekilde taşınamaması durumu söz konudur. Bu durum kimyasal işleme yönteminin yavaşlamasına yol açmaktadır.

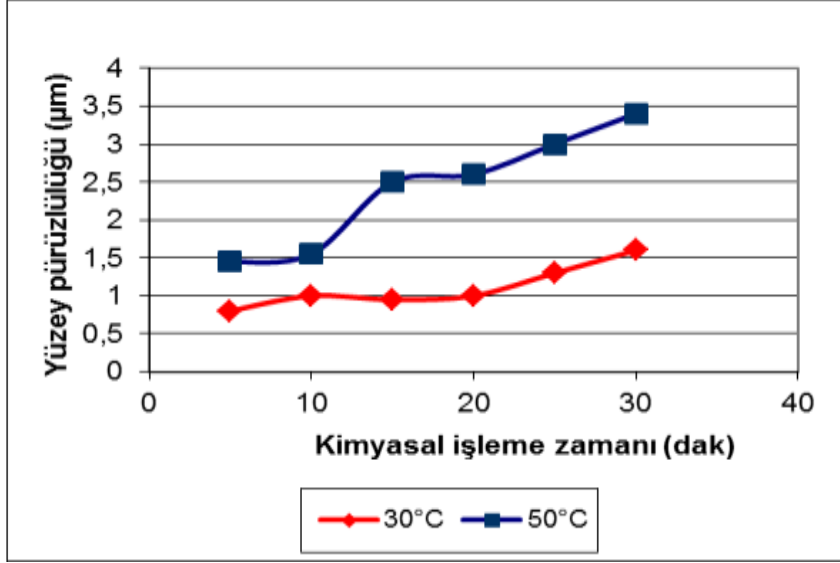


Şekil 2. 1 Mol NaOH kimyasal aşındırıcısı ile alüminyum 7075 malzemesinin işlenmesinde işleme derinliğinin değişimi

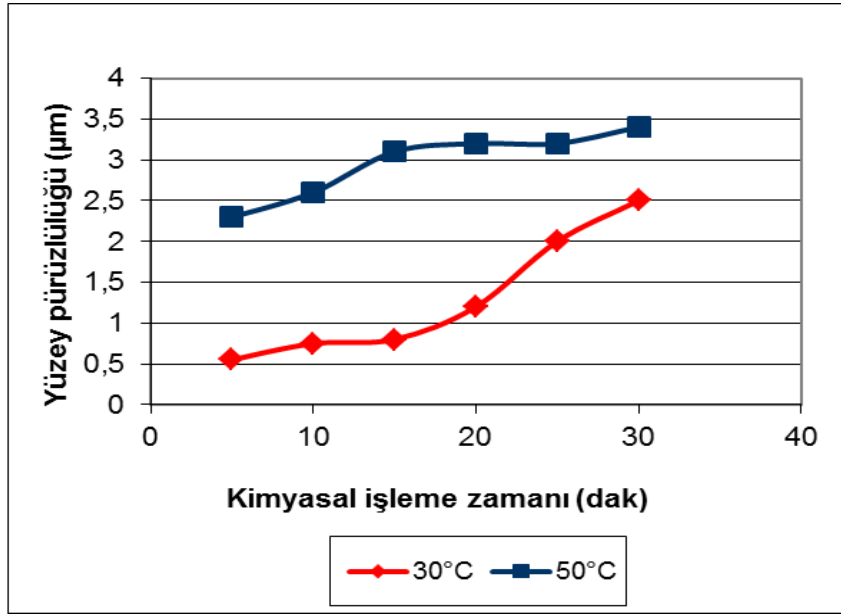


Şekil 3. 2 Mol NaOH kimyasal aşındırıcısı ile alüminyum 7075 malzemesinin işlenmesinde işleme derinliğinin değişimi

İşleme derinliği üzerinde diğer araştırılan parametre kimyasal işlemede uygulanan sıcaklık değeridir. Endüstriyel olarak, kimyasal işleme yönteminin hızlı olması istenir ve bu nedenle kimyasal işleme sıcaklığının olumlu etkisinin bilinmesinden dolayı yüksek sıcaklıklar tercih edilir. Bu durum, özellikle malzeme yüzeyinin kimyasal olarak işlenmesinde farklılık gösterir, düşük sıcaklık kullanımı genel olarak daha iyi yüzey kalitesi verir. Sonuç olarak, benzer durum bu deneysel çalışmada da görülmüştür. Kullanılan iki farklı kimyasal işleme sıcaklık değerinin işleme derinliği üzerinde olumlu etki yaparken, yüzey pürüzlülüğü üzerinde olumsuz etki yapmaktadır (Şekil 4 ve 5).



