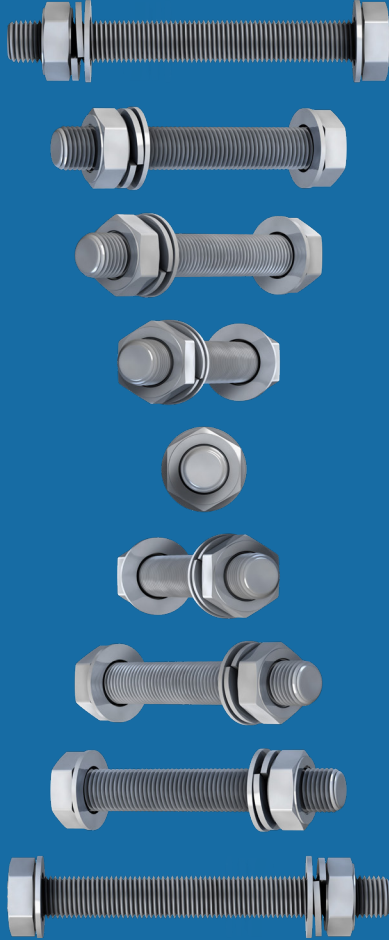




NORM CIVATA ARGE MERKEZİ MAKALE VE BİLDİRİLERİ

2019 / VOLUME 5



	DETERMINATION OF THE CRITICAL SOCKET DEPTHS OF 10.9 AND 8.8 GRADE M8 DIN 912 FASTENERS	01
	NUMERICAL MODELING COUPLED DESIGN STUDIES TO INCREASE FORGING DIE & TOOL LIFE OF M8x21.5 HEXAGONAL HEADED SPECIAL BOLTS	19
	NUMERICAL SIMULATION COUPLED DIE DESIGN FOR IMPROVING WIRE DRAWING PROCESS OF POLYMER COATED COLD FORGING STEELS	27
	Ø12X60,5 ROTİLİN ARDIŞIK KALIPTA SOĞUK DÖVME İŞLEMİNDE MEYDANA GELEN ÇATLAK OLUŞUMUNUN İNCELENMESİ <i>INVESTIGATION OF CRACK EVOLUTION IN MULTI-STAGE COLD FORGING OPERATION OF Ø12X60.5 BALL STUD</i>	43
	SOĞUK DÖVME KALIPLARINDA ÖMÜR ARTIŞI ELDE ETMEK İÇİN BASKIN HASAR MEKANİZMASININ BELİRLENMESİ <i>DETERMINATION OF EFFECTIVE FAILURE MECHANISM TO IMPROVE TOOL LIFE OF COLD FORGING DIES</i>	61
	WHITE LAYER FORMATION DURING EDM CUTTING AND FATIGUE PERFORMANCE OF WC/Co CERMET MATERIALS	79
	COMPARISON OF RESIDUAL STRESS FIELDS OF AS-FORGED AND HEAT-TREATED FASTENERS BY THE CONTOUR METHOD	87
	ON THE SURFACE ROUGHNESS OF COLD FORGING DIES PRODUCED BY DIE-SINKER EDM AFFECTING FATIGUE PERFORMANCE	91



DETERMINATION OF THE CRITICAL SOCKET DEPTHS OF 10.9 AND 8.8 GRADE M8 DIN 912 FASTENERS

Bariş Tanrıkulu
M. Burak Toparlı
Emrah Kılınçdemir
Sezgin Yurtdaş
Umut İnce



DETERMINATION OF THE CRITICAL SOCKET DEPTHS OF 10.9 AND 8.8 GRADE M8 DIN 912 FASTENERS

Bariş Tanrikulu, M. Burak Toparlı*, Emrah Kılınçdemir, Sezgin Yurtdaş, Umut İnce

*Corresponding Author: burak.toparli@norm-fasteners.com.tr

Abstract

In this work, the effect of various socket depths of fasteners was investigated for the sake of weight reduction. M8x1.25 DIN 912 Full Thread (FT) bolts with 10.9 and 8.8 grade bolts were examined in detail. Finite element simulations were performed by using SIMUFACT forming software. Empirical studies including fatigue and torque-tension experiments were conducted with the bolts having various socket depths. In addition, the effect of washer as used in most assembly conditions was investigated. One of the analytical methods used in the literature was also employed to compare the results obtained by the numerical and experimental methods. Based on the results obtained in this study, critical socket depths leading to the shift of failures from the thread region to head region were obtained for the investigated M8x1.25 DIN 912 Full Thread (FT) bolts with 10.9 and 8.8 grades. The experimental results were compared with the analytical model and found that the analytical model was under-estimating the critical socket depths for both 10.9 and 8.8 grade bolts.

Keywords: Fasteners; socket depth; fatigue; torque-tension; weight reduction.

1. Introduction

Weight reduction efforts related to the automotive industry have significantly increased in the recent years. The CO₂ emission limitation that is planned to be implemented in 2020 in Europe, the increase in crude oil prices and the tendency of customers to choose vehicles with better fuel economy and the need for long-range electric vehicles can be listed as the main driving forces of this trend [1]. From the fasteners point of view, one of the ways to decrease the weight is to modify the geometry of fasteners without any sacrifice from the mechanical properties and service performance such as fatigue life. Therefore, fatigue performance of fasteners plays a vital role and has to be taken into account for all studies including weight reduction. There are various parameters affecting the fatigue performance of fasteners. For instance, the threading operation carried out before or after the heat

treatment has an impact on fatigue performance, i.e. threading after the heat treatment lead to better fatigue performance [2]. Another important parameter of fasteners affecting the fatigue life is the thread geometry. It was shown that fasteners having the thread form of coarse ISO thread had better fatigue resistance compared to same fastener with fine ISO thread [3]. In addition, it was studied that the thread-forming method i.e. cold rolling or machining had an effect on fatigue performance and it was shown that fasteners having threads formed by cold-rolling performed better in terms of fatigue testing [4]. It was also examined that the length of the fasteners affected the fatigue performance, i.e. longer the fastener, better the fatigue performance was achieved [5]. The preferred material used for fasteners also plays a vital role in fatigue performance, particularly the phase distribution across the fasteners [6]. Another crucial feature affecting the fatigue performance is the socket depth at the head region. Considering the weight reduction, the effect of socket depth and the critical value can be named as one of the most influential parameters. According to the best knowledge of the authors, there is no detailed study in the literature concentrating on the effect of socket depth on failure mechanism except the previous study of the authors [7].

In this study, M8x1.25 DIN 912 Full Thread (FT) bolts with 10.9 and 8.8 grade bolts were investigated to determine the effect of socket depth for the sake of weight reduction. In order to determine the critical socket depth, i.e. the highest weight reduction for the investigated fastener type, finite element simulations and experimental fatigue and torque-tension tests were carried out. All the tests were repeated for 10.9 and 8.8 grade bolts, obtained by employing different tempering conditions. In addition, the effect of washer on the final behaviour was also investigated considering the assembly conditions. One of the analytical models used in the literature to estimate the socket depth introduced by Thomala [8] was also employed to compare the results obtained from the numerical and empirical studies.

2. Sample Specifications

In this study, M8x1.25 DIN 912 Full Thread (FT) bolts with 50 mm length were cold-forged at NORM Cıvata, Turkey. The technical drawing of the bolts can be seen in Fig. 1. The material was chosen as 23MnB4 one of the most widely used low carbon alloy steel used in forging. The elemental tolerances of the raw material defined by the EN 10263-4:2002 [9] can be seen in Tab. 1. Bolts with various socket depths were obtained by cold forging. The configuration of the bolts used in this study was presented in Tab. 2. After cold forging, the samples were heat treated at different tempering conditions to obtain 10.9 and 8.8 grade bolts. The mechanical properties of 10.9 and 8.8 grade bolts are defined in ISO 898-1 standard [10].

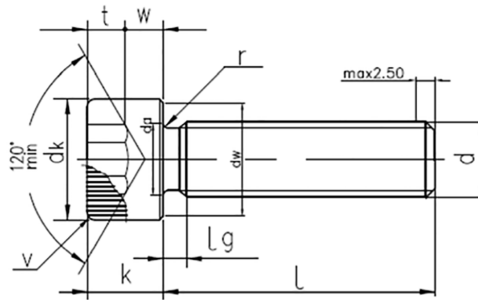


Figure 1. DIN 912 Bolt specification.

Table 1. Chemical composition of 23MnB4 (EN10263-4:2002) [9].

C%	Si%	Mn%	P%	S%	Cr%	Cu%	B%
0.20-0.25	0.30	0.90-1.20	0.025	0.025	0.30	0.25	0.0008

Table 2. Test sample specifications. w, k and t values were described in Fig. 1.

Test samples	Fastener Standard	w value (mm)	k value (mm)	t value (mm)
1	M8x1.25x50 FT 8.8 DIN 912	1.95	7.8	5.85
2	M8x1.25x50 FT 8.8 DIN 912	2.05	7.8	5.75
3	M8x1.25x50 FT 8.8 DIN 912	2.25	7.8	5.55
4	M8x1.25x50 FT 8.8 DIN 912	2.65	7.8	5.15
5	M8x1.25x50 FT 10.9 DIN 912	1.95	7.8	5.85
6	M8x1.25x50 FT 10.9 DIN 912	2.05	7.8	5.75
7	M8x1.25x50 FT 10.9 DIN 912	2.25	7.8	5.55
8	M8x1.25x50 FT 10.9 DIN 912	2.65	7.8	5.15

3. Numerical, Empirical and Analytical Studies

3.1. Finite Element Modelling

Finite element simulations were conducted by using SIMUFACT forming software. The simulations were carried out in three stages. Initial two stages were modelled as axisymmetric and the final stages was modelled in 3D. All the dies were defined as rigid, only work

pieces were defined as elastic-plastic material. The material and friction models obtained from the production were employed. For the 3D models, hexahedral mesh type was preferred. The simulations were repeated for all the investigated socket depths at 1.95, 2.05, 2.25 and 2.65 mm. The effective plastic strain results obtained for all the investigated depth-models can be seen in Fig. 2. Considering the geometric deviation under the head of the fastener, i.e. the bottom cross-sectional area of the bolt was lower for the socket depth when w was 1.95 mm, decrease in contact area was observed leading to a change in contact behaviour during the assembly conditions, which is not desired.

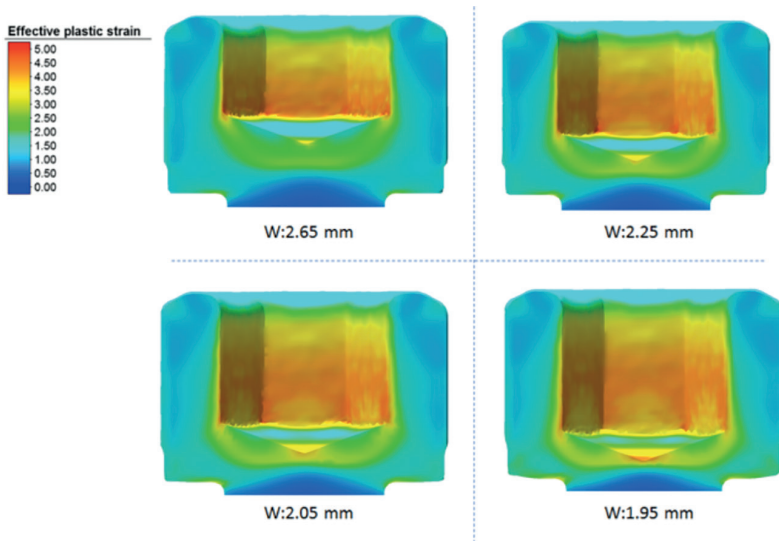


Figure 2. Effective plastic strains obtained by finite element modelling.

3.2. Experimental Procedure and Setups

The axial fatigue tests with the gauge length of 30 mm were carried out by using Zwick Vibrophores Amsler 250 HFP 5100 high frequency fatigue tester. The fatigue tests were carried out under different mean loads and amplitudes depending on the grade of the tested bolts. The maximum applied load during the tests were determined as the 70% of the proof loads of the bolts M8 10.9 and 8.8 grade bolts, according to the DIN 898-1 standard [10]. The applied mean loads for the 10.9 and 8.8 grade bolts were determined as 21.1 and 14.8 kN respectively. The alternating loads of 10.9 grade bolts were chosen as 4 kN, 6 kN and 8 kN. For the 8.8 grade bolts, the alternating loads were 4.5 kN, 6 kN and 7.5 kN. All the tests were repeated three times.

The torque-tension experiments were performed by using Atlas Copco torque-tension tester. The tests were carried out until the tested bolts fractured. The fracture loads were recorded for comparison. All the test configuration was repeated three times.

For the fatigue and torque-tension tests, the effect of washer, widely used in real assembly conditions, was also investigated. The technical drawing of the washers used in fatigue and torque-tension tests can be seen in Fig. 3. The schematic representation of the fatigue test system and the torque-tension test bench were also given in Fig. 4(a) and (b) respectively.

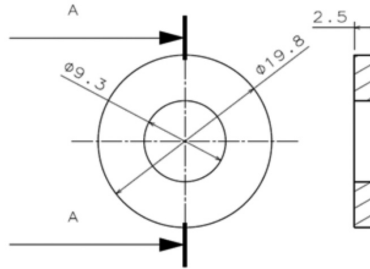


Figure 3. The technical drawing of the washers used in the experimental studies.

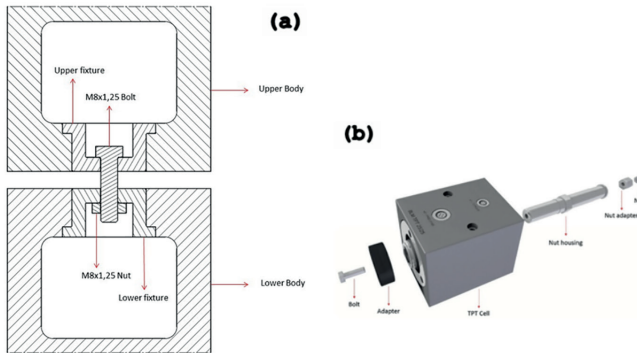


Figure 4. (a) Schematic fatigue test setup; (b) Torque-Tension test setup

3.3. Analytical Model

The analytical model to estimate critical socket depth introduced by Thomala [8] was used in this study for comparison. In this model, stresses at the head and thread region are compared under loading conditions and a critical socket depth, i.e. the distance between the tip of the socket and the bottom of the head, y_{min} , can be found. The mathematical expression of the Thomala's model is:

$$y_{min} = \frac{\sqrt{16A_s^2 - \pi^2(d_{sch}^2 - d_m^2)^2}}{2.x.\pi.(d_{sch} + d_m)} \quad (\text{Eq. 1})$$

where, A_s is the cross-sectional area at thread, D_{sch} is the diameter of the shank, D_m is the middle drive diameter and x is the constant depending on the grade of the bolt.

4. Results and Discussions

Considering the structural integrity of the bolts, maximum acceptable socket depth was evaluated based on the failure mode, i.e. fractures were expected to occur at the thread regions indicating that structural integrity after weight reduction was acceptable. Failures observed at the head region was considered as an indication that the structural integrity of the bolts were not enough to support pre-defined service conditions as described in the standards. Therefore, the critical socket depth was determined based on this criterion in terms of service performance.

Fatigue test results of each configuration for 10.9 grade bolts can be seen in Tab. 3 and the mean fatigue results with respect to applied dynamic load were presented in Fig. 5. All the bolts were fractured from the thread region except the bolts tested under 8 kN alternating load with washer and having w value of 1.95 mm. Two of three bolts were fractured from the head region and one of the bolt was failed from the threaded section for this configuration. Therefore, the socket depth is very close to limiting depth to have the failures from the desired thread region. On the other hand, bolts with the same configuration tested without washers were failed from the thread region, without any significant fatigue life change. The average fatigue life and standard deviations of the bolts tested with washers (fractured from the head region) were 9,857 and 106 cycles, respectively. The fatigue life and the standard deviation were 10,167 and 399 cycles for the bolts tested without washers and failed from the thread region. Therefore, it was shown that the use of washer did not improve the structural integrity of the assembly conditions in terms of fatigue life and lead to fractures shift from the thread region to the head region. Considering the rest of the test results of bolts with different socket depths, the fatigue results were close to each other for the particular dynamic loads, as can be seen in Fig. 6. The average fatigue life of bolts tested with 6 kN and 4 kN were obtained as about 36,000 and 153,000 cycles respectively.

Table 3. Fatigue test results for M8x1.25 full thread 10.9 grade bolts.

Test samples	Mean Load (kN)	Alternating Load (kN)	Assembly condition	Test 1 (Cycle)	Test 2 (Cycle)	Test 3 (Cycle)	Average (Cycle)
1 (w:1.95)	21.1 kN	8	with washer	11667	9963 (Head Failure)	9751 (Head Failure)	-
2 (w:2.05)	21.1 kN	8	with washer	13096	12355	13956	13136
3 (w:2.25)	21.1 kN	8	with washer	14578	13647	13542	13922
4 (w:2.65)	21.1 kN	8	with washer	13593	11478	14395	13155
1 (w:1.95)	21.1 kN	8	without washer	9653	10625	10224	10167
2 (w:2.05)	21.1 kN	8	without washer	13529	13309	11911	12916
3 (w:2.25)	21.1 kN	8	without washer	12485	13698	11732	12638
4 (w:2.65)	21.1 kN	8	without washer	13482	12649	13471	13201
1 (w:1.95)	21.1 kN	6	with washer	35987	39148	32573	35903
2 (w:2.05)	21.1 kN	6	with washer	32267	36331	34395	34331
3 (w:2.25)	21.1 kN	6	with washer	33175	32496	39756	35142
4 (w:2.65)	21.1 kN	6	with washer	37924	35234	34279	35812
1 (w:1.95)	21.1 kN	6	without washer	32443	41125	37631	37066
2 (w:2.05)	21.1 kN	6	without washer	41125	33968	36773	37289
3 (w:2.25)	21.1 kN	6	without washer	38425	35962	33521	35969
4 (w:2.65)	21.1 kN	6	without washer	37049	39681	38197	38309
1 (w:1.95)	21.1 kN	4	with washer	159873	146354	154255	153494
2 (w:2.05)	21.1 kN	4	with washer	158632	152545	149862	153680
3 (w:2.25)	21.1 kN	4	with washer	156974	148956	159841	155257
4 (w:2.65)	21.1 kN	4	with washer	151608	152579	143207	149131
1 (w:1.95)	21.1 kN	4	without washer	156321	165814	134964	152366
2 (w:2.05)	21.1 kN	4	without washer	151284	147658	165874	154939
3 (w:2.25)	21.1 kN	4	without washer	150327	141350	157965	149881
4 (w:2.65)	21.1 kN	4	without washer	156365	148621	149358	151448

M8x1.25 10.9 Full Thread Fatigue Tests Under 21.1 kN Mean Load

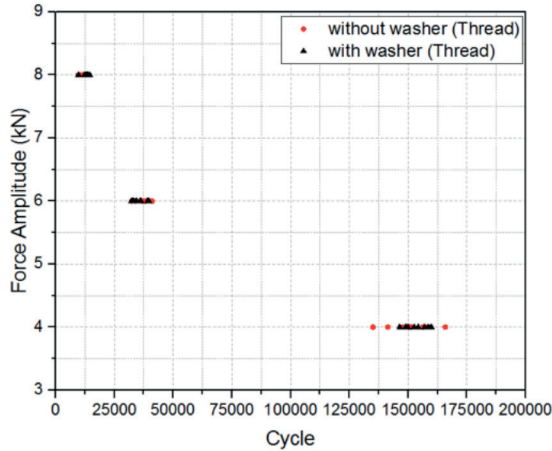


Figure 5. M8x1.25 10.9 Full thread fastener fatigue test results.