Şekil 4. 1 Mol NaOH kimyasal aşındırıcısı ile alüminyum 7075 malzemesinin işlenmesinde yüzey pürüzlülüğünün değişimi



Şekil 5. 2 Mol NaOH kimyasal aşındırıcısı ile alüminyum 7075 malzemesinin işlenmesinde yüzey pürüzlülüğünün değişimi

Malzemelerin korozyon direncinin sıcaklık ile ters etkilendiği bilinir ve bu durum kimyasal işleme yönteminde net bir şekilde görülmektedir [26]. Kimyasal işleme sıcaklığının artması ile işleme derinliği değerleri her iki derişik değeri için de artmıştır. Düşük derişik değerlikli kimyasal aşındırıcıda sıcaklık etkisi daha açık görülmekte, kimyasal işleme yönteminin sonlandırıldığı 30. Dakikada 30°C kimyasal işleme sıcaklığı için 37µm olan işleme derinliği 50°C kimyasal işleme sıcaklığı için 122 µm olmuştur (Şekil 2).

Kimyasal işleme yönteminin malzeme ağırlığının azaltılması amacı ile kullanılması durumunda yüzey kalitesinin önemli olduğu ve bu önemin mikron boyutunda parçaların imalatında kullanılması durumunda daha da artacağı bilinmektedir. Bu deneysel çalışmada ortaya çıkan yüzey pürüzlülüğü sonuçları uygulanan kimyasal aşındırıcının derişik değeri ve kimyasal aşındırma işlem sıcaklığı ile değişmektedir. Derişik

değerinin artması sonucunda, 30°C sıcaklıkta yüzey pürüzlülüğü değeri 1.5-2.5 µm iken, 50°C sıcaklıkta 3.5 µm olarak gerçekleşmiştir. Kimyasal işleme sıcaklığının artması ile kimyasal aşındırıcının korozyif etkisinin artması sonucunda ortaya çıkan yüzey pürüzlülüğü sonuçları, geleneksel olmayan imalat yöntemlerinde beklenen düşük yüzey pürüzlülüğü değerleri ile uyuşmamaktadır. Burada temel sorun seçilen malzemenin kolay korozyona uğraması ve sıcaklığın bu durumu hızlandırmasıdır. Alüminyumun kimyasal işlenmesinde yüzey kalitesinin istenmesi durumunda, düşük kimyasal işleme sıcaklığının kullanıldığı ve düşük kimyasal aşındırıcı derişik değerinin kullanımı tercih edilmelidir. Yüzey pürüzlülüğü değeri düşük sıcaklık değeri (30°C) ve 1 Mol derişik değerine sahip kimyasal aşındırıcının kullanımı ile 1.5 µm olarak gerçekleşmiştir.

4 Sonuçlar

Geleneksel olmayan imalat yöntemleri içinde önemli bir konuma sahip olan kimyasal işleme yöntemi alüminyum gibi çok farklı uygulamalara sahip malzemeye uygulanmış ve seçilen alüminyum 7075 malzemesinin iki farklı derişik (1 Mol ve 2 Mol) değerinde ve iki farklı kimyasal işleme sıcaklığında (30°C ve 50°C) işlenmiştir. NaOH kimyasal aşındırıcısının seçilmesinin nedeni yıllardır sürdürebilir ve imalat yöntemi olması için uğraşılan kimyasal işleme yönteminin çevresel problemlerini azaltmaktır ve bu kimyasal aşındırıcının kullanımı bu açıdan daha uygun olmaktadır. Yapılan deneysel çalışmanın sonunda elde edilen sonuçlar aşağıda sıralanmıştır:

- Yüksek derişik değeri kimyasal işleme yöntemini hızlandırmaktadır. Bu durum imalatın kısa zamanda olmasını sağlayabilir ama işlemin kontrolü konusunda bazı problemlerin ortaya çıkacağını göstermektedir.
- Seçilen malzemenin hızlı bir şekilde işlenmesi amaçlanıyorsa yüksek kimyasal aşındırıcı derişik değeri ve yüksek kimyasal işleme sıcaklığı kullanımı tercih edilmelidir.
- Yüzey kalitesinin tercih edildiği durumlarda düşük derişikli kimyasal aşındırıcının düşük sıcaklıkta kullanılması uygun olacaktır.
- Alüminyumun kimyasal işlenmesi sırasında hızlı hidrojen gazı çıkışı görülmektedir, özellikle bu durum kimyasal aşındırıcı derişik değeri ve kimyasal işleme sıcaklıklarının yüksek seçilmesi durumunda daha büyük problemlere yol açabilir. Bu problemlerin azaltılması işleme parametrelerin uygun şekilde seçilmesi ile mümkündür. Ayrıca gaz çıkışı çalışanlar açısından da dikkate alınmalıdır. Çevreye duyarlı sürdürülebilir bir imalat yöntemi haline gelmesi için işleme yönteminin kontrol edilmesi ve kimyasal aşındırıcının geri dönüşümünün sağlanması konularında gerekli önlemlerin alınması sağlanmalıdır.