Fatigue test results of each configuration for 8.8 grade bolts can be seen in Tab. 4 and the mean fatigue results with respect to applied dynamic load were presented in Fig. 6. All the tested bolts were fractured from the thread region. The average fatigue life of bolts tested with 7.5 kN, 6 kN and 4.5 kN were obtained as about 17,000, 30,000 and 97,000 cycles respectively. There was no observed effect of washer for the fatigue test of 8.8 grade bolts considering the range of the repeated tests.

Table 4. Fatigue test results for M8x1.25 full thread 8.8 grade bolts.

Test samples	Mean Load (kN)	Alternating Load (kN)	Assembly condition	Test 1 (Cycle)	Test 2 (Cycle)	Test 3 (Cycle)	Average (Cycle)
1 (w:1.95)	14.8 kN	7.5	with washer	17133	15498	16237	16289
2 (w:2.05)	14.8 kN	7.5	with washer	16632	16753	15936	16440
3 (w:2.25)	14.8 kN	7.5	with washer	17996	15634	15974	16535
4 (w:2.65)	14.8 kN	7.5	with washer	16945	15893	16695	16511
1 (w:1.95)	14.8 kN	7.5	without washer	16584	18941	17354	17626
2 (w:2.05)	14.8 kN	7.5	without washer	16359	16578	17935	16957
3 (w:2.25)	14.8 kN	7.5	without washer	15748	15981	16589	16106
4 (w:2.65)	14.8 kN	7.5	without washer	17621	16954	17652	17409
1 (w:1.95)	14.8 kN	6	with washer	26272	34222	32127	30874
2 (w:2.05)	14.8 kN	6	with washer	28562	31698	29384	29881

3 (w:2.25)	14.8 kN	6	with washer	33692	31729	29231	31551
4 (w:2.65)	14.8 kN	6	with washer	25691	29689	25637	27006
1 (w:1.95)	14.8 kN	6	without washer	24328	29872	31931	28710
2 (w:2.05)	14.8 kN	6	without washer	26827	29647	32194	29556
3 (w:2.25)	14.8 kN	6	without washer	29173	26943	27615	27910
4 (w:2.65)	14.8 kN	6	without washer	32945	34972	28345	32087
1 (w:1.95)	14.8 kN	4.5	with washer	83402	119957	86605	96655
2 (w:2.05)	14.8 kN	4.5	with washer	93671	97267	93641	94860
3 (w:2.25)	14.8 kN	4.5	with washer	89378	105718	92059	95718
4 (w:2.65)	14.8 kN	4.5	with washer	98961	93697	97617	96758
1 (w:1.95)	14.8 kN	4.5	without washer	87571	102714	95639	95308
2 (w:2.05)	14.8 kN	4.5	without washer	107625	98591	96174	100797
3 (w:2.25)	14.8 kN	4.5	without washer	109632	96505	94126	100088
4 (w:2.65)	14.8 kN	4.5	without washer	89391	95129	93074	92531

M8x1.25 8.8 Full Thread Fatigue Tests Under 14.8 kN Mean Load

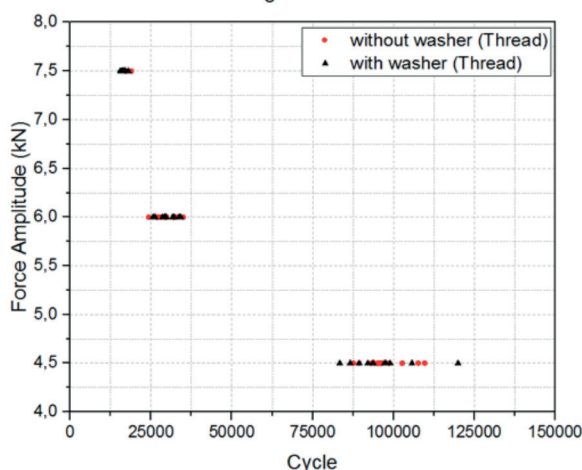


Figure 6. M8x1.25 8.8 Full thread fastener fatigue test results.

In addition to fatigue testing, torque-tension tests were also conducted to determine the mechanical behaviour of bolts considering the assembly conditions. The tests were conducted until the bolts were fractured either from the head or thread region and failure loads were obtained. The test results were presented in Tab. 5 and the obtained failure loads with respect to socket depth was given in Fig. 7. 10.9 grade bolts having the w value of 1.95 and tested with washers were all fractured from the head region. However, one of the three tests

conducted with the same bolts without washer were failed from the thread region. In addition, one of the bolts tested with w value of 2.05 with washer were also failed from the head region, on the other hand, same bolts tested without washers were failed from the thread region. Therefore, considering the torque-tension test results of bolts with the w values of 1.95 and 2.05, it was shown that use of washer in assemblies lead to decrease in failure loads and change in failure mode i.e. fractures occurred at the head region (Fig. 7). All the other bolts tested with the w values of 2.25 and 2.65 were failed from the thread region. The failure loads of the assemblies fractured from the head region was obtained as 35-38 kN, whereas, the failure loads were 40-45 kN for the bolts failed from the thread region, without any significant dependence on the w values, as expected.

Table 5. Torque-Tension test results for M8x1.25 full thread 10.9 grade.

Test samples	Assembly condition	Failure Load (kN)	Failure Load (kN)	Failure Load (kN)	Average Failure Load (kN)
1 (w:1.95)	with washer	(kN)	38.05 (Head)	38.75 (Head)	37.35 (Head)
2 (w:2.05)	with washer	36.15 (Head)	43.40	45.05	-
3 (w:2.25)	with washer	40.10	40.35	41.15	40.53
4 (w:2.65)	with washer	41.60	42.75	42.45	42.27
1 (w:1.95)	without washer	35.40 (Head)	31.30 (Head)	43.30	-
2 (w:2.05)	without washer	42.60	40.85	40.10	41,18
3 (w:2.25)	without washer	42.30	40.50	41.00	41,27
4 (w:2.65)	without washer	41.65	43.85	42.95	42,82

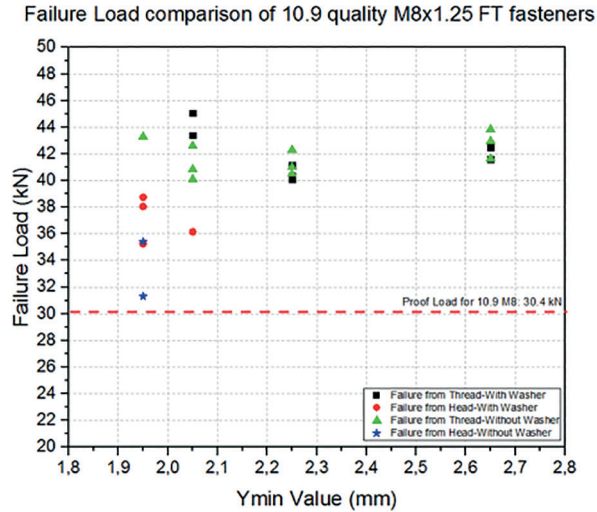


Figure 7. M8x1.25 10.9 Full thread fastener failure load comparison.

Torque tension test results of 8.8 grade bolts were given in Tab. 6. All the bolts having the w values of 1.95, 2.05, 2.25 and 2.65 were fractured from the thread region. The use of washer had no effect on both failure mode or failure loads as shown in Fig. 8. The failure loads of the bolts fractured from the thread region was obtained as 33-36 kN.

Table 6. Torque-Tension test results for M8x1.25 full thread 8.8 grade.

Test samples	Assembly condition	Failure Load (kN)	Failure Load (kN)	Failure Load (kN)	Average Failure Load (kN)
1 (w:1.95)	with washer	34.50	33.85	32.20	33.52
2 (w:2.05)	with washer	32.05	35.20	34.90	34.05
3 (w:2.25)	with washer	35.85	35.15	33.65	34.88
4 (w:2.65)	with washer	34.30	35.20	34.70	34.73
1 (w:1.95)	without washer	34.15	34.15	33.45	33.92
2 (w:2.05)	without washer	33.85	33.90	33.85	33.87
3 (w:2.25)	without washer	33.90	32.65	35.30	33.95
4 (w:2.65)	without washer	34.55	35.45	34.10	34.70

Failure Load comparison of 8.8 quality M8x1.25 FT fasteners

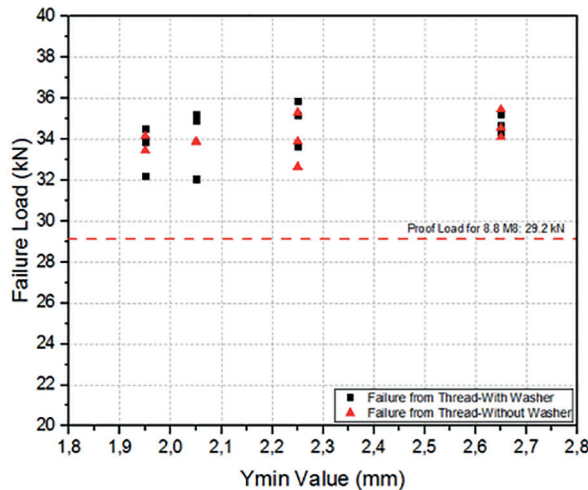


Figure 8. M8x1.25 8.8 Full thread fastener failure load comparison.

Typical fracture surface of the fatigue-failed bolts from the thread region can be seen in Fig 9. The failure modes observed at the thread and the head regions were the same for the 10.9 and 8.8 grade bolts. The reason for failures can be explained by multiple-sites crack initiation and growth (light-grey region) followed by rapid fracture (dark-grey region). Depending on the applied alternating loads, the crack growth, light-grey region was different, as can be expected. When alternating loads were higher, crack initiation and/or crack growth was faster leading to lower fatigue life. As can be seen for the fracture surface with low alternating loads, multiple ratchet lines indicating the direction of crack growth can be easily seen. The ratchet lines, characteristic of fatigue failures observed generally for the bolts can be also seen in Fig. 9. The ratchet lines are observed when two cracks start from different crack planes at thread root and merge as the crack grows. SEM image of the fracture surface of the bolts can be seen in Figure 10, ratchet lines can be seen in more detail.

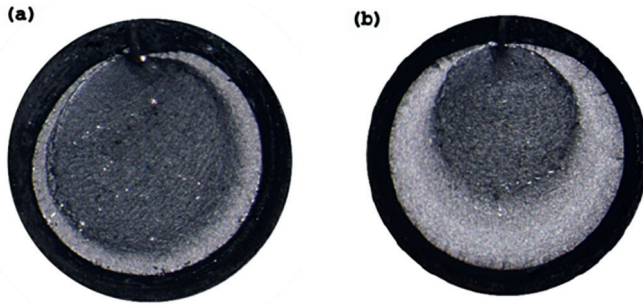


Figure 9. Typical fracture surfaces of the fatigue failed 8.8 grade bolts with (a) higher (7.5 kN) and (b) lower (4.5 kN) alternating loads.

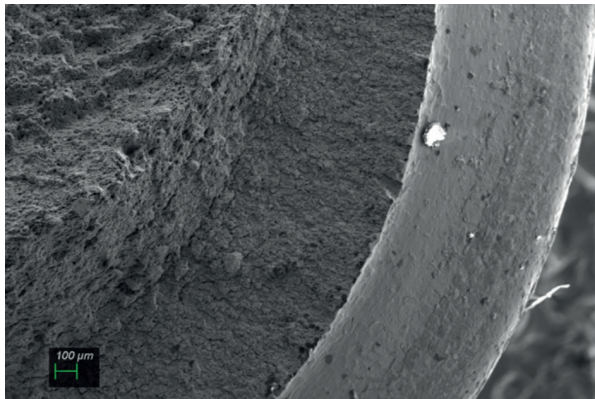


Figure 10. SEM image showing the part of the fracture surface after fatigue failure.
Ratchet lines can be seen.

Fatigue failures were observed from the head region for the bolts having too deep socket depths leading to decrease in structural integrity. For this type of bolts, failure mode was shifted from the thread region to head region due to loss in load bearing capacity as a result decrease in area supporting the applied loads. Typical bolt views fatigue-failed from the head region can be seen in Fig. 11.



Figure 11. Fatigue failures observed from the head region.

Considering the fatigue and torque-tension test results, use of washer has negative effect on structural integrity of the assemblies tested with 10.9 and 8.8 grade bolts. Therefore, use of washer should be avoided as long as the assembly conditions permit, particularly for 10.9 grade bolts. In addition, two of three bolts having the w values of 1.95 and tested with washer were failed from the head region. The rest of the bolts were fatigue failed from the thread region for 10.9 grade bolts. As torque tension test results revealed, all bolts with washer and two of three bolts without washer were fractured from the head region, when the w values were 1.95. In addition to experimental results, deviation in geometry was observed at the bottom head region of the bolts for the w value of 1.95 mm (as shown in Fig. 2). Therefore, considering the structural integrity and the obtained final geometry, 10.9 grade bolts with the w value of 1.95 mm were found as unsuitable to be used in assembly conditions. The critical socket depth for 10.9 grade bolts, i.e. y_{min} was found as about 2.25 mm, since one of the bolts with w value of 2.05 mm were failed from the head region during torque-tension tests, as shown in Tab. 5.

The critical socket depth for 8.8 grade bolts were determined considering the forming simulations and experimental data, as conducted for the 10.9 grade bolts. As shown in Tab. 6 and Fig. 9, all tested bolts were failed from the thread region for both fatigue and torque-tension experiments. Therefore, the critical socket depth (y_{min}) was determined as around 2.05 mm for 8.8 grade bolts, considering the geometric deviation observed for the bolts with w value of 1.95 mm.

The critical socket depth, i.e. y_{min} values determined by using the Thomala's equation (Eq. 1) can be seen in Tab. 7. The y_{min} values were obtained as 2.72 and 2.60 mm for the 10.9 and 8.8 grade bolts, respectively. As stated, the Eq. 1 is based on the comparison of the stresses at the head region and the thread region under loading conditions. Any contribution due to contact and friction were not included in the analytical model. Therefore, considering the y_{min} values obtained as 2.25 and 2.05 for the 10.9 and 8.8 grade bolts, the Thomala's model was found to be under-estimating the critical socket depth values. The reason for this difference can be correlated to the model which is not considering any con

tact behaviour and any friction between the bolts and the assembly parts. In addition, comparing the 10.9 and 8.8 grade bolts the y_{min} values were higher for 10.9 grade bolts, suggesting a higher weight reduction for 8.8 grade bolts. Both experimental results and analytic model confirmed this feature.

Table 7. y_{min} values according to Thomala's model.

Fastener Type	A_s (Stress area)	D_{sch} (Shank diameter)	D_m (Socket drive diameter)	X (Shear ratio)	y_{min}
M8x1.25x50 Full Thread 10.9 DIN 912	36.6 mm ²	7,1 mm	6,5 mm	0,65	2,72 mm
M8x1.25x50 Full Thread 8.8 DIN 912	36.6 mm ²	7,1 mm	6,5 mm	0,62	2,60 mm

5. Conclusions

Based on the numerical, empirical and analytical studies conducted in this study, following conclusions can be drawn:

1. Considering the forming simulations, it was found that geometric deviations were observed for the bolts having the w value of 1.95 mm. The deviations observed for the bottom of the head will lead to decrease in contact area in assembly conditions. Therefore, based on forming simulations, it was concluded that the bolts with the w value of 1.95 mm were not suitable to be used in assembly conditions due to geometric deviations.

2. The experimental studies conducted with and without washers revealed that washers used in the assemblies lead to decrease in structural integrity and premature failures for both fatigue and torque-tension tests, particularly for the 10.9 grade bolts. Therefore, the critical socket depth, y_{min} , have to be determined considering the assembly conditions, i.e. depending on the use of washer or not.

3. Based on the empirical studies and forming simulations, the critical socket depths for the 10.9 and 8.8 grade bolts, i.e. y_{min} , were found as about 2.25 and 2.05 mm, respectively. No failures were observed from the head region for the bolts tested with the y_{min} or higher values. The effect of washer was also considered in the analysis.

4. Considering the critical socket depths obtained both in this study and the Thomala's model, it was found that y_{min} values were higher for 10.9 grade bolts compared to 8.8. Therefore, final weight reduction was higher for 8.8 grade bolts. However, considering the torque-tension tests in which all the bolts tested under the same configuration, the load-bearing capacity was higher for 10.9 bolts, as can be expected.

5. Comparing y_{min} values obtained from the analytical model and empirical studies, it can be concluded that Thomala's model is under-estimating the y_{min} values. The main reason can be attributed to the model which is not taking into account any contact and friction behaviour occurring in the assemblies.

6. Acknowledgement

The authors would like to thank to NORM Cívata for the support.

7. References

- [1] M.B. Toparli, N.E. Kılıncdemir, S. Yurtdas, B. Tanrikulu, U. İnce, Weight Reduction of Fasteners in Automotive Industry, in: 9. Int. Automot. Technol. Congr., 2018.
- [2] A.L. Marcelo, A.Y. Uehara, R.M. Utiyama, I. Ferreira, Fatigue properties of high strength bolts, in: Procedia Eng., 2011. doi:10.1016/j.proeng.2011.04.216.
- [3] G.H. Majzoobi, G.H. Farrahi, N. Habibi, Experimental evaluation of the effect of thread pitch on fatigue life of bolts, Int. J. Fatigue. (2005). doi:10.1016/j.ijfatigue.2004.06.011.
- [4] S. Ifergane, N. Eliaz, N. Stern, E. Kogan, G. Shemesh, H. Sheinkopf, D. Eliezer, The effect of manufacturing processes on the fatigue lifetime of aeronautical bolts, Eng. Fail. Anal. (2001). doi:10.1016/S1350-6307(00)00013-3.
- [5] S. Griza, M.E.G. da Silva, S.V. dos Santos, E. Pizzio, T.R. Strohaecker, The effect of bolt length in the fatigue strength of M24×3 bolt studs, Eng. Fail. Anal. (2013). doi:10.1016/j.engfailanal.2013.09.010.
- [6] A.K. Jha, S.K. Singh, M. Swathi Kiranmayee, K. Sreekumar, P.P. Sinha, Failure analysis of titanium alloy (Ti6Al4V) fastener used in aerospace application, Eng. Fail. Anal. 17 (2010) 1457-1465. doi:10.1016/j.engfailanal.2010.05.007.
- [7] B. Tanrikulu, M.B. Toparli, U. İnce, E. Kılıncdemir, S. Yurtdaş, Effect of socket depth on failure type of fasteners, Procedia Struct. Integr. 13 (2018) 1840–1844. doi:10.1016/j.prostr.2018.12.331.
- [8] K.-H. Kloos, W. Thomala, Schraubenverbindungen, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2007. doi:10.1007/978-3-540-68470-1.
- [9] EN ISO 10263-4 Steel rod, bars and wire for cold heading and cold extrusion - Part 4: Technical delivery conditions for steels for quenching and tempering, (2002).
- [10] ISO 898-1-Mechanical properties of fasteners made of carbon steel and alloy steel, (2004).