Kaynakça

- [1] Drozda, T.J., Wick, C., 1989, "Nontraditional machining", Tool and Manufacturing Engineers Handbook, SME Basımı (Bölüm 14); s:14–81, 15–89.
- [2] Harris, W.T., 1976, Chemical Milling, ISBN: 9780198591153, Oxford University Press, UK
- [3] Çakır, O., 2001, "Kimyasal işleme yöntemi", II. Makina Malzemesi ve İmalat Teknolojisi Sempozyumu Bildiriler Kitabı, 7-9 Kasım 2001, Manisa, Türkiye, s: 813-819
- [4] Dini, J.W., 1984, "Fundamentals of chemical milling", American Machinist (Special Report: 768), s:13–128.
- [5] Sanz, M.C., 1956, "Process of chemically milling structural shapes and resultant article", USA Patent No.: 2,739,047, 4 s.

- [6] Snyder, H.B., Rosenberg, L.M., 1961, "Chemical milling process and composition", US Patent No.: 2,981,610, 15 s.
- [7] Tershin, J.A., Howells, E., 1967, "Chemical milling process and related solutions for aluminum", US Patent No.: 3,300,349, 4 s
- [8] Ashcraft, J.A., 1969, "Method for etching aluminum", US Patent No.:3,486,954, 4 s.
- [9] Gerlagh, G., Baeyens, P., 1975, "A new etchant for photochemical milling of aluminium", Trans. Inst. Met. Finish. Cilt:53, No. s:133–137.
- [10] Chatterjee, B., Thomas, R.W., 1976, "Chemical etching of aluminium in caustic soda solutions", Trans. Inst. Met. Finish. Cilt:54, s:17–24.
- [11] Kape, J.M., 1977, "Chemical etching of aluminium in caustic soda based solutions", Trans. Inst. Met. Finish. Cilt:55, s:43–50.
- [12] Win, H., Mori, T.J., 1980, "Characterization of a mixed acid aluminum etchant", Plat. Surf. Finish. Cilt:67, s:53–56.
- [13] Gross, D.W., 1986, "Chemical milling processes and etchant therefor", US Patent No: 4,588,474, 9 s
- [14] Dennis, T.A., 1996, "Composition, and method for using same,for etching metallic alloys from a substrate", US Patent No.: 5,587,103, 9 s.
- [15] Ranieri, R.L., Patel, P., 1996, "Aluminum etching", US Patent No.:5,513,766, 5 s
- [16] Chambers, B., 2000, "Etching of aluminum alloys by ferric ion", Met. Finish. Cilt:98, No:3, s:26–28.
- [17] Grah, R.T., 2003, "Chemical milling of aluminum alloys: Crossing the latest technology to achieve a competitive advantage", Metal Finishing, Mart 2003, s:8-12
- [18] Çakır, O., 2008, "Chemical etching of aluminium", Journal of Materials Processing Technology, Cilt:199, No:1-3, s:337-340
- [19] Çakır, O., Arat, A., Akgün, M.S., Kahraman, M., Kazan, K., Sis, T., Uyar, Y., Yıldız, İ.H., 2012, "Alüminyum 7075 malzemesinin kimyasal işlenmesinde NaOH, KOH ve HCl kimyasal aşındırıcılarının işleme derinliği ve yüzey pürüzlülüğüne etkisi", 15. Uluslararası Makina Tasarım ve İmalat Kongresi Bildiriler Kitabı, 19- 22 Haziran 2012, Pamukkale, Denizli, Türkiye, s:1239-1248
- [20] Huang, X., Sun, J., Li, J., 2015, "Effect of Initial Residual Stress and Machining-Induced Residual Stress on the Deformation of Aluminium Alloy Plate", Journal of Mechanical Engineering, Cilt: 61, s:131-137
- [21] Microchemicals GmbH (Almanya), 2013, "Aluminium Etching", Revised: 07.11.2013, 3s, Source: www.microchemicals.com/downloads/application_notes.html
- [22] Lin, J.C., Fields, J.R., Askin, A.L., Yan, X., Sawtell, R.R., Sullivan, S.P., Abbott, J.L., 2015, "Aluminum alloys, aluminum alloy products and methods for making the same", US Patent No: 8950465 B2, 95 s.
- [23] Li, Q.-S., Wang, J.-H., Hu, W.-B., 2015, "Optimization of chemical milling solution for 2219 aluminum alloy", Transactions of Materials and Heat Treatment, Cilt:36, s:243-249
- [24] Youxiong, H., Shuai, W., Kui, Y., Daiyun, T., Xuejiao, Q., 2015, "Chemical milling solution applicable to environment-friendly water-based strippable coating and preparation method and application thereof", Çin Patent No: 105349997 A, 7 s.
- [25] Wichmann, D., Tomlinson J., 2013, "Chemical milling environmental improvements, aerospace is green and growing", National Association for Surface Finishing Annual Conference and Trade Show, Proceedings of SUR/FIN 2013 s:152-163
- [26] Wire, R., 2013, "Reconsidering chemical milling", National Association for Surface Finishing Annual Conference and Trade Show, Proceedings of SUR/FIN 2013, s:144-151
- [27] Çakır, O., 2017, "Temperature impact in chemical machining", Proceedings of International Conference on Energy and Thermal Engineering, 25-28 Nisan 2017, İstanbul, Türkiye,