NUMERICAL MODELING COUPLED DESIGN STUDIES TO INCREASE FORGING DIE & TOOL LIFE OF M8x21.5 HEXAGONAL HEADED SPECIAL BOLTS

Sezgin Yurtdaş
M. Burak Toparlı
Barış Tanrıkulu
Tayfur Yavuzbarut
Cenk Kılıçaslan



NUMERICAL MODELING COUPLED DESIGN STUDIES TO INCREASE FORGING DIE & TOOL LIFE OF M8x21.5 HEXAGONAL HEADED SPECIAL BOLTS

Sezgin Yurtdaş*, M. Burak Toparlı, Barış Tanrıkulu, Tayfur Yavuzbarut, Cenk Kılıçaslan

*Corresponding Author: sezgin.yurtdas@normcivata.com

Abstract

In this study, the effects of die and tool design on life of cold forging dies were investigated. Simufact.forming was used as finite element modeling software to examine material flow and the level of stresses generated on the dies during cold forging of M8x21.5 special fasteners. According to the initial simulations, it was seen that the maximum principal stresses acting in the fourth forging stage were above the die material static limit. After employing different tool designs, a significant decrease in maximum principal stresses from about 900 MPa to 400 MPa was achieved. The designed tools and dies in this study were used in serial production up to number of 260.000 bolts. The production was completed without any failure of dies and tools which was predicted by the simulations.

Keywords: Cold forging, tool and stage design, finite element modelling.

1. Introduction

Cold forging is the one of the mass production processes based on plastic deformation of materials at room temperature. Near-net shape products with high structural integrity can be obtained by cold forging without conducting any secondary machining operation [1]. As the geometry of the products to be cold forged becomes complex, the press force required for forming generally increases leading to decrease in fatigue life performance of the dies. Therefore, forging stage and tool designs becomes more crucial in cold forging for production of complex-shaped products. Improvements in forging stage and tool designs based on trial-and-error method leads to significant time and cost loss. Numerical simulations are employed to avoid trial-and-error so that the final form can be obtained in a faster and economical manner [2]. With numerical studies, material flow as well as stresses acting on dies and possible damage locations can be detected prior to production [3].

In addition, it was shown that tensile stresses on the dies could be reduced by employing the shrink fitting procedure [4]. In another study, it was shown that carbon fiber material could be used as stress ring material in cold forging leading to better fatigue performance [5]

In this study, forging stage and die & tool designs of cold forged M8x1.25x21.5 bolt was examined to maximize tool and die life. Finite element simulations were carried out to reveal the material flows of each forging stage. In addition, different die systems were investigated based on stresses acting on the dies to obtain the highest fatigue life.

2. Sample

M8x1.25x21.5 bolts were cold-forged at Norm Civata, Turkey. The technical drawing of the fastener was given in Figure 1. 23MnB4 low carbon alloy steel was used in production. Spheroidizing heat treatment was applied to materials before cold forging in order to increase forgeability by increasing ductility and to decrease forces required to plastically deform the material. After cold forging, fasteners were heat treated to obtain desired mechanical properties, as defined by the standards.



Figure 1. 2D technical drawing of the product.

3. Finite Element Modelling

3.1. Stage Design

The cold forging process was designed and modelled in five forging stages. Simulations were carried out using Simufact.forming finite element software. The material model and the friction coefficients, obtained from the previous production experiments, were used in the simulations. The first four stations were simulated in 2D, and the fifth stage was modelled in 3D due to symmetry conditions (Figure 2). For the stage design, rigid dies were used and workpiece was modelled as elastic-plastic material. Quad and hex type mesh were used in 2D and 3D models, respectively. The effective plastic strain distribution of each five stages can be seen in Figure 3.

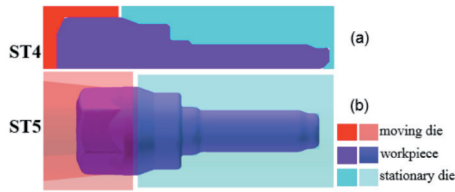


Figure 2. a) 2D axisymmetric, b) 3D models.

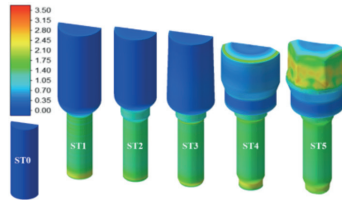


Figure 3. Distribution of effective plastic strain on forging stages.

3.2. Tool Design

After finalizing the stage designs, the stresses acting on the dies were investigated to observe the level of stresses. Considering the stage designs, it was identified that the dies of fourth stage would experience significant stresses, due to significant loading required to obtain the final shape (Figure 4). Therefore, moving and stationary dies were modelled and investigated separately. The insert die material was chosen as WC-Co cermet having high compressive strength with limited tensile strength and H13 tool steel was used for the ring. Shrink-fitting was introduced in the models to increase the resistance of the dies particularly under tensile stresses. The forging process was carried out by making 3D modelling of the fourth stage moving die geometries. The minimum and maximum principal stresses observed in the moving die were given in Figure 5. Based on the principal stresses, it was found that the stresses at the inner edge of the insert was higher than the static yield strength of the die material. Therefore, in order to reduce the stresses at the inner edge region of the insert, the dies were split in order to eliminate stress concentration (Figure 6). Owing to revised design, the maximum principal stresses were decreased from about 900 MPa to 400 MPa so that better fatigue performance of the moving dies can be expected (Figure 7).

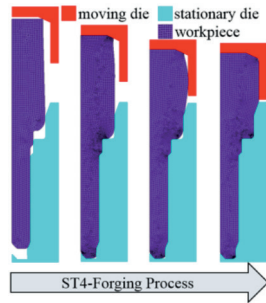


Figure 4. Schematic representation of the fourth stage.

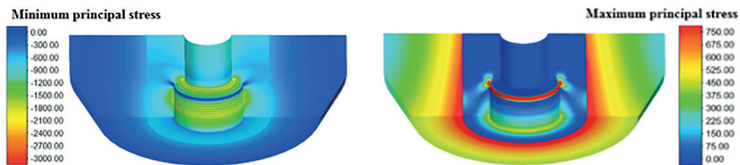


Figure 5. Moving die; minimum and maximum principal stresses.



Figure 6. Schematic representation of the moving design of fourth stage; (a) Current design, (b) Split design. Part 1 and Part 2 are the split moving dies.

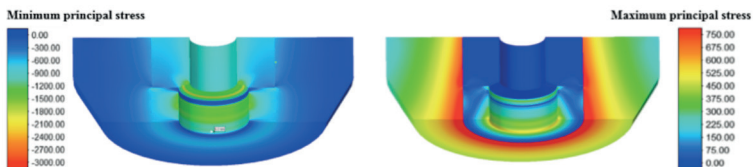


Figure 7. Revised tool design; minimum and maximum principal stresses.

After the simulations of the moving dies, the stationary dies were also modelled with the same procedure defined for the moving dies. The minimum and maximum principal stresses obtained for the stationary dies can be seen in Figure 8. The stress levels obtained for the dies were below the yield point for both in tension and compression. Therefore, no revision was required for the stationary dies.

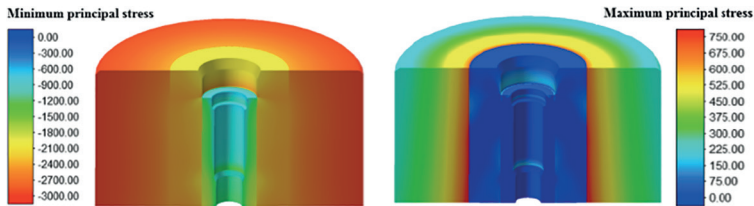


Figure 8. Stationary die; minimum and maximum principal stresses.

Based on the finite element modelling, both moving and stationary dies were examined and required improvements were conducted. After confirming the designs of the dies and tools, the M8x1.25x21.5 bolts were produced by cold forging. The stage designs and final product can be seen in Figure 9. The cold forging of 260.000 products were carried out and the production was completed without any failure of the dies.



Figure 9. Stage designs and final product obtained from the production.

4. Conclusions

In this study, modeling of die designs for M8x1.25x21.5 bolt was investigated and finite element simulations were carried out to maximize the tool life. After the initial insert design leading to very high tensile stresses, the die design was improved by splitting to eliminate stress concentration. After confirming the lower stress levels for revised design by finite element simulations, cold forging was carried out for 260.000 products and no failure of the tools was observed. Therefore, it can be concluded that instead of try-and-error approach which is not only time consuming but also costly, numeric simulations can be preferred to reduce the time-to-production duration and cost of the new products.

5. Acknowledgment

The authors would like to thank to employees of NORM CIVATA Co., İzmir.

References

- [1] Kalpakjian, S., & Schmid, S. R., Manufacturing engineering and technology, 2014
- [2] Hsia, S.-Y. and Y. T. Chou, Fabrication Improvement of Cold Forging Hexagonal Nuts by Computational Analysis and Experiment Verification. Mathematical Problems in Engineering, 2015. 2015.
- [3] Hsia, S. Y. and P. Y. Shih, Wear Improvement of Tools in the Cold Forging Process for Long Hex Flange Nuts. Materials, 2015. 8(10), p. 6640-6657.
- [4] Kılıçaslan C., İnce U., Soğuk Dövme Kalıplarında Meydana Gelen Kırılma Sebeplerinin Nümerik Olarak İncelenmesi, Mühendis ve Makine, v:57:678, pp. 65-71(2016).
- [5] Yurtdas, S., Ince. U., Kılıçaslan, C., Yıldız, H., A Case Study for Improving Tool Life In Cold Forging: Carbon Fiber Composite Reinforced Dies, Research on Engineering Structures & Materials, 2016.



NUMERICAL SIMULATION COUPLED DIE DESIGN FOR IMPROVING WIRE DRAWING PROCESS OF POLYMER COATED COLD FORGING STEELS

Cenk Kılıçaslan
Umut İnce



NUMERICAL SIMULATION COUPLED DIE DESIGN FOR IMPROVING WIRE DRAWING PROCESS OF POLYMER COATED COLD FORGING STEELS

Cenk Kılıçaslan*, Umut İnce

*Corresponding Author: cenk.kilicaslan@normcivata.com

Abstract

Tribological conditions of dies and work-piece material are crucial to control material flow, product surface quality and forming forces in cold forging operations. Besides surface quality of forging dies, the coating on work-piece material significantly affects the friction coefficient which determines flow of the material, forming forces and tool wear. In cold forging industry, conventional zinc-phosphate/soap coating is mainly applied. However, this operation has drawbacks like generation of hazardous wastes including heavy metals, high recycling and operation costs. Polymer-based chemicals are relatively good alternatives.

They are not environmentally hazardous as compared to zinc-phosphate coating and process costs are lower due to decreased number of preparation tanks and elimination of soap usage. However, bonding energy of polymer-based chemicals to steel surface is lower in contrast to zinc-phosphate coating. This may have a negative impact in metal forming operations like wire drawing. In this study, wire drawing process of Bonderite L-FM FL 735 type of polymer coated cold forging steels was analyzed both experimentally and numerically. Experimental studies were conducted for deformation ratio of 8.4% using conventional wire drawing dies. Experiments are also coupled with finite element simulations by using simufact.forming software. Experiments conducted with conventional wire drawing dies showed that polymer coating was excessively removed from the work-piece material which leads to material sticking to die surface in further forging operations. Simulations revealed that the approach angle of wire drawing die has a significant effect on the deformation of material surface which affects residual polymer thickness.

Keywords: Wire drawing; polymer coating; cold forging; numerical simulation.

Introduction

Wire-drawing process in fastener production is a cold forming technique in which initial wire diameter is decreased to desired diameter with low tolerances by pulling the wire at a specific speed through a die. In addition to diameter reduction, ovality of the wire cross section can be also eliminated which significantly effects the dimensional tolerances in cold heading process. Effectiveness of wire-drawing process depends on many factors like wire material, die geometry, drawing speed and interference surface conditions [1]. It is well known that the most crucial parameter in metal forming is the tribological condition between the formed material and die. Friction between drawing die and wire directly effects the surface conditions of formed material, failure evolution, drawing forces and die wear. Special drawing oils and soap powders are frequently used in this operation to minimize negative effects of friction, mostly die wear. Nilsson and Olsson [2] categorized die wear mechanisms in wire-drawing process as adhesive and abrasive wear. In adhesive wear, pulled wire material starts to stick to the deforming die surface due to high friction [2] and high compressive and shear stresses [3] which results initiation of surface cracks on die. In abrasive wear, hard particles like inclusions or surface fragments on the wire deform die surface excessively.

Cold forging method is mostly applied in fastener production due to its superior advantages like near net shape forming capability, high production rates and low forming costs. In cold forging conditions, the material is at room temperature where the formability is excessively lower in contrast to metal at high temperatures (above recrystallization temperature). In fastener production, forging dies are relatively small, therefore the desired deformation has to be given to the material in a small die cavity which significantly increases the normal pressure between die surface and material. The forming pressures can reach 2500 MPa in forging operations [4]. This also effects the friction conditions. Due to above mentioned reasons, friction between material and dies become the key factor for the sake of an efficient cold forging operation. Three applications are applied separately in cold forging operations to decrease friction during forming; i) die surface polishing (manually or AFM (Abrasive flow machining)), ii) usage of lubrications during forming in forging press and iii) coating of raw material for lubrication. Although all operations are important, coating of raw material surface has the greatest importance. Zinc-phosphate is mostly preferred for material surface coating in cold forging. The coating process starts with the cleaning of the material surface. Cleaning can be made chemically by using acidic chemicals or mechanically like sand blasting. After cleaning process, materials are subjected to zinc-phosphate bath where crystalline zinc-phosphate $Zn_3(PO_4)_2$ is deposited on material surface. Lastly, material is dipped into the soap, sodium stearate. By this way, surface friction

coefficient of the material can be decreased to a range between 0.02 and 0.07 [5]. Zinc-phosphate coating operation has drawbacks like higher number of preparation and coating tanks, high amount of water usage, and hazardous waste material generation (heavy metals). One alternative to zinc-phosphate coating is polymer coating. In this type of coating method, materials are dipped into a polymer liquid bath after surface cleaning. Then, material is dried in a furnace. Polymer coating has no drawbacks of zinc-phosphate coating, and it is more environmentally friendly. It was determined that friction coefficients of zinc-phosphate and polymer coated materials in cold direct extrusion is relatively similar [6]. Detailed information on coating materials and their effects on wire-drawing process can be found in ref. [7]. In wire-drawing process, a part of material coating is removed from the surface due to deformation and excessive contact conditions which leads to decrease in thickness of the coating. If the level of decrease in coating thickness is above a critical value, it may result material flow problems in further forming operations like extrusion, reduction or heading.

In this study, wire drawing process of Bonderite L-FM FL 735 type of polymer coated cold forging steels was investigated to eliminate high volume removal of polymer coating from wire-drawn material. For this purpose, wire-drawing operations were conducted with zinc-phosphate and polymer coated materials using conventional wire drawing dies. Then, finite element models of wire-drawing operation was prepared in simufact.forming software. According to the findings, wire-drawing dies were redesigned and tested in the production area.

Materials & Experiments

Wire drawing experiments were conducted on polymer coated 23MnB4 cold forging steels. At first step, steel coils were cleaned with hot water. Then, coils were dipped into acid bath at concentration of 25% to clean the surface of the metal and generate bonding area for polymer. To eliminate the effects of acid solution, coils were dipped into a neutralization bath. At next step, coils are dipped into polymer bath as shown in Figure 1(a). Here polymer chemical is Bonderite L-FM FL 735 with a concentration of 60%. The effectiveness of the coating strongly depends on holding time of the coil in polymer bath. After a certain time, coil is taken off from the bath and hold to flow extra polymer liquid from material surface. Lastly, wet coil is put into the furnace for 15 minutes as depicted in Figure 1(b). Environmental temperature of the furnace is about 80°C.



(a)



(b)

Figure 1. (a) Coils in polymer bath and (b) drying in furnace.

The schematic view and technical drawing of wire-drawing die are shown in Figure 2(a) and (b), respectively. As seen in Figure 2(a), wire-drawing tool has four different zones. A1, A2, A3, and A4 are entrance, approaching, bearing and relief zones. Wire is pulled through the die from A1 and approaching is calibrated in A2 zone. Diameter of the wire is decreased in A3 zone and deformed material flow away from A4. Wire-drawing die parameters are shown in Figure 2(b). Here, d_e , d_o , and d_f are entrance zone, initial and final wire diameters. Approaching and relief angles are 2α and 2γ . The final diameter of the wire is calibrated in bearing zone which has length of l .

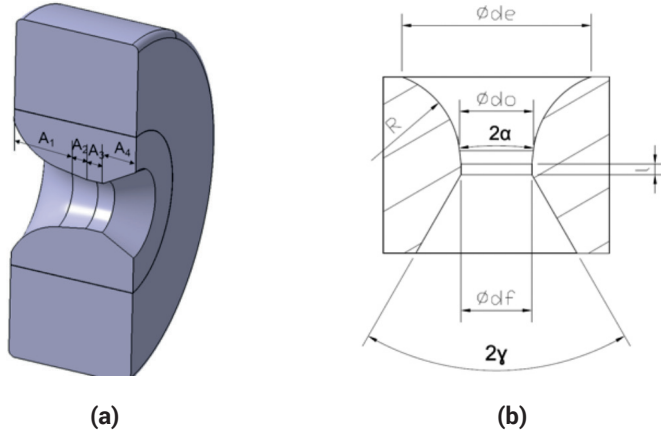


Figure 2. (a) Schematic view and (b) technical drawing of wire-drawing die.

Wire-drawing trials were conducted by using steels having diameter of 8 mm. The final diameter of wire is about 7.67 mm, corresponding deformation ratio of 0.084. Deformation ratio is calculated as [8];

$$\varphi_p = \ln \frac{A_f}{A_0} \quad (1)$$

Here, A_0 and A_f are initial and final cross-sectional areas of the wire. Figure 3 shows technical drawing of wire-drawing die used in production trials. Approaching angle is 19° and bearing length is 2.57 mm approximately. Core and stress ring materials are WC-Co G30 DIN 1.2344. Wire-drawing speed was fixed to 400 mm/sec.

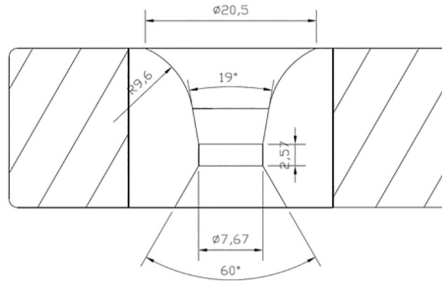


Figure 3. Technical drawing of conventional wire-drawing die.

Numerical Models

Numerical models of wire-drawing operation were prepared in simufact.forming software. Numerical model of the process is shown in Figure 4. Model consists of wire-drawing dies (core and stress ring), wire and ram. The wire length was taken as 40 mm to reach steady-state condition while minimizing the total CPU time. Ram was modeled as rigid body, while core and stress ring were modeled as elastic materials. Wire was defined as a deformable body and modeled as elasto-plastic material. Flow curves of 23MnB4 steel at strain rates of $1\text{--}50\text{ s}^{-1}$ and temperatures of $20\text{--}400^\circ\text{C}$ were defined to the software. Coulomb friction model defined between bodies and friction coefficient is fixed to 0.07. The whole model was constructed in 2D condition due to axisymmetry. Finite element mesh of wire consists of 2,159 quad elements while core and stress ring consist of 2,000 quad elements. Shrink fit was also defined between core and stress ring as 0.5% shrink fit ratio. Ram was glued to the wire and a press having 400 mm/sec was defined to ram.

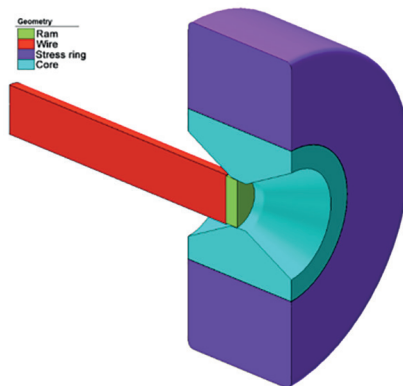


Figure 4. Numerical model of wire-drawing process.

Results

Figure 5 (a) and (b) shows wire-drawing die after 20 m wire-drawing operation by using the die shown in Figure 3. As depicted in the picture, polymer coating was seen to be removed from the surface by deformation, and coating was accumulated on the die. This leads these significant consequences; i) thickness of polymer coating on the material surface significantly decreases after wire-drawing process. This leads sticking and material flow problems in the further cold forming processes like extrusion and heading. ii) after reaching a critical level of polymer accumulation, wire-drawing die experienced a sudden frac

ture due to high compressive stresses, iii) due to removed polymer particles, wire-drawing lubrication oil starts to lose its functionality in terms of increased viscosity (Figure 5(b))

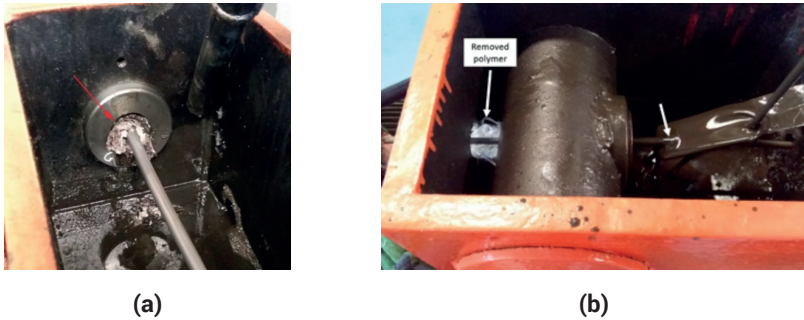


Figure 5. Accumulation of polymer coating on wire-drawing dies.

Wire-drawing die was redesigned to decrease surface deformation due to calculations according to Ref [8]. In wet conditions where oil lubricant is used, approach angle (2α) should be taken as 11° at deformation ratio up to 10%. Bearing zone length can be calculated as [8];

$$l = 0.15 * d_f \quad (2)$$

Figure 6 shows revised die design which is based on above calculations. Here, entrance and relief zones have an angle of 60° , approaching angle was set to 11° and bearing zone length is 1.15 mm. In contrast to conventional wire-drawing die shown in Figure 3, approaching zone space was significantly decreased.

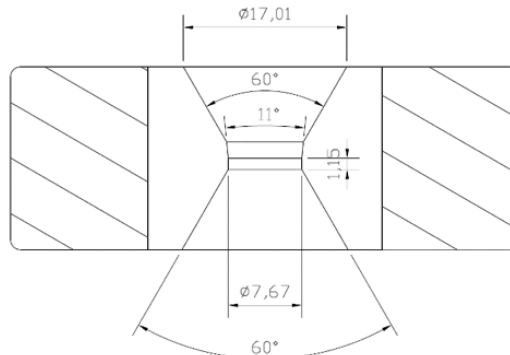


Figure 6. Technical drawing of revised wire-drawing die.

Wire-drawing simulations were carried out using conventional (Fig.3) and redesigned dies (Fig. 6). Effective plastic strain distribution is shown in Figure 7(a) and (b). Here, the beginning and final sections of the wire should be ignored due to evolution of high deformation during the entrance and existing from the die. As depicted in Figure 7(a) and (b), significant surface deformation difference was seen on the deformed wire using conventional (C-WD) and redesigned (R-WD) dies.

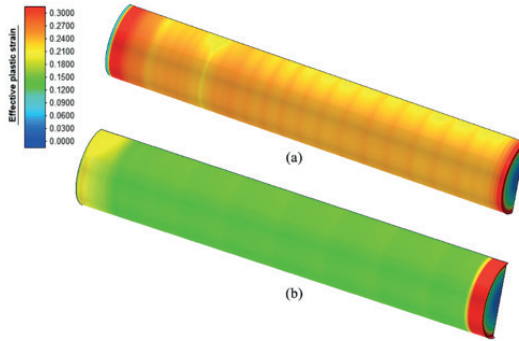
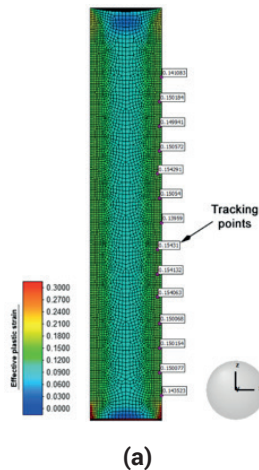


Figure 7. Effective plastic strain distribution after wire-drawing with; (a) conventional (C-WD), (b) redesigned dies (R-WD).

To evaluate a comparison, effective plastic strain data was collected from steady-state area of the wire as depicted in Figure 8(a) from tracking points. In the same figure, variation of effective plastic strain versus z- coordinate of wire is shown. It was seen that surface strain is approximately 17 times lower in the case where redesigned die was used (Figure 8(b)). This clearly indicates that surface deformation can be significantly decreased by using proper approach angle.



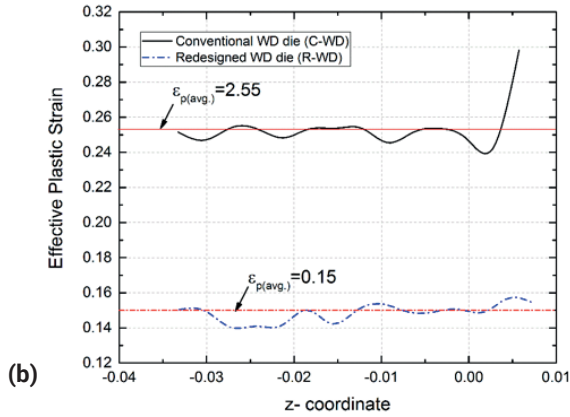
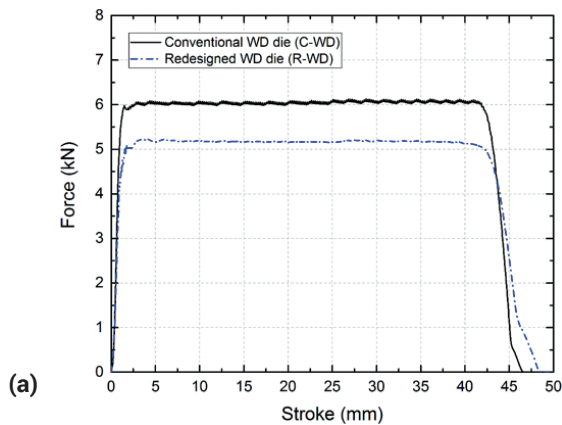


Figure 8. Effective plastic strain versus z-coordinate of the wire.

Wire-drawing force comparison is shown in Figure 9(a). As seen in the graph, redesigned die experienced approximately 1 kN lower drawing force. However, generated process stress on the die was found to be higher in contrast to conventional die about 225 MPa (max. stress value that die experienced) as shown in Figure 9(b) and (c). This is mainly due to the decreased bearing zone length in redesigned die. As seen in Figure 9(d), reaction force generated on bearing zone is more localized in redesigned die which leads to increase stress applied to the die.



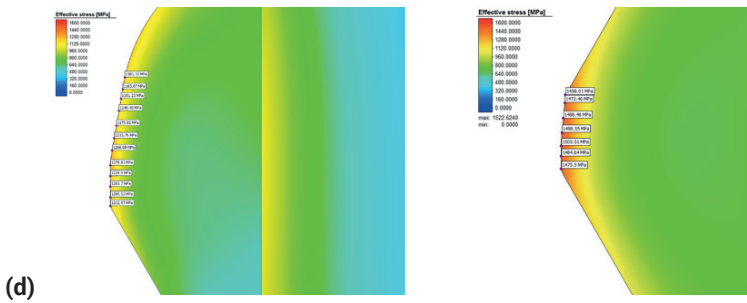
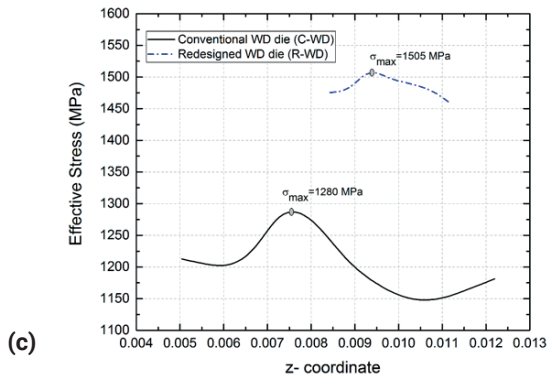
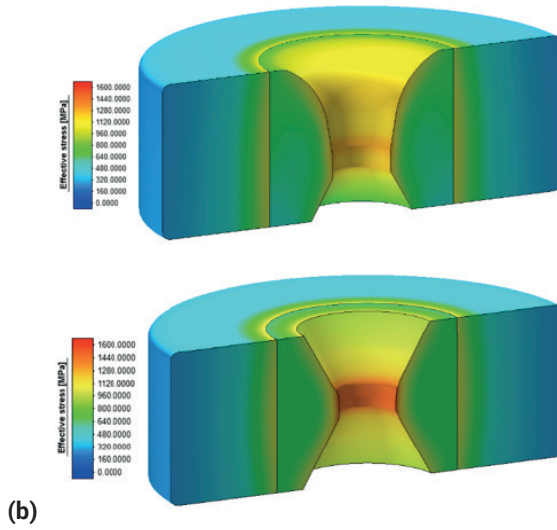


Figure 9. Comparison of (a) drawing force, (b), (c) and (d) effective stress using conventional and redesigned dies.

Although main failure mechanism is wear in wire drawing process, stress increase in WC-Co die material may decrease the total tool life especially in long production times. In the production side, wire drawing dies are removed and deforming areas are polished in specific period of times to prevent excessive wear. However, fracture caused by stress increase will lead irreversible failure which results an increase in cost of the operation. Therefore, new design of wire drawing die should be analyzed in detail. Due to numerical findings, decreasing bearing length of the die leads increase in generated die surface stress due to deformation localization. In following case, effect of bearing length on surface strain was determined. For this purpose, four different types of dies were designed;

i) $2\alpha=19^\circ$, $l=2.57$ mm (C-WD), ii) $2\alpha=19^\circ$, $l=1.15$ mm (C-WD), iii) $2\alpha=11^\circ$, $l=2.57$ mm (R-WD), and iv) $2\alpha=11^\circ$, $l=1.15$ mm (R-WD).

Figure 10(a) shows effective plastic strain variation on the deformed wire for all die designs. As depicted in the figure, surface deformation was not affected by bearing length of the die. Effective stress distribution on the die was compared in Figure 10(b) for die designs of $2\alpha=11^\circ$, $l=1.15$ mm $l=2.57$ mm. As expected, surface stress on the die was seen to be lower for bearing length of 2.57 mm.

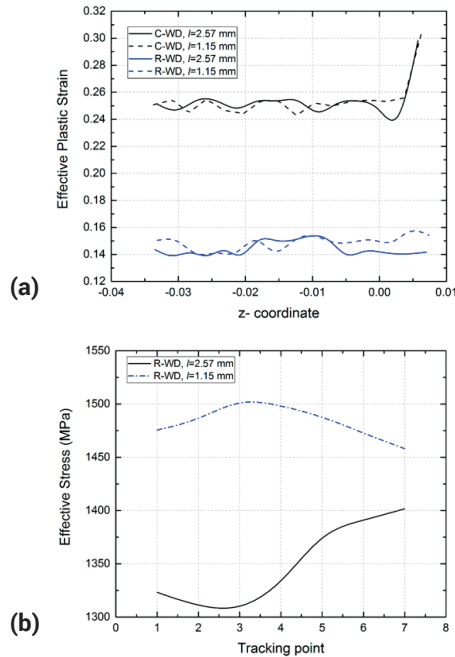


Figure 10. (a) Effective plastic strain comparison on wire surface with dies of $2\alpha=19^\circ$, $l=2.57$ mm (C-WD), $2\alpha=19^\circ$, $l=1.15$ mm (C-WD), $2\alpha=11^\circ$, $l=2.57$ mm (R-WD), and $2\alpha=11^\circ$, $l=1.15$ mm (R-WD) and (b) effective stress distribution on redesigned dies with $l=1.15$ mm $l=2.57$ mm.

According to numerical findings, prototypes of wire drawing dies having $2\alpha=11^\circ$ and $l=2.57$ mm were manufactured and tested in the production area for 23MnB4 forging steel having diameter of 8 mm. Type of lubrication oil and polymer coating process variables were kept same as previous productions. As depicted in Figure 11, there was no polymer coating removal or surface failure observed after drawing 1.6 tons of material. In contrast to wire surface conditions shown in Figure 5, surface color in Figure 11 was seen to remain white which shows the presence of polymer.



Figure 11. Wire surface condition after wire-drawing operation with redesigned die.

Conclusions

In this study, wire drawing of Bonderite L-FM FL 735 type of polymer coated cold forging steels was analyzed both experimentally and numerically to prevent excessive coating removal from forging steel surface. Process simulations were prepared using simufact.forming software. Wire drawing die design was improved due to numerical findings. According to numerical and experimental analysis, the following conclusions can be drawn;

- Approach angle has significant effect on surface deformation in terms of effective plastic strain generated on the surface of wire which directly affects the removal level of polymer coating. Numerical analysis and production tests proved that optimum approach angle was 11° for wires having diameter of 8 mm under deformation ratio of 10%. By considering manufacturing tolerances, approaching angles between 10° and 12° are acceptable.
- Bearing length was seen to have no effect on surface deformation while effective stress on the die was determined to increase with decreasing bearing length.

References

- [1] Haddi, A., A. Imad, and G. Vega, Analysis of temperature and speed effects on the drawing stress for improving the wire drawing process. *Materials & Design*, 2011. 32(8): p. 4310-4315.
- [2] Nilsson, M. and M. Olsson, Tribological testing of some potential PVD and CVD coatings for steel wire drawing dies. *Wear*, 2011. 273(1): p. 55-59.
- [3] Gillström, P. and M. Jarl, Wear of die after drawing of pickled or reverse bent wire rod. *Wear*, 2007. 262(7): p. 858-867.
- [4] Bay, N., The state of the art in cold forging lubrication. *Journal of Materials Processing Technology*, 1994. 46(1): p. 19-40.
- [5] Groche, P., Kramer P, Bay N., Christiansen, P., Dubar, L., Hayakawa, K., Hu, C., Kitamura, K., Moreau, P., Friction coefficients in cold forging: A global perspective. *CIRP Annals*, 2018. 67(1): p. 261-264.
- [6] Güneş, S., Tanrikulu B., Özüğurlu D., Kılıçaslan C., İnce U., A Comparative Study: Zinc Phosphate-Soap Coating Versus Polymer Based Coating In Cold Forward Extrusion, in 2nd International University Industry Cooperation, R&D and Innovation Congress. 2018: Manisa, Turkey.
- [7] Byon, S.M., et al., Effect of coating material and lubricant on forming force and surface defects in wire drawing process. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2011. 21: p. s104-s110.
- [8] Tschaetsch, H., *Metal Forming Practise: Processes, machines, tools*. 2006: Springer.



Ø12X60,5 ROTİLİN ARDIŞIK KALIPTA SOĞUK DÖVME İŞLEMİNDE MEYDANA GELEN ÇATLAK OLUŞUMUNUN İNCELENMESİ

Cenk Kılıçaslan



Ø12X60,5 ROTİLİN ARDIŞIK KALIPTA SOĞUK DÖVME İŞLEMİNDE MEYDANA GELEN ÇATLAK OLUŞUMUNUN İNCELENMESİ

Cenk Kılıçaslan

Corresponding Author: cenk.kilicaslan@normciyata.com

Öz

Rotiller otomotiv sektöründe kullanılan ve aracın aks sisteminde yer alan bağlantı elemanlarıdır. Tekerleklerden gelen düşey ve yatay kuvvetleri taşıyan bu bağlantı elemanlarının yapısal bütünlüğü ve mukavemeti kritik öneme sahiptir. Bu nedenlerden dolayı rotiller diğer imalat işlemlerine göre daha mukavim parçalar üretilmesini mümkün kılan soğuk dövme yöntemi ile üretilmektedirler. Soğuk dövme işlemi oda sıcaklığında uygulandığından dolayı metallerin sünekliği ılık ya da sıcak dövmeye kıyasla daha düşüktür ve bu durum malzemenin çatlama riskini arttırmaktadır. Bu noktada dövme işlemi sırasındaki yağlama ve sürtünme gibi tribolojik değişkenlerin yanı sıra dövme sırasındaki mekanik değişkenlerin de yapılan kalıp tasarımları ile en iyilenmesi gerekmektedir. Bu çalışmada 8.8 kalite Ø12x60,5 rotillerin küre altında meydana gelen çatlak oluşumu irdelenmiştir. Çalışma kapsamında hasarlı numuneler optik mikroskop altında incelenerek çatlak yayılımı tespit edilmiş ve hasarın malzeme kaynaklı olup olmadığı belirlenmiştir. Soğuk dövme işlemi ayrıca simufact.forming sonlu elemanlar programında hazırlanan simülasyon modelleri ile analiz edilmiştir. İncelemeler ve simülasyonlar çatlak oluşumunun dövme kaynaklı olduğunu göstermiştir. Sabit kalıp üzerinde kullanılan radyus değerinin düşük olması nedeniyle dövme sırasında gerinim hızının ve yüksek sıcaklığın lokalize olarak küre altında biriktiği ve oluşan kayma bandı üzerinde çatlama meydana geldiği belirlenmiştir.

Anahtar Kelimeler: Rotil, Soğuk dövme, Simülasyon, Çatlak, Metal dövme.

INVESTIGATION OF CRACK EVOLUTION IN MULTI-STAGE COLD FORGING OPERATION OF Ø12X60.5 BALL STUD

Abstract

As fastening parts, ball studs are used in vehicle axle systems in automotive industry. Structural integrity and strength of these axial and lateral load carrier fasteners are crucial. Due to these requirements, ball studs are produced using cold forging method which ensures more reliable strength to the parts in contrast to other manufacturing methods. Cold forging operations are conducted at room temperature and this leads to increase material's tendency to cracking due to decreased ductility which is higher in warm and hot forging operations. As a result of that, mechanical variables should be optimized with the correct design of tools and dies as well as tribological conditions like friction and lubrication in forging. In this study, crack evolution beneath the Ø12x60.5 ball stud sphere was investigated. Damaged specimens were examined using an optical microscope to determine crack propagation and the possibility of material depended crack formation was revealed. Numerical analysis of cold forging operation was also conducted and simulation models of were prepared in simufact.forming finite element software. Examinations and simulations showed that crack evolution is directly related to forging operation. High strain rate was observed beneath the ball stud sphere in localized manner during forming and this was assumed to lead crack evolution due to shear band formation coupled with high temperature presence.

Keywords: Ball stud, Cold forging, Simulation, Crack, Metal forging.

1. Giriş

Bağlantı elemanları makine elemanları grubunun önemli üyelerinden biri olup, yapıların bütünlüğüne, güvenliğine ve performansına direkt etkisi olan bileşenlerdir. Bağlantı elemanları boyutlarına, talep edilen mukavemet değerlerine, karmaşıklıklarına ve boyut/yüzey toleranslarına göre farklı yöntemler ile imal edilmektedirler. Ancak malzeme içerisindeki lif akışının kesilmemesi, ürünlerin daha mukavim olması ve yüksek üretim hızı gibi nedenlerle metal şekillendirme yöntemleri tercih edilmektedir. Bağlantı elemanı tipine göre kullanılacak olan metal şekillendirme yöntemi değişmektedir. Sektörde kullanılan bağlantı elemanlarının büyük bir çoğunluğu dövme işlemleri ile üretilmektedir. Dövme tipi olarak soğuk, ılık ya da sıcak dövme metotlarından uygun olan kullanılmaktadır. Bu metotlardan sağladığı avantajlar sebebi ile soğuk dövme öne çıkmaktadır. Soğuk dövme

oda sıcaklığındaki hammaddeler üzerinde gerçekleştirilen, son üründe daha yüksek yüzey kalitesi, boyut hassasiyet ile daha yüksek mekanik özellikler sağlayan bir yöntemdir. Tüm bu avantajlarına rağmen soğuk dövme koşullarında malzeme sünekliği ılık ya da sıcak dövme koşullarında olduğu gibi yüksek değildir ve bu nedenle malzemenin plastik deformasyon sırasında hasara uğrayıp çatlama riski bulunmaktadır. Bu duruma ek olarak operasyon kaynaklı bazı durumlar da malzeme çatlağına neden olabilmektedir. Bunlara örnek olarak uygun olmayan kalıp tasarımı, ekstrüzyon işlemindeki yüksek deformasyon oranları, pres hızının uygun olmaması, yetersiz yağlama, kalıp yüzey pürüzlülüğünün yüksek olması ve hammadde hataları verilebilir. Özellikle hammadde yüzeyinde var olan çizgisel hatalar ile dövme sebepli şekillenme hataları V- şekilli ve açıyla ilerleyen derin çatlak oluşumlarına sebep olmaktadır[1].

Metal şekillendirme işlemleri insanlığın varlığından beri süregelen üretim yöntemlerinden biridir. Özellikle son yıllarda gelişen malzeme teknolojisi ile çok daha karmaşık parçalar şekillendirilmeye başlanmıştır. 2000 yılından itibaren metal şekillendirme konusu hakkındaki gelişmeler Jeswiet ve arkadaşları[2] tarafından yapılan derleme çalışmada bulunabilir. Daha karmaşık parçaların soğuk dövülmesi iki ana probleme sebep olmaktadır; i) yüksek dövme kuvvetleri nedeni ile oluşan düşük kalıp ömürleri ve ii) dövülen malzeme üzerinde oluşan mikro/makro çatlaklar. Literatüre bakıldığında dövme işlemi ve dövme sırasında malzemede oluşan hasarlar üzerinde oldukça fazla çalışmanın olduğu görülebilir. Bu çalışmaların milat taşlarından biri Cockcroft ve Latham [3] tarafından yapılan çalışmadır. Burada malzemelerin çok küçük deformasyon durumlarında çatlaması ancak ekstrüzyon gibi yüksek deformasyon içeren işlemlerde ise çatlamaması konusu ele alınmış ve çatlama hadisesi karmaşık gerilme durumu ile açıklanmıştır. Yazarlar geliştirdikleri sünek çatlama kriterinde ana tetikleyicilerin kayma ve çekme gerilmeleri olduğunu ortaya koymuştur. Bu nedenle kriterlerinde ana değişken olarak boyutsuz bir değer kullanmışlardır ve bu değişken maksimum asal gerilmenin efektif gerilmeye olan oranıdır. Çatlama hadisesi aynı zamanda gerilmeler sonucunda meydana gelen deformasyon ölçütüne (gerinime) bağlanmıştır. Cockcroft ve Latham modeli olarak adlandırılan bu model, birçok metal şekillendirme simülasyon programında başarı ile kullanılmaktadır. Cao [4] yapmış olduğu çalışmada metal şekillendirme için kullanılan sünek kırılma modellerini incelemiştir. Landre ve diğerleri [5] soğuk dövme işlemlerinde meydana gelen kırılmanın tahmininde kullanılan Cockcroft ve Latham modeli kritik hasar eşiğinin çıkarılması üzerine çalışmışlardır. Bu çalışmada AISI 1045 karbonlu çeliğinden silindirik, konik (tapered) ve göbekli (flanged) olarak adlandırılan numuneler üzerinde basma testleri gerçekleştirilmişlerdir. Deneyisel olarak numunelerde çatlak oluşturduktan sonra nümerik olarak testler

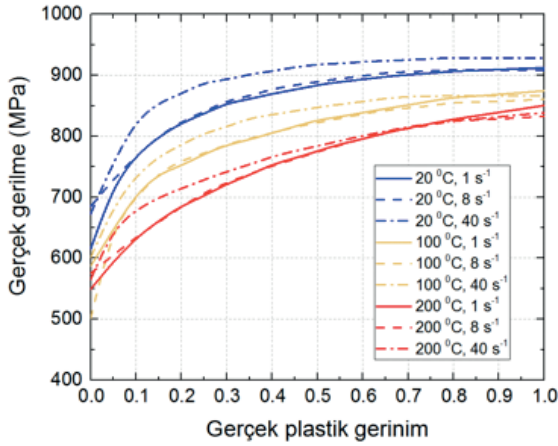
simule edilmiş ve çatlamanın olduğu andaki kritik hasar eşikleri belirlenmiştir. Çalışma sonunda Cockcroft ve Latham modelinin çatlama hadisesini %10'dan daha düşük bir hata oranında tahmin ettiğini görmüşlerdir. Sabih ve diğerleri [6] soğuk kafa şişirme işleminde kafa içerisinde enine meydana gelen çatlak oluşumunu incelemişlerdir. Burada ürün malzemesi 1038 çeliğidir. Bu çalışmada bu gibi çatlakların adyabatik kayma bantları nedeni ile oluştuğu sonucuna varılmıştır. Kafa şişirme işlemindeki yüksek gerinim hızı neden ile ana kayma bölgesi yüksek sıcaklığa çıkmaktadır ve burada kayma bandı oluşmaktadır. Bu bant üzerinde malzeme içerisinde bulunan mikro delikler birleşerek ani çatlak oluşumlarına sebep olabilmektedir. Watanabe ve diğerleri [7] içi boş shaftın dövmesinde shaft ucunda meydana gelen çatlamanın tahmini için Cockcroft ve Latham ve Oyane kırılma modellerini kullanmışlardır. Ancak bu denklemler kritik bölgeleri verebilmesine karşın kırılma yönü ile alakalı yüksek tahmin yapamamaktadır. Yazarlar kırılma kriterindeki kullanılan efektif gerinim yerine kırılmayı tetikleyen asal gerilmenin neden olduğu gerinim değerini kullanarak hesaplama yapmışlar ve kırılma yönü olarak daha doğru sonuçlara ulaşmışlardır. Quan ve diğerleri [8] 42CrMo çeliğinin sünek kırılma eşiğinin bulunması amacı ile 4 farklı gerinim hızında (0,01, 0,1, 1 ve 10 s⁻¹) ve 4 farklı sıcaklıkta (850, 925, 1000 ve 1075°C) basma testleri gerçekleştirmişlerdir. Çalışma kapsamında yapılan testler sonucunda 0,01 s⁻¹-0,1 s⁻¹ gerinim hızı aralığında sıcaklık arttıkça kritik hasar eşiğinin arttığı, 1 s⁻¹-10 s⁻¹ gerinim hızı aralığında ise kayda değer bir değişimin görülmediği görülmüştür. Artan gerinim hızı ile malzeme sertliğinde meydana gelen artışın, yine artan gerinim hızı ile malzeme içerisinde meydana gelen sıcaklığın etkisi ile dengelendiği ve böylece malzemeye ait hasar eşiğinde kayda değer bir değişim olmadığı sonucuna ulaşılmıştır.

Bu çalışmada 41Cr4 özel dövme çeliğinden soğuk dövme ile şekillendirilen 8.8 kalite Ø12x60,5 rotilde meydana gelen çatlak oluşumu incelenerek hasar analizleri gerçekleştirilmiştir. Literatürde yapılan araştırmalarda soğuk şekillendirme yöntemlerinden silindirik kafa şişirme üzerinde durulduğu görülmüştür. İncelenen çalışmalarda kafa şişirme operasyonlarında dövme işleminin düz sabit kalıplar ile yapılmaktadır. Aşık civatası ve rotillerin sahip oldukları kafa şişirme operasyonlarında ise yarım küre formulu kalıplar ile malzeme şekillendirilmektedir ve gerilme profilleri çok daha karmaşık yapıdadır. Ayrıca literatürde bulunan çalışmadan farklı olarak bu çalışmada tel çekme ve adımli şekillendirmeden gelen malzeme sertleşme ve sıcaklık etkileri de göz önüne alınarak son şekillenme adımıdaki hasar oluşumu incelenmiştir. Çalışma kapsamında çatlak oluşumu görülen rotillerden numuneler hazırlanarak malzeme akışları ve çatlak ilerlemesi optik mikroskop kullanılarak incelenmiştir. Dövme sırasında malzemede oluşan mekanik ve

termal değişkenlerin tespiti için her bir dövme kademesine ait sonlu elemanlar simülasyon modelleri simufact.forming yazılımı kullanılarak hazırlanmış ve çözülmüştür. Nümerik ve deneysel buluntular bir araya getirilerek hasar alma nedeni saplanmış olup çözülmüne yönelik tasarım çalışmaları gerçekleştirilmiştir.

2. Materyal ve Metot

Rotilin üretiminde yüksek alaşımlı dövme çeliği olan 41Cr4 çelik alaşım kullanılmaktadır. Testler sonucunda çeliğin çekme dayanımı 610 MPa ve sertlik değeri 170 HV olarak tespit edilmiştir. Nümerik simülasyon programında kullanılmak üzere alaşım farklı gerinim hızlarında ve sıcaklıklarda test edilerek akış eğrileri belirlenmiştir (Şekil 1). Akış eğrileri üç farklı gerinim hızı ($1, 8$ ve 40 s^{-1}) ve üç farklı sıcaklıkta ($20, 100$ ve 200°C) yapılan basma testleri ile elde edilmiştir.

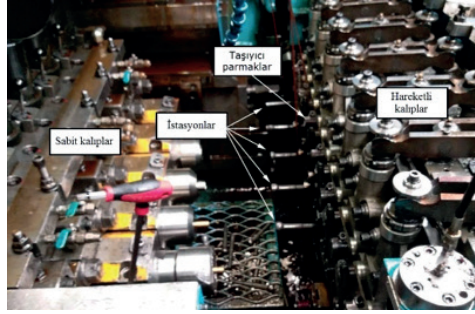


Şekil 1. 41Cr4 soğuk dövme çeliğine ait akış eğrileri.

Soğuk dövme öncesinde alaşım gerilme giderme tavlmasına alınmıştır. Malzemeler kule fırın içerisinde 620°C atmosfer sıcaklığında 7,5 saat boyunca tavlansmıştır ve daha sonra kontrollü bir şekilde fırın içerisinde 10 saat içerisinde soğutulmuştur. Tavlamadan çıkan hammadde yüzeyleri asit ile yıkanmakta ve durulanmaktadır. Aktivasyon banyosundan sonra çinko-fosfat, son olarak da sabun ile kaplanmaktadır. Bu işlemin amacı dövme işlemine kadar hammadde yüzeyini korozyondan korumak ve dövme işlemi sırasında kalıp ile malzeme arasında meydana gelen sürtünme katsayısını minimum düzeye çekmektir. Yüzey işlemden çıkarılan kantal şeklindeki hammadde, dövme presi içerisine alınmaktadır. Ham

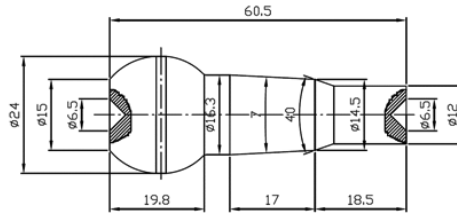
madde, dövme presine geçişte tel çekme kalıbı içerisinde geçmektedir ve çapında %5 azalma meydana gelmektedir. Bu şekilde hammadde kesitinde bulunan ovalleşme ve dalgalanma giderilmektedir.

Tel çekme kalıbından geçen malzeme makaralar yardımı ile pres içerisine alınmaktadır. Burada bulunan makas mekanizması hammaddeyi istenilen boyutta kesmektedir. Kesilen malzeme hareketli kalıp tarafında bulunan taşıma parmakları ile dövmenin başlayacağı ilk istasyona verilmektedir. Şekil 2’de dört istasyonlu dövme presi gösterilmektedir. Burada malzeme şekillenmesi birden fazla aşamada gerçekleştirilmektedir. Bu nedenle her aşamanın yapıldığı bölmelere istasyon adı verilmektedir. Bir istasyonda dövülen malzeme diğer istasyona parmaklar ile aktarılmaktadır. Son istasyonda şekillenmesi tamamlanan malzeme dövme alanından uzaklaştırılmaktadır. Dövme presi içerisinde sabit kalıplar hareket etmemektedir, hareketli kalıp tarafı ise krank hızında hareket ederek dövme işlemini gerçekleştirmektedir.



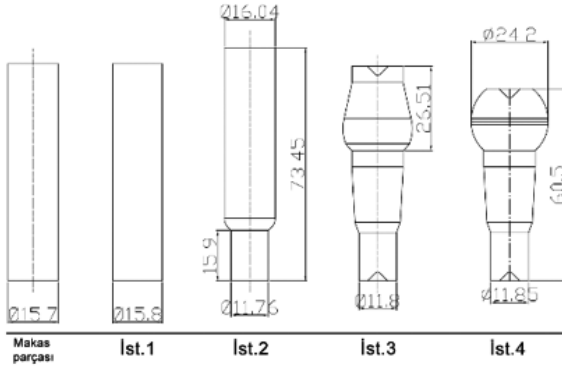
Şekil 2. Dövme presi.

Şekil 3’de $\emptyset 12 \times 60,5$ rotile ait teknik çizim gösterilmektedir. Şekilden görüleceği üzere rotıl küre çapı 24 mm, shaft çapı ise 12 mm’dir. Rotiller soğuk dövme işleminin ardından talaşlı imalat işlemleri ile istenilen son şekle getirilmektedir. Bu nedenle ürünün üst ve alt kısımlarında punta delikleri bulunmaktadır.

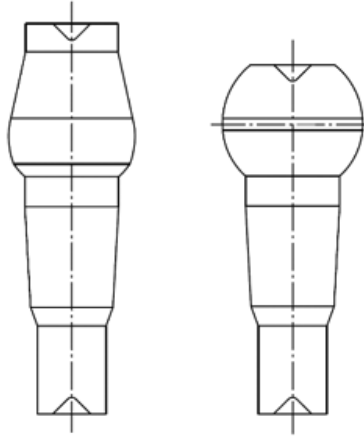


Şekil 3. $\emptyset 12 \times 60,5$ rotile ait teknik çizim.

Şekil 3'de gösterilen rotül dört istasyonda şekillendirilmektedir. İstasyon adımları Şekil 4(a)'da gösterilmektedir. İlk istasyonda makasta kesilen mazlemenin kesme yüzeyleri düzeltilmektedir. İkinci istasyonda yapılan ekstrüzyon işleminden sonra küre için hazırlık yapılmakta, dördüncü istasyonda ise küre son haline getirilmektedir. Üçüncü ve dördüncü istasyona ait görseller Şekil 3(b)'de verilmektedir. Çok adımda şekillenme yapılmasının temel amacı metalin şekillenmesi için gerekli enerjiyi bölmek, böylece tek bir kalıba deformasyon için gerekli yükün etki etmesini engelleyerek düşük kalıp ömürlerinden kaçınmak ve malzemede yaşanabilecek çatlama riskini en aza indirmektir.



(a)



(b)

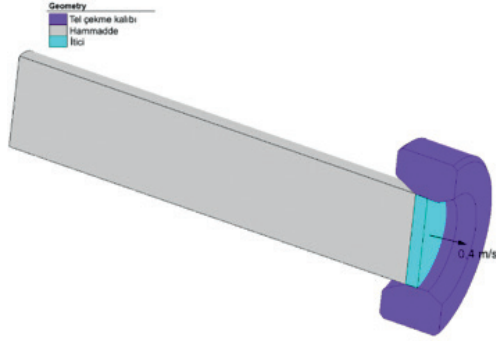
Şekil 4. (a) Çok adımlı dövme işleminde kullanılan istasyon adımları, (b) üçüncü ve dördüncü istasyonda ürün geometrileri.

Hasar analizi için ayrılan dört numune üzerinde makro seviyede incelemeler gerçekleştirilmiştir. Numuneler üzerinde yer alan çatlağın daha iyi görünmesi amacı ile küre sprey boya ile boyanarak daha sonra temizlenmiştir. Bu şekilde çatlak oluşumu ve ilerleme daha iyi bir şekilde görülmektedir. Numunelerin bir kısmı enine kesitte tel erezyon (EDM) ile kesilmiş ve daha sonra asit dağlama işlemine tabi tutulmuştur. Dağlama işleminde solüsyon olarak %25 nitrik %75 HCL asit karışımı kullanılmıştır. EDM ile kesilen numuneler 5 dakika boyunca bu karışım içerisinde bekletilmiş ve daha sonra Zeiss Iamger M2M optik mikroskop ile incelenmiştir.

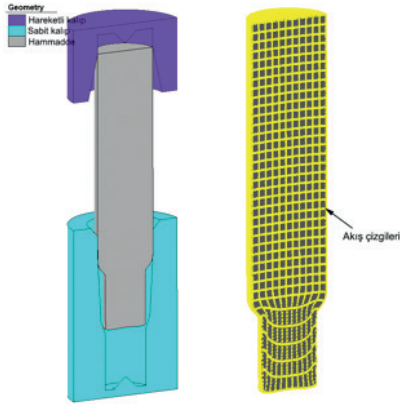
2.1. Sonlu Elemanlar Simülasyonları

Üretim proseslerinin tamamı soğuk dövme için özel olarak geliştirilen sonlu elemanlar yazılımı olan simufact.forming kullanılarak oluşturulmuştur. Simufact programının sağladığı avantajlardan biri tüm proses bileşenleri modellenilebilmekte ve bir prostesten alınan malzeme diğer bir prosese girdi olarak verilebilmektedir. Rotele ait üretim prosesi tel çekme işlemi ile başlamaktadır. Düşük redüksiyon oranlarında hammadde çapı belirli değerlere düşürülmekte, böylece tedarikçiden geldiği durumda hammadde kesitinde meydana gelebilen ovalleşme engellenmektedir. Bu işleme ait model Şekil 5(a)'da gösterilmektedir. Model hammadde, tel çekme kalıbı ve iticiden meydana gelmektedir. 16 mm olan hammadde çapı tel çekme operasyonu ile 15,5 mm'ye düşülmektedir. Gerçek işlemde itici uç hammaddeyi ortalama 0,4 m/s hız ile kalıba çekmektedir. Simülasyonda da itici hızı sabit 0,4 m/s olarak tanımlanmıştır. Modelde kalıplar deforme olmayan rijit gövde olarak, hammadde ise elastik-plastik olarak modellenmiştir. Hammadde malzeme modeline elastik ve termal mekanik değişkenler ile malzemeye ait akış eğrileri tanımlanmıştır. Akış eğrileri 20, 100 ve 200 °C için ayrı ayrı modele tanımlanmıştır (Şekil 1). Kalıp sıcaklıklarının kararlı rejim durumunda olduğu kabulü yapılmış ve 60 °C olarak tanımlanmıştır. Hammadde ise oda sıcaklığındadır. Metal şekillendirme simülasyonlarında doğruluğu en fazla etkileyen faktörlerden biri sürtünme modeli ve katsayısıdır. İnce ve Güden [9] tarafından yapılan çalışmada soğuk dövme koşullarında sürtünme katsayısının sabit olmadığı ve işlem sıcaklığı ile değiştiği belirlenmiştir. Kurulan modelde Coulomb sürtünme modeli kullanılmış ve literatürdeki bu çalışmaya göre sıcaklığa göre değişen sürtünme katsayısı tanımlanmıştır. Düşük sıcaklıklarda sürtünme katsayısı 0,08 civarındadır. Hammadde ağında 2533 adet dört kenarlı 2B sonlu eleman kullanılmıştır. Tel çekme simülasyonu sonunda elde edilen hammadde soğuk dövme simülasyon modeline alınmaktadır. Soğuk dövme simülasyon modeline örnek Şekil 5(b)'de gösterilmektedir. Model hareketli ve sabit kalıplar ile yarı mamulden oluşmaktadır. Simülasyonlarda hammadde üzerine Şekil 5(b)'de gösterildiği şekilde akış çizgileri tanımlanmıştır ve malzeme şekillenmesi ile bu çizgiler şekillenmektedir. Böylece malzeme akışı takip edilebilmektedir.

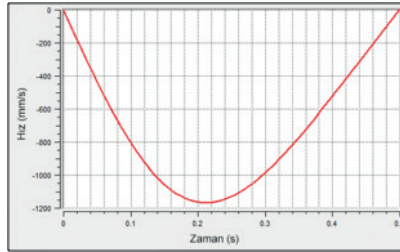
Soğuk dövme simülasyonunda kullanılan pres hızı-zaman grafiği Şekil 5(c)'de verilmektedir. Vuruş stroğu sonunda presin ulaştığı maksimum hız 1,190 m/s civarındadır.



(a)



(b)

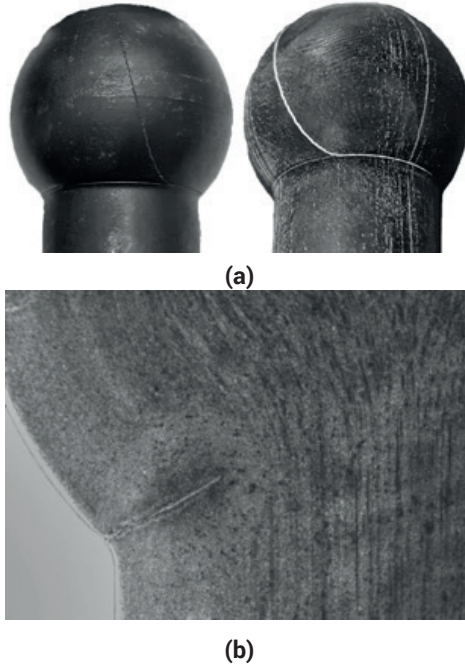


(c)

Şekil 5. Sonlu elemanlar simülasyon modelleri; (a) tel çekme işlemi, (b) soğuk dövme işlemi ve (c) soğuk dövme presi hız-zaman grafiği.

3. Bulgular

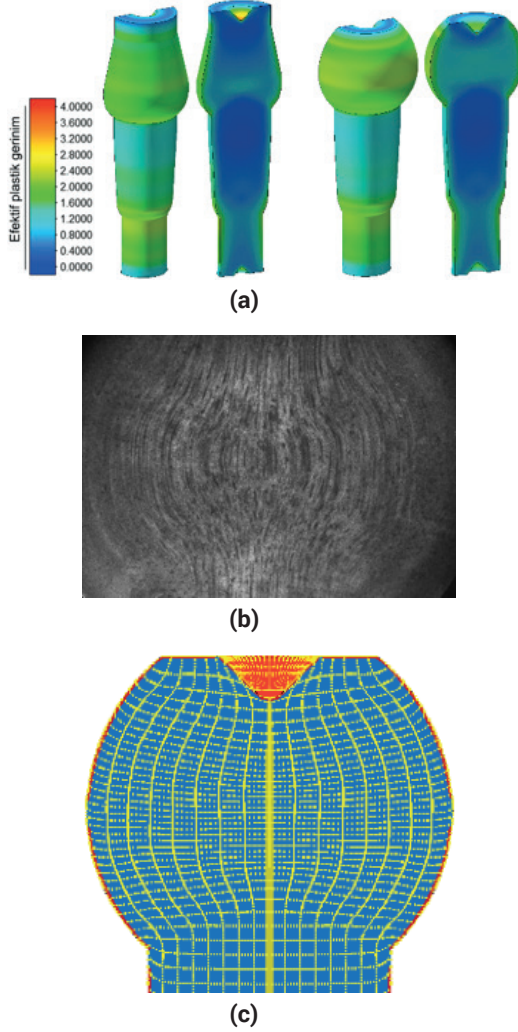
Soğuk dövme işlemi sonrasında rotıl küresinde meydana gelen çatlak oluşumu Şekil 6(a)'da gösterilmektedir. Yapılan makro incelemeye göre çatlağın küre altındaki kademe-den başladığı, aynı kademe üzerinde radyal olarak ilerlediği ve daha sonra kürede açılı ile ilerleyerek küre üstünde sona erdiği görülmektedir. Şekil 6(b)'de çatlak bölgesinin fotoğrafı verilmektedir. Görüleceği üzere çatlağın küre altı radyusunda başladığı ve bir tarafı Şekil 6(a)'da gösterildiği şekilde küre dışında ilerlerken diğer tarafın da kesit boyunca ilerlediği tespit edilmiştir. Hasar analizi gerilme yığılmasının bu noktada başladığına işaret etmektedir. Bu nedenle simülasyonlar ile özellikle bu bölgenin incelenmesi gerekmektedir.



Şekil 6. (a) Üründe dövme sonrası meydana gelen çatlak oluşumu ve
(b) çatlak bölgesinin optik mikroskop görüntüsü.

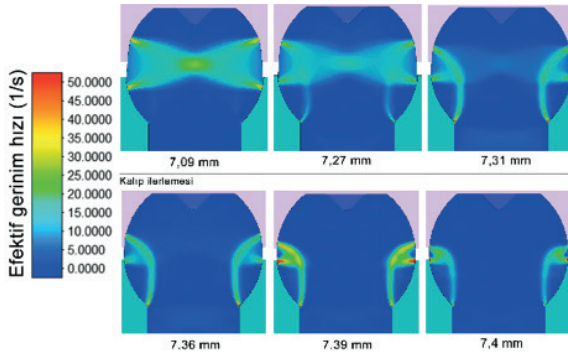
Şekil 7(a)'da üçüncü ve dördüncü dövme istasyonunda yarı mamullerde meydana gelen şekillenme ve efektif plastik gerinim dağılımları gösterilmektedir. Şekillenme incelendiğinde herhangi bir malzeme akış hatasına rastlanmamıştır. Küre altındaki çatlak bölgesinde plastik gerinim değerinin 1,6 civarında olduğu görülmektedir. Bu gerinim değeri şekillenme oranlarının yüksek olduğu soğuk dövme koşullarına göre oldukça düşük bir gerinim değeridir ve çatlama yaratacak büyüklükte değildir. Ayrıca küredeki maksimum gerinimin küre

boyunca homojen olarak dağıldığı görülmektedir. Şekil 7(b) ve (c)'de küredeki deneysel ve nümerik olarak belirlenen akış çizgileri gösterilmektedir. Şekilden görüleceği üzere kafa şişirme işleminde merkezdeki çizgiler sabit kalırken küre dışına doğru olan çizgiler radyal olarak açılmaktadır. Çatlamanın olduğu bölgede ise akış düzensizliğine rastlanmamıştır. Nümerik model sonucu ile deneysel sonuçlar oldukça tutarlıdır.



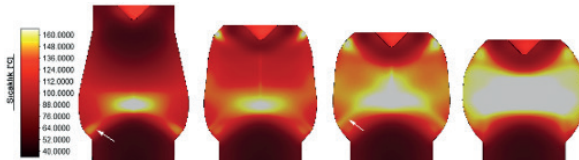
Şekil 7. (a) Üçüncü ve dördüncü istasyonlarda meydana gelen şekillenme ve plastik gerinim dağılımları ve kürede meydana gelen akış çizgileri; (b) numunede ve (c) simülasyonda tespit edilen akışlar.

Şekil 8’de küre şişirme işlemi sırasında malzeme içerisinde meydana gelen efektif gerinim hızının değişimi gösterilmektedir. Şişirme sırasında gerinim hızı küre içerisinde “x” şeklinde bir şekil oluşturmaktadır (kalıp ilerlemesinin 7,09 mm olduğu durum) ve beklenildiği üzere en yüksek gerinim hızı malzemenin kalıp ile temasta olan bölgelerinde oluşmaktadır. Baskı arttıkça (7,27 ve 7,31 kalıp ilerlemesi) “x” şeklinde meydana gelen gerinim hızı şeklinin başlangıç kısmının küre altı yarıçapı tarafına kaydığı görülmekte, kalıp ilerlemesinin 7,36 mm olduğu durumda ise tamamen bir bant şeklinde bu noktada lokalize olduğu görülmektedir. Kalıp ilerlemesinin 7,39 mm olduğu aşamada ise yarıçap üzerindeki gerinim değeri 50 s^{-1} civarında maksimum değerdedir ve bant şeklinde kafaya doğru uzamaktadır.



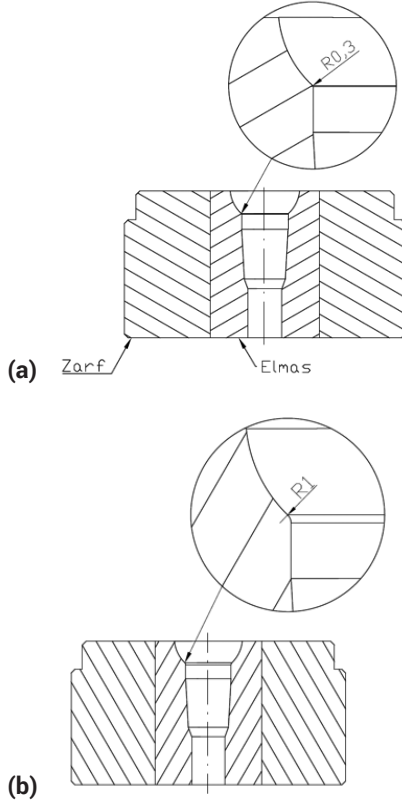
Şekil 8. Dördüncü istasyonda küre şişirme sırasında malzeme içerisinde oluşan efektif gerinim hızı değişimi.

Sabih ve diğerleri [6] yapmış oldukları çalışmada gerinim hızının yüksek olduğu lokal kısımlarda sıcaklık artışının da meydana gelmesi ile malzeme sertliğinde ani düşüşlerin meydana geldiğini ve bunun çatlaklara yol açtığından bahsetmektedirler. Bu bilgiler ışığında küre oluşturma sırasında küredeki sıcaklık değişimi incelenmiştir. Şekil 9’de küre oluşturma sırasında meydana gelen sıcaklık değişimi ve dağılımı verilmektedir. Şekilden görüleceği üzere hazırlık istasyonundan (üçüncü istasyon) gelen yarı mamulde en yüksek sıcaklık değerleri merkezde ve küre altı yarıçap bölgesindedir. Dövme işlemi sırasında en yüksek sıcaklık değeri dağılımın (ok ile gösterilmektedir) Şekil 8’de gösterilen maksimum gerinim hızı bantları ile benzer olduğu görülmektedir. Bu durum Sabih ve diğerlerinin [6] bahsettiği duruma oldukça benzerdir.



Şekil 9. Dördüncü istasyonda küre şişirme sırasında malzeme içerisinde oluşan sıcaklık dağılımı.

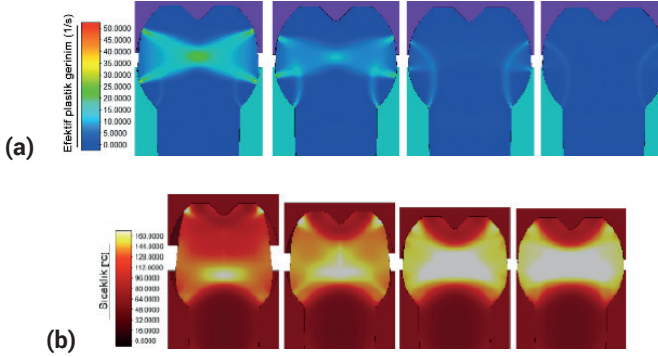
Yukarıda belirlenen bant ve yüksek sıcaklık oluşumunun küre altı radyus bölgesinde oluşması nedeniyle soğuk dövme kalıbı incelemeye alınmıştır. Şekil 10(a)'da kürenin oluşturulduğu dördüncü istasyon sabit kalıbı gösterilmektedir. Burada küre altındaki radyus değeri 0,3 mm olarak tanımlanmıştır. Radyus değerinin yetersiz olması malzemede lokal olarak gerinim hızının artmasına sebebiyet verebilir. Bu nedenle kalıbın bu noktasındaki radyus malzeme katlanmasına sebebiyet vermeyecek olan maksimum değere, 1 mm, çıkarılmıştır (Şekil 10(b)). Revize edilen bu kalıp ile dövme simülasyonu tekrarlanmıştır.



Şekil 10. Dördüncü istasyon sabit küre kalıbı; (a) mevcut ve (b) revize hali.

Şekil 11(a)'da revize edilen dördüncü istasyon sabit kalıbı ile gerçekleştirilen dövme işlemi sırasında kürede oluşan efektif gerinim hızı değişimi gösterilmektedir. Şekil 8'de gösterilen dağılıma kıyasla kürenin oluşturulduğu son adımlarda gerinim hızının 20 s^{-1} mertebelerinden 10 s^{-1} değerlerine düştüğü görülmektedir. Ayrıca radyus kısmında oluşan lokalize

ve yüksek (50 s^{-1}) gerinim hızı da azalarak 20 s^{-1} mertebesine inmiştir. Şekil 11(b)'de küredeki sıcaklık dağılımı gösterilmektedir. Sıcaklık değerleri incelendiğinde fark yaratacak bir düşüşün olmadığı görülmüştür. Bunun nedeni oluşan ana sıcaklığın bir önceki istasyondan gelmesi ve kafa içerisinde hapsolmesidir.



Şekil 11. Revize edilen dördüncü istasyon sabit küre kalıbı ile gerçekleştirilen dövme işleminde oluşan; (a) efektif gerinim hızı ve (b) sıcaklık dağılımı.

Gerinim hızındaki bu iyileşmenin çatlama oluşum riskini en aza indirmesi beklenmektedir. Bu varsayımın üretim şartlarında denemesi için deneme kalıpları yapılmış ve küre altı yarıçapı 1 mm'ye getirilmiştir. Çatlağın görüldüğü üretimde 10.000 adet ürün dövülmüş ve yaklaşık 110 adet çatlak ürün tespit edilmiştir. Revize edilen kalıplar ile 25.000 adetlik bir üretim gerçekleştirilmiştir. Dövme işlemi sonunda hiçbir üründe çatlak oluşumu tespit edilmemiştir.

4. Tartışma ve Sonuç

Simülasyon modellerinde kullanılan hasar modelleri ile ya da efektif gerinim değerleri ile çatlak oluşum riskleri görülebilmektedir. Ancak bu çalışmada ele alınan ürün tiplerinde bu yaklaşımlar çatlak oluşum tahmininde yetersiz kalabilmektedir. Efektif gerinim hızının çatlak oluşumunda etkili olduğu ve kalıp tasarımı ile lokalize olarak artması ile çatlak oluşumunu tetikleyebileceği tespit edilmiştir. Burada elde edilen bulgular He ve Huo'nun [10] çalışmalarında tespit ettikleri durum ile birebir örtüşmektedir. Gerinim hızının artması ile malzeme içerisinde bulunan mikro çatlak ve boşlukların birleşme hızları artmakta ve çatlak oluşumu hızlanmaktadır ya da tetiklenmektedir. Buna ek olarak gerinim hızının yüksek olduğu bölgelerde sıcaklığın artması ile oluşan deformasyon bantları da Sabih ve diğerlerinin [6] belirttiği şekilde etkili olmaktadır. Yüksek deformasyon hızında oluşan ısının atılma

ması ve bant üzerinde kalması sünekliğin ani artmasına ve plastik gerinimin yükselmesine neden olarak hasar oluşumuna yol açabilmektedir.

Bu çalışmada 41Cr4 özel dövme çeliğinden soğuk dövme ile şekillendirilen 8.8 kalite Ø12x60,5 rotül küresinde soğuk dövme operasyonunda meydana gelen çatlak oluşumu ve nedenleri gerçekleştirilen hasar ve sonlu elemanlar analizleri ile irdelenmiştir. Hasar analizleri çatlak başlangıcının küre altı radyus bölgesi olduğunu, çatlağın küre yüzeyinde kafaya doğru ve çatlak başlangıç noktasında içeriye doğru çift yönlü olarak ilerlediğini göstermiştir. Dövme işlemine ait sonlu elemanlar analizleri küre oluşturma sırasında küre altı radyus bölgesinde gerinim hızının lokalize olarak dövmede meydana gelen gerinim hızına göre yüksek olduğunu, buna ek olarak sıcaklığında 160 °C civarında olduğunu belirlemiştir. Bu durumun malzeme içerisinde kayma bandı oluşumuna sebep olduğu görülmüştür. Küre sabit kalıbında küre altı radyusu malzeme katlanmasına yol açmayacak en yüksek değer olan 1 mm'ye yükseltilmiştir. Artan alan ile gerinim hızının daha homojen dağılması sağlanmış ve bant oluşumu engellenmiştir. Revize edilen kalıplar ile yapılan seri üretimde dövme çatlağına rastlanmamıştır. Çalışma sonunda çatlak oluşumunun yalnızca hasar modelleri ile tespit edilemeyeceği görülmüş olup, tasarımların simülasyonlar ile detaylı bir şekilde irdelenmesi gerektiği tespit edilmiştir. Metal dövme endüstrisinde meydana gelen kalite hatalarının engellenmesinde kalıp tasarımlarının nümerik simülasyonlar ile irdelenmesinin öneminin de ayrıca altı çizilmelidir.

Kaynakça

- [1] Kılıçaslan C. and İnce U. 2016. Failure analysis of cold forged 37Cr4 alloy M10x28 bolts, Engineering Failure Analysis, vol. 70, pp. 177-187.
- [2] Jeswiet J., Geiger M., Engel U., Klenier M., Schikorra M., Duflou J., Neugebauer R., Bariani P., Bruschi P. 2018. Metal forming progress since 2000, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, vol. 1, no. 1, pp. 2-17.
- [3] Cockroft M.G. and Latham D.J. 1968. Ductile and workability of metals, Journal of the Institute of Metals, vol. 96, pp. 33-39.
- [4] Cao T. S. 2017. Models for ductile damage and fracture prediction in cold bulk metal forming processes: a review," International Journal of Material Forming, vol.10, no.139 DOI: 10.1007/s12289-015-1262-7.
- [5] Landre J., Pertence A., Cetlin P.R., Rodrigues J. M. C., and Martins P. A. F. 2003. On the utilisation of ductile fracture criteria in cold forging, Finite Elements in Analysis and Design, vol. 39, no. 3, pp. 175-186, 1.

- [6] Sabih A., Elwazri A., Nemes J.A. , and Yue S. 2006. A Workability Criterion for the Transformed Adiabatic Shear Band Phenomena during Cold Heading of 1038 Steel, *Journal of Failure Analysis and Prevention*, vol. 6, no. 4, pp. 97-105.
- [7] Watanabe A., Fujikawa S., Ikeda A., and Shiga N. 2014. Prediction of Ductile Fracture in Cold Forging, *Procedia Engineering*, vol. 81, pp. 425-430.
- [8] Quan G.Z., Luo G.C., AnMao, Liang J.T., and Dong-senWu. 2014. Evaluation of Varying Ductile Fracture Criteria for 42CrMo Steel by Compressions at Different Temperatures and Strain Rates, *The Scientific World Journal* DOI: 10.1155/2014/579328.
- [9] Ince U. and Güden M. 2013. An iterative numerical method for determination of temperature-dependent friction coefficients in thermomechanical model analysis of cold bolt forging, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 68, no. 9, pp. 2133-2144.
- [10] He T. and Huo Y. 2018. A New Damage Evolution Model for Cold Forging of Bearing Steel-Balls, *Transactions of the Indian Institute of Metals*, vol. 71, no. 5, pp. 1175-1183.



SOĞUK DÖVME KALİPLARINDA ÖMÜR ARTIŞI ELDE ETMEK İÇİN BASKIN HASAR MEKANİZMASININ BELİRLENMESİ

M. Burak Toparlı



SOĞUK DÖVME KALIPLARINDA ÖMÜR ARTIŞI ELDE ETMEK İÇİN BASKIN HASAR MEKANİZMASININ BELİRLENMESİ

M. Burak TOPARLI

Corresponding Author: burak.toparli@normciivata.com

Öz

Bu çalışma kapsamında soğuk dövme yöntemiyle üretilen M10x16 konik kafa T50 soketli bağlantı elemanının üretiminde kullanılan soğuk dövme kalıpları ele alınmıştır. Üretim hattında düşük çevrimde kırıldığı tespit edilen zımba adaptörü için detaylı çalışmalar yürütülmüştür. Üretimden alınan hasarlı kalıplar incelenmiş ve sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak şekillenme ve kalıp analizi simülasyonları gerçekleştirilmiştir. İlgili çalışmalar göz önünde bulundurularak kalıp tasarımı revize edilmiş ve kalıp ömründe yaklaşık 20 kat iyileşme elde edilmiştir. Revize edilen ve üretimde kullanılmış hasarlı kalıplar için incelemeler tekrarlanmış ve baskın hasar mekanizmasının değiştiği tespit edilmiştir. Yapılan çalışmalar kapsamında, soğuk dövme kalıplarında ömür artışı elde edilmesi için baskın hasar mekanizmasının ortaya çıkarılması ve karşı tedbir alınması gerektiği ve bu döngünün hedeflenen kalıp ömrü elde edilene kadar devam edilmesi gerektiği ortaya konmuştur.

Anahtar Kelimeler: Soğuk dövme, hasar mekanizmalarının incelenmesi, sonlu elemanlar yöntemi, kalıp gerilme analizi.

DETERMINATION OF EFFECTIVE FAILURE MECHANISM TO IMPROVE TOOL LIFE OF COLD FORGING DIES

Abstract

In this study, production tools of cold forged M10x16 conic head fasteners with T50 socket were investigated. Punch adapter, one of the production tools of the investigated fastener, was examined due to early failure observed during production. Failed punch adapters were examined and finite element simulations were carried out. Based on the detailed examination, the design of the punch adaptor was revised and approximately 20 times life enhancement was achieved. The failed punch adaptor after design improvement was re-investigated and it was shown that the effective failure mechanism acting on the punch adaptor was changed. According to investigations carried out in this study, it was shown that tool life enhancement could be obtained by determining the effective failure mechanism and applying countermeasures. This procedure has to be carried out until the target service life is achieved.

Keywords: Cold forging, failure analysis, finite element method, tool stress analysis.

1. Giriş

Soğuk dövme, özellikle otomotiv gibi üretilen parça adetlerinin çok fazla olduğu sektörlerde yaygın olarak kullanılan metal şekillendirme yöntemlerindendir. Soğuk dövme sürecinde kangal şeklinde tedarik edilen malzemeler, ürün ve geometriye uygun preslerde dövülmektedir. Şekil verme işlemi silindirik olarak kesilen iş parçasının genellikle birden çok istasyonda farklı yapı ve geometride kalıplar kullanılarak malzemenin plastik deformasyonu ile sağlanmaktadır. Konvansiyonel talaşlı imalat yöntemleri ile karşılaştırıldığında, adetli üretimler dövme yöntemi ile daha ekonomik ve hızlı bir şekilde yapılabilir. Ayrıca, malzemeden talaş almadan şekil verildiği için dövme sonucu malzeme içerisindeki akış eğrileri kesintisiz olacağından yapısal bütünlüğü daha yüksek ürünler elde edilebilmektedir. Talaşlı imalat ile üretilen ürünlerde malzeme akışı kesik olacağından dolayı, bu bölgelerde çatlak oluşum riski daha yüksek olmakta ve bu durum özellikle malzeme yorulma ömrüne olumsuz etki yapmaktadır. Son ürün geometrisi düşünüldüğünde, talaşlı imalat yöntemleri ile daha dar toleransta ve geometrik olarak daha karmaşık ürünler üretilebilmektedir. Çevreye olan etki düşünüldüğünde, konvansiyonel talaşlı imalat yöntemlerinde adet başına daha çok enerji tüketilmekte ve daha çok sera gazı salınımı yapılmaktadır. Dövme ve

talaşlı imalat yöntemlerinin karşılaştırılması ile alakalı daha fazla bilgi için (Yurtdaş et al., 2018) incelenebilir.

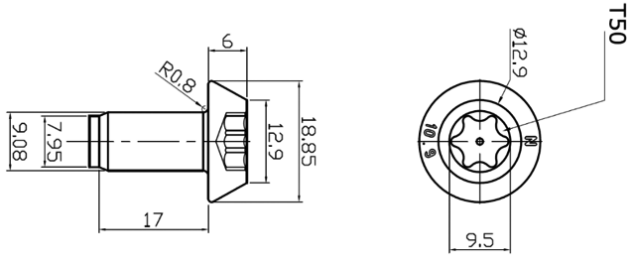
Soğuk dövme prosesiyle şekil vermede üretilen malzeme türüne ve geometrisine bağlı olarak kalıplara oldukça fazla yük binebilmekte ve düşük çevrimlerde kalıp kırılmaları meydana gelebilmektedir. Sıcak ve soğuk dövmede kullanılan kalıp hasarlarının nedenleri incelendiğinde başlıca mekanizmalar yıpranma (Behrens, 2008), çatlak oluşumu ve yorulma (Knoerr et al., 1994) ve plastik deformasyon (Kim et al., 2005) olarak sıralanabilir. Yıpranma kaynaklı hasarlar aşınma ve yapışma olarak ayrıştırılabilir. Bu mekanizmalar, yanlış malzeme seçimi, uygun olmayan kalıp tasarımı, ısıtma işlem eksikliği/hatası, sürtünme, yağlama gibi proses koşullarının optimum olmaması gibi nedenlerle tetiklenmektedir. Yük altında belirtilen mekanizmalardan çoğu kalıplar üzerine etki etmekte, ancak genelde baskın mekanizma sonucu kalıplar kullanılamaz hale gelmektedir (Summerville et al., 1995, Alimi et al., 2016). Kullanılan kalıp malzemesinde değişiklik yapılması kalıp ömrünü artırmak için kullanılacak yöntemlerden bir tanesidir. Örneğin, aşınma sonucu kullanılamaz hale gelen kalıp için daha sert malzeme kullanılması ya da pullanma ve ufalanma sonucu hasar gören kalıplar için daha tok malzeme tercih edilmesi kalıp ömrüne pozitif etki yapacaktır. Ayrıca, dövme işleminde kullanılacak kalıplara farklı yüzey işlemleri uygulayarak ömür artışı elde etmek de mümkündür (Chang et al., 2008, Wagner et al., 2008). Çatlak ve yorulma sonucu hasar gören kalıplarda ise kalıp tasarımında değişiklik yapılarak çatlak oluşumunun engellenmesi veya geciktirilmesi kalıp ömrünün uzatılması için tercih edilebilecek diğer bir alternatiftir (Nagao et al., 1994, Vazquez et al., 2000, Behrens et al., 2016). Özellikle tasarımsal değişikliklerde deneme-yanılma yerine sonlu elemanlar tabanlı sayısal simülasyon çalışmalarının yapılması zaman ve maliyet azaltma konusunda kullanılabilecek etkin bir yöntemdir (Altan et al., 1992, McCormack et al., 2001, Lee et al., 2003). Ancak, farklı yöntemler kullanılarak yapılacak tasarım, malzeme vb. değişiklikler kalıba etki edecek tüm hasar mekanizmalarını ortadan kaldırmak için yeterli olmayacaktır. Yapılan iyileştirmeler, baskın hasar mekanizması etkinliğinin azalmasına veya kalıbın daha uzun çevrimlerde çalışmasına imkan verecek farklı bir hasar mekanizmasının etkin rol oynayacağı bir durum ortaya çıkmasını sağlayacaktır.

Bu çalışmada, soğuk dövme yöntemi ile üretilen M10x16 konik kafa T50 soketli bağlantı elemanı detaylı olarak incelenmiştir. Çalışmalar kapsamında ilgili ürünün soğuk dövme ile şekillendirme prosesi takip edilmiş ve çalışma ömrü en düşük kalıp olan zimba adaptörü detaylı inceleme için ele alınmıştır. Kalıpta meydana gelen hasar mekanizmaları ve nedenlerinin bulunması için üretim sürecinde kullanılamaz hale gelen kalıplar incelenmiş ve sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak simülasyon çalışmaları yapılmıştır. Kırılmanın kök neden-

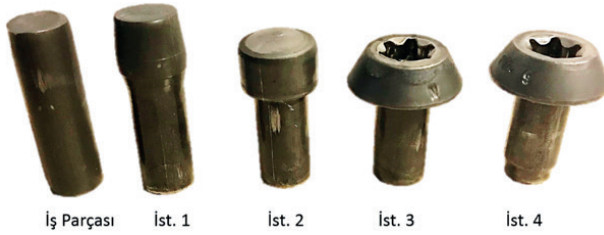
leri bulunduktan sonra simülasyon çalışmaları göz önünde bulundurularak kalıp tasarımı revize edilmiş ve simülasyon çalışmaları tekrarlanmıştır. Revize edilen kalıplara ait simülasyon bulguları sonucunda zımba adaptörü üzerine etki eden gerilmelerde ciddi azalma olduğu teyit edilmiştir. Gerçek üretim koşullarında revize kalıplar kullanılarak üretim denemesi yapılmış ve yeni durum için kalıp ömürleri tespit edilmiştir. Üretim hattından alınan sonuçlara göre revize kalıplarda yaklaşık 20 kat ömür artışı elde edilmiştir. Ayrıca hasar gören revize kalıplar için detaylı inceleme tekrarlanmış ve kalıp kırılmasını tetikleyen etkin hasar mekanizmasının değiştiği ortaya konmuştur.

2. Deneysel Metot

Bu çalışma kapsamında M10x16 konik kafa T50 soketli bağlantı elemanı üretiminde kullanılan kalıplar incelenmiştir (Şekil 1). İlgili ürün NORM Cıvata İzmir fabrikasında toplam 4 istasyonda üretilmektedir. Kullanılan soğuk dövme yöntemi doğası gereği her istasyonda sabit ve hareketli kalıp sistemleri kullanılmaktadır. Hareketli kalıplar bağlı oldukları krank mili hareketi sayesinde senkron bir şekilde sabit kalıplara doğru hareket etmekte ve her bir istasyonda yer alan iş parçasının plastik deformasyonu ile şekillenme gerçekleştirilmektedir. Daha sonra parmaklar yardımıyla her iş parçası bir sonraki istasyona aktarılmakta, son istasyondaki ürün ise diş çekme işlemi için başka bir makineye alınmaktadır. İncelenen ürün için ilk istasyonda armudi form oluşturulmakta olup ikinci istasyonda kafa formu için hazırlık yapılmaktadır. Üçüncü istasyonda kafa geometrisi nihai hale getirilmekte ve son istasyonda ise uç sivrilme işlemi gerçekleştirilmektedir. Tüm istasyonlara ait üretimden elde edilen numuneler Şekil 2 ile verilmiştir. Soğuk dövmede kullanılan 10 mm çaplı 23MnB4 çelik malzemelere, soğuk dövme öncesi küreselleşme tavlaması uygulanarak üretim geçmiş kaynaklı gerinim sertleşmesi ve kalıntı gerilmeler normalize edilmektedir (Toparli et al., 2018). Bu sayede plastik deformasyon ile şekillenme için malzeme en uygun koşula getirilmekte, ısıtılma işlemi öncesi duruma göre daha sünek ve dövmeye daha uygun malzeme yapısı elde edilmektedir. Bu durum, kalıpların daha az yük altında çalışmasına da imkan vermekte ve presin daha az zorlanmasını sağlamaktadır. Ürünlerin soğuk şekillendirilmesinin ardından istenen mekanik özelliklerin elde edilebilmesi için su verme ve menevişleme ısıtılma işlemleri uygulanmaktadır. Bu çalışmada kullanılan bağlantı elemanlarının kalitesi ısıtılma işlem sonrası 10.9 olarak elde edilmiştir. Bağlantı elemanının kalitesini ve üreticinin logosunu içeren damgalar özellikle otomotiv sektöründe kullanılan bağlantı elemanlarında olması gereken unsurlar arasında yer almaktadır.



Şekil 1. M10x16 Konik Kafa T50 soketli bağlantı elemanı.



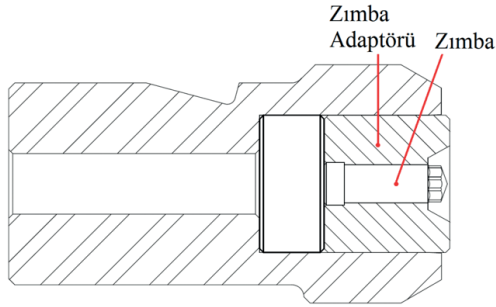
Şekil 2. M10x16 konik kafa T50 soketli bağlantı elemanına ait istasyon numuneleri.

Son ürün maksimum kafa çapı 18,85 mm, shaft boyu 17,00 mm'dir.

Çalışma kapsamında incelenen ve en çok kırılma yaşanan üçüncü istasyon hareketli kalıbında yer alan zımba adaptörü için detaylı incelemeler gerçekleştirilmiştir. Ele alınan ürünün üretildiği pres ve kalıp sistemi Şekil 3 ile gösterilmiştir. İlgili zımba adaptörü ve zımbanın olduğu 3. istasyon hareketli kalıp sistemi Şekil 4 ile verilmiştir. Zımba adaptörü, yüksek karbon - yüksek krom, molibden ve vanadyum alaşımlı 1.2379 (X153CrMoV12) soğuk iş takım çeliklerinden üretilmiştir. Bu malzeme yüksek aşınma direnci ve yüksek tokluğu sayesinde soğuk dövme kalıplarında sıkça kullanılmaktadır. Zımba adaptörü ısıtıl işlem sonrası 54-56 HRC sertlik değerine getirilerek kullanılmaktadır. Üretim sırasında elde edilen bilgilere göre zımba adaptöründe ortalama 2.000 adetlik bir üretim sonrasında çatlak oluşmaktadır. Zımba adaptörü ile beraber kullanılan zımba 1.3247 yüksek hız çeliklerinden üretilmektedir. Isıl işlem sonrası 64-66 HRC sertlik değeri elde edilen zımba daha sonra TiN ile kaplanmaktadır. Zımba adaptörü ve zımbada kullanılan malzemelere ait alaşım elementlerinin kompozisyon bilgisi Tablo 1 ile verilmiştir. Kalıp ömürlerine yönelik yapılan deneysel çalışmalar gerçek üretim koşullarında gerçekleştirilmiştir.



Şekil 3. Soğuk dövme kalıp sistemi. İncelenen zımba adaptörü 3. İstasyon hareketli blokta yer almaktadır.



Şekil 4. Soğuk dövme prosesi üçüncü istasyon hareketli kalıp sistemi. Kırılma yaşanan zımba adaptörü ve ilgili zımba kırmızı ile işaretlenmiştir.

Table 1. (a) Zımba (1.3247) ve (b) zımba adaptöründe (1.2379) kullanılan malzemelere ait alaşım elementleri

(a)	C/%	Cr/%	Mo/%	V/%	Si/%	W/%	Co/%
1.3247	1,05-1,15	3,50-4,50	9,00-10,00	0,90-1,30	Mak. 0,70	1,20-1,90	7,50-8,50

(b)	C/%	Cr/%	Mo/%	V/%	Si/%	Mn/ %	S/%	P/%
1.2379 (X153CrMoV12)	1,45-1,60	11,00-13,00	0,70-1,00	0,70-1,00	0,15-1,60	0,20-0,60	Mak. 0,03	Mak. 0,03

3. Sonlu Elemanlar Yöntemi Destekli Kalıp Çalışmaları

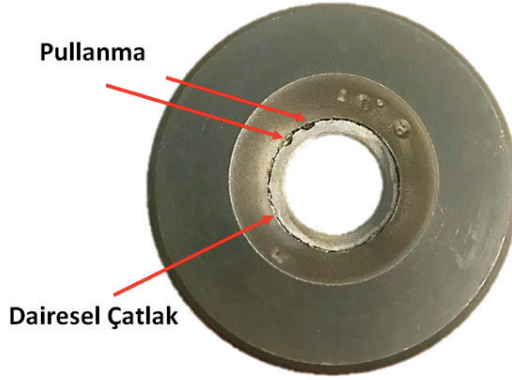
İncelenen bağlantı elemanına ait soğuk dövme proses simülasyonu ve kalıp analizleri Simufact.forming sonlu elemanlar programı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Simülasyon çalışmalarında iki farklı yaklaşım kullanılmıştır. Öncelikle istasyonlarda şekillenme ile alakalı bir problem olup olmadığına yönelik termo-mekanik analizler yapılmış ve bu nedenle ilk üç istasyon için ayrı modelleme ve simülasyon çalışmaları gerçekleştirilmiştir. Sonlu elemanlar analizlerinde üretimden daha önce elde edilen malzeme ve sürtünme modelleri ile pres bilgileri kullanılmıştır. Prese ait bilgilerin özellikle soğuk şekillendirme esnasında gerinim hızını etkileyeceği için gerçekçi olması önemlidir. Ürün için kullanılan 23MnB4 malzemesine ait deneysel elde edilen akış eğrileri modellemede kullanılarak daha gerçekçi sonuçlar elde edilmesi sağlanmıştır. İstasyon numunelerinin geometrilerinden dolayı ilk iki istasyon aksisimetrik, üçüncü istasyon 3 boyutlu olarak modellenmiştir. 3 boyutlu analizlerde eleman sayısını azaltarak hesaplama sürelerini kısaltmak için iş parçasının yarısı modellenmiştir. Aksisimetrik modellemelerde quad, 3 boyutlu modellemede ise heksahedral eleman tipleri kullanılmıştır. Şekillenme analizleri için iş parçası elastik-plastik, diğer kullanılan kalıplar rijit olarak tanımlanmıştır.

Şekillenme modellemelerinin ardından kalıp analizleri gerçekleştirilmiştir. Gerçekleştirilen kalıp analizlerinde hesaplama sürelerini azaltmak için kalıplar ve iş parçasının yarısı modellenmiştir. Kalıp ve iş parçası için heksahedral eleman tipi tercih edilmiştir. Şekillenme simülasyonlarında olduğu gibi sürtünme ve pres bilgileri gerçek durumu yansıtabacak şekilde kullanılmıştır. Kalıp malzemeleri elastik olarak modellendiği için akış eğrilerine ihtiyaç olmadan sadece Elastik Modulus ve Poisson oranı bilgileri kullanılarak simülasyonlar gerçekleştirilmiştir. İş parçası için şekillenme analizlerinde de kullanılan 23MnB4 malzemesine ait akış eğrileri kullanılmıştır. Kalıp analizlerinde zimba adaptörü ve zimba elastik, iş parçası elastik-plastik ve sabit kalıp rijit olarak modellenmiştir.

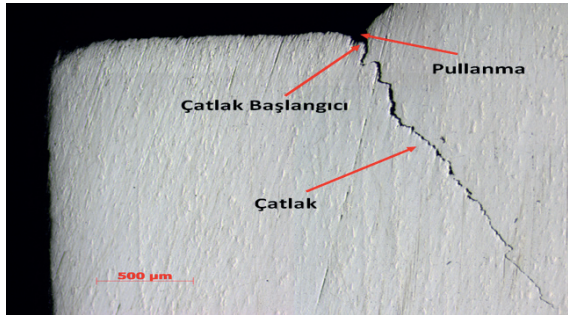
4. Sonuçlar ve Tartışmalar

Üretim esnasında kırılan iki adet zimba adaptörü detaylı olarak incelenmiştir. Öncelikle, zimba adaptörü üretimi sırasında ısıl işlem ile istenen sertlik değerinin elde edilip edilemediğini tespit etmek için sertlik testleri yapılmıştır. 3 adet sertlik testinin ortalaması 56 HRC olarak istenen değerde elde edildiği doğrulanmış ve ısıl işlemden bir problem olmadığı ortaya konmuştur. Daha sonra elde edilen hasarlı zimba adaptörleri incelenmiş ve iki adaptörde de benzer çatlak morfolojisi olduğu saptanmıştır. Bu durum, kırılmaların kalıp bazlı olmadığı ve sistematik bir problem olduğu ihtimalini güçlendirmiştir. Çatlak yeri ve morfolojisi incelendiğinde, zimba adaptörü geometrisinin dövme yönünde ani değişim gösterdiği bölgede dairesel çatlak oluşumu tespit edilmiştir (Şekil 5). Çatlak oluşumu ile beraber, bazı bölgelerde

lokal olarak malzeme kopması (pullanma) da gözlenmiştir. Daha sonra çatlak oluşumunun detaylı incelenmesi için zımba adaptörü tel erozyon ile kesilmiş ve optik mikroskop kullanılarak detaylı incelenmiştir (Şekil 6). Yapılan incelemede, zımba adaptöründe ani geometri değişkenliği olan bölgede çatlak oluşumu doğrulanmıştır. Ayrıca, çatlak oluşumu esnasında bazı bölgelerde lokal malzeme kopması (pullanma) yaşandığı da optik mikroskop ile yapılan inceleme sonucu saptanmıştır. Üretim esnasında yağlama ve soğutma amaçlı sıvılar kullanılmaktadır. Çatlak ilerleme profili incelendiğinde, dinamik üretim koşulları, çatlak oluşumu sonrası değişen yükleme – malzeme tokluğu kombinasyonu, kullanılan sıvıların kalıp ve malzeme arasında sıkışması ve bu durum sonucunda zımba adaptörüne uyguladığı hidro-dinamik kuvvetler ile lokal ve genel malzeme özellikleri ve kusurları gibi faktörlerin combine etkisi altında çatlağın ilerlediği değerlendirilmektedir.



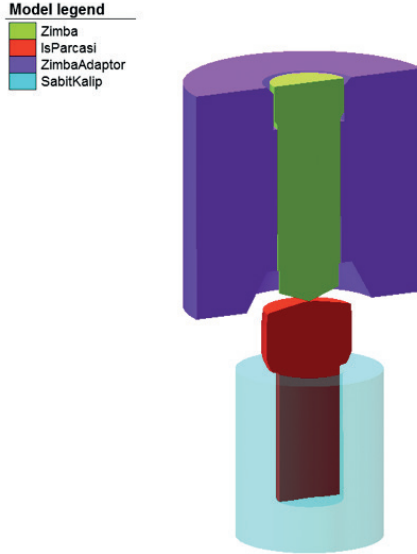
Şekil 5. Kırılan zımba adaptöründe gözlenen çatlak oluşumu. Zımba adaptörü iç çapı 9,50 mm, dış çapı 34,00 mm'dir.



Şekil 6. Çatlak oluşumu gözlenen zımba adaptörünün tel erozyon ile kesilerek incelenmesi.

Çatlak başlangıcında pullanma malzeme kopması gözlenmiştir.

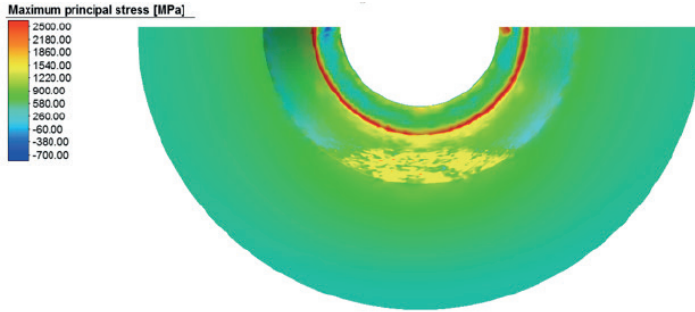
Simülasyon çalışmaları kapsamında oluşturulan sonlu elemanlar modeli Şekil 7 ile verilmiştir. Şekillenme çalışmaları sonucu elde edilen istasyon numuneleri Şekil 8 ile verilmiştir. Modelleme çalışmalarına göre şekillenme sırasında katlanma, set oluşumu gibi herhangi bir soğuk şekillendirme kusuruna rastlanmamış, tasarıma uygun istasyon numuneleri elde edilmiştir. Şekillenme simülasyonları sonrası mevcut durum için kalıp analizleri gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sonuçlara göre zimba adaptörünün çekme gerilmelerinden dolayı kırıldığı ve bu nedenle maksimum asal gerilmelerin kritik olduğu değerlendirilmiştir. Simülasyonlar sonucu elde edilen maksimum asal gerilmeler, gerçekte kırılmanın yaşandığı bölgede ve zimba adaptöründe kullanılan 1.2379 malzemenin akma değerinin (~ 2.500 MPa) üstünde elde edilmiştir (Şekil 9). Simülasyon çalışmaları sonucu elde edilen gerilme profili ile kalıp kırılmasına neden olan çatlak oluşum morfolojisi birbirlerine çok benzer elde edilmiştir (Şekil 10). Bu karşılaştırma, yapılan simülasyon çalışmalarının da doğruluğunu teyit eder niteliktedir. Simülasyon çalışmaları ve zimba adaptöründeki çatlak yeri ve morfolojisi göz önünde bulundurularak oluşan hasarın kök nedeni ortaya konmuştur. Kalıp tasarımından dolayı üretim esnasında yük altında geometrinin ani değişkenlik gösterdiği yerde gerilme birikmesi olduğu ve bu durumun zimba adaptöründe çatlak oluşumuna neden olduğu saptanmıştır. Bu durumda, zimba adaptörü tasarımının revize edilerek kalıp ömründe iyileştirme elde edilmesi gerektiği ortaya konmuştur.



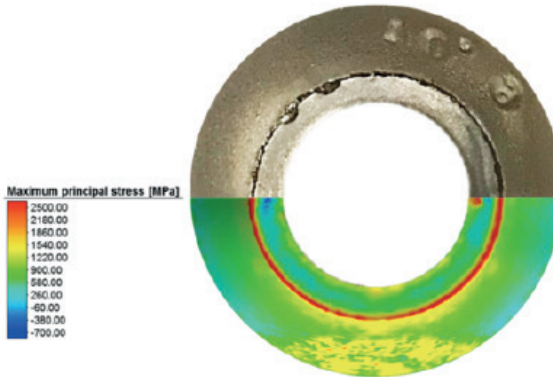
Şekil 7. Oluşturulan sonlu elemanlar modeli.



Şekil 8. İlk 3 istasyon için yapılan şekillenme simülasyonları sonucu elde edilen ara istasyon ürün formları.

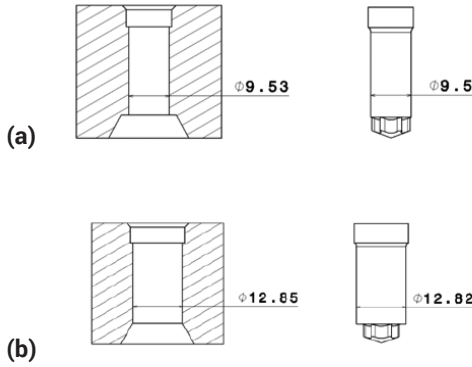


Şekil 9. Kırılma yaşanan zımba adaptöründe elde edilen maksimum asal gerilmeler.



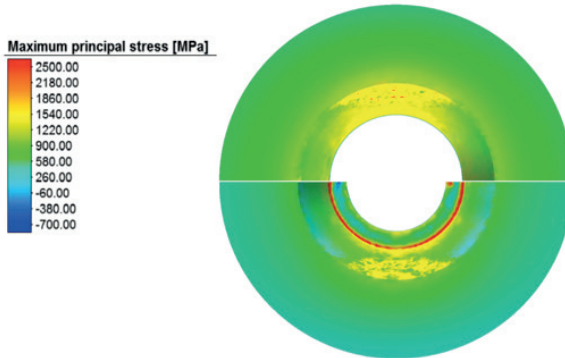
Şekil 10. Kırılma yaşanan zımba adaptöründeki çatlak morfolojisi ile simülasyonlar sonucu elde edilen maksimum asal gerilmelerin karşılaştırılması.

Zimba adaptörü için yapılan tasarım çalışmalarında gerilme yığılmasını önleyecek modifikasyonlar değerlendirilmiştir. Bu kapsamda, gerilme birikmesini önleyecek bir zimba adaptör formu ortaya çıkarılmıştır. Bu değişiklik ile zimba adaptörü ile beraber kullanılan zimba tasarımında da değişiklik yapılmıştır (Şekil 11). Revize edilen zimba adaptöründen kaynaklı olarak malzeme şekillenmesinde herhangi bir değişiklik olmadığı için sadece elastik kalıp analizleri tekrarlanmıştır. Mevcut ve revize zimba adaptörlerine ait maksimum asal gerilme karşılaştırması Şekil 12 ile verilmiştir. Revize tasarım ile yüksek elde edilen maksimum asal gerilmelerde iyileşme sağlanmış ve gerilme birikmesi önlenmiştir. Bu durumda kırılmaların yaşandığı bölgede gerilme birikmesi ortadan kalktığı için kalıp ömürlerinde ciddi artış elde edileceği ortaya konmuştur.



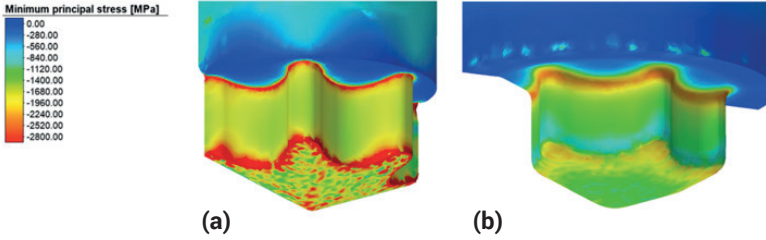
Şekil 11. (a) Mevcut zimba adaptörü ve zimba ve (b) revize edilmiş zimba adaptörü ve zimba.

Şekilde nominal ölçüler verilmiştir.



Şekil 12. Mevcut (altta) ve revize edilmiş (üstte) zimba adaptörlerine ait maksimum asal gerilmeler.

Zimba adaptöründeki tasarım revizesi sonrası zimbada da güncelleme yapılmıştır. Bu durumda kalıp analizleri zimba için de yapılmış ve sonuçları Şekil 13 ile verilmiştir. Zimba için yapılan modelleme çalışmalarında, zimbanın yüksek basma gerilmelerine maruz kaldığı ve bu nedenle minimum asal gerilmelerin kritik olduğu sonucuna ulaşılmıştır. Ayrıca, yapılan simülasyonlar sonrası gerilme yığılması gözlenen soket-şaft geçiş kısmına 0,5 mm radyus tanımlanmıştır. Revize edilen zimba tasarımı ile minimum asal gerilmelerde yaklaşık %30 iyileşme elde edilmiştir.



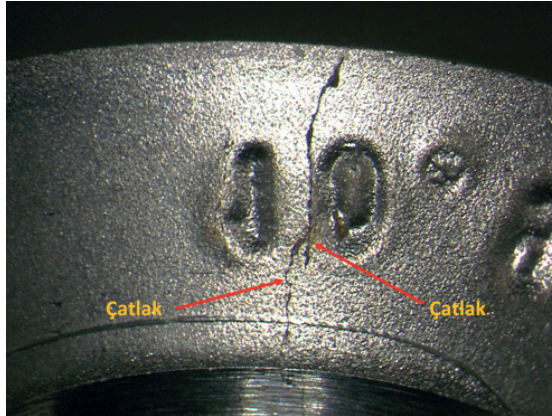
Şekil 13. Mevcut (a) ve revize edilmiş (b) zimbaya ait minimum asal gerilmeler.

Sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak elde edilen sonuçlara göre tasarımları revize edilen zimba ve zimba adaptörü için üretim hattında denemeler gerçekleştirilmiştir. Üretim esnasında elde edilecek gerilme hızı gibi pres kaynaklı bir farklılık olmaması için ilk üretimde kullanılan pres revize tasarımlar için de tercih edilmiştir. Toplam 355.000 adetlik üretim esnasında revize edilen zimba ve zimba adaptörleri takip edilmiştir. Üretim esnasında zimba adaptörü değiştiği durumda tedbir amaçlı zimba da değiştirilmiştir. Üretimde kullanılan zimba ve zimba adaptörlerinden bir set Şekil 14 ile verilmiştir. Üretimler esnasında zimba ile alakalalı ömür açısından bir probleme rastlanmamıştır. Toplam üretimde 9 adet zimba adaptörü kullanılmış ve ortalama 39.500 adetlik ömür elde edilmiştir.



Şekil 14. Üretim denemelerinde kullanılan revize zimba ve zimba adaptörü.

Kullanılamaz hale gelen revize kalıplarda etkin hasar mekanizmalarının ortaya çıkarılması için ilgili kalıplar detaylı olarak incelenmiştir. Öncelikle zimba adaptörünün çatlak oluşumu ile hasar gördüğü anlaşılmış ve çatlak oluşumunun nedenleri araştırılmaya başlanmıştır. İncelenen zimba adaptörlerinde çatlak oluşumunun üretici ve ürün kalitesini gösteren unsurların olduğu yerlerde başladığı ve çatallanarak ilerlediği ön görülmüştür (Şekil 15). Çatallanan çatlak profili incelendiğinde çatlak başlama yeri hakkında bilgi vermesine rağmen kesin başlama yeri ve şeklinin anlaşılması için hasarlı zimba adaptörleri pres altında kırılmıştır. Elde edilen yüzeyler incelendiğinde konik kafa formunun verildiği zimba adaptörünün konik kısmında yer alan üretici ve ürün kalitesini gösteren unsurların olduğu bölgede çoklu çatlak oluşumu ve yük altında çatlakların buradan ilerlediği tespit edilmiştir (Şekil 16). Zimba adaptörü, talaşlı imalat ile istenen forma getirilmekte ve konik kısımda yer alan ve bağlantı elemanı üreticisi ve kalitesini gösteren unsurlar dalma erozyon yöntemi ile ortaya çıkarılmaktadır. Uygulanan yöntem doğası gereği talaşlı imalata göre yüzey pürüzlülüğü daha yüksek yüzeyler elde edilmektedir. Yüzey pürüzlülüğünün artması ile beraber özellikle üretici ve ürün kalitesini gösteren unsurlardaki lokal yüzey profil değişikliği olan yerlerden yük altında çoklu çatlak oluşumu özellikle Şekil 16 ile elde edilen yüzey sonucu anlaşılmıştır. Özellikle çevrimli yük altında yüzey pürüzlülüğü fazla olan malzemelerde bu bölgelerin çatlak başlama yeri olarak davrandığı ve yorulma ömrüne negatif etki yaptığı bilinmektedir (Peyre et al., 1996, Luong et al., 2009).



Şekil 15. Revize edilen kalıplarda çatallı çatlak oluşumu. Bağlantı elemanı kalitesini (10.9) gösteren unsurlardan "1" uzunluğu yaklaşık 1,80 mm'dir.



Şekil 16. Revize edilen kalıpta çatlak başlama yerlerinin anlaşılması için pres ile kırılması sonucu elde edilen yüzey. Çatlak oluşumunun başladığı konik yüzey kesit uzunluğu 6,70 mm'dir.

Bu çalışmada kullanılan mevcut ve revize kalıpların üretim yönteminde herhangi bir değişiklik yapılmamıştır. İki tasarımda da kalıp üzerindeki üretici ve bağlantı elemanının kalitesini gösteren unsurlar dalma erozyon yöntemi ile oluşturulmuştur. Mevcut zımba adaptörünün konik yüzey pürüzlülüğü ve üretici logosuyla bağlantı elemanı kalitesini gösteren unsurlar Şekil 5 ile görülmektedir. Ancak, yapılan deneysel ve simülasyon çalışmaları kapsamında mevcut tasarımda gerilme birikmesi sonucu çatlak oluşumunun baskın hasar mekanizması olduğu ortaya çıkarılmıştır. Yapılan iyileştirmenin ardından üretimde denenilen revize kalıpların incelemesi sonucunda kalıp ömründe iyileşme elde edilmiş ve aynı zamanda zımba adaptörüne etki eden baskın hasar mekanizmasının değiştiği tespit edilmiştir. Mevcut tasarımda da olan ve dalma erozyon sonucu ortaya çıkan yüzey pürüzlülüğü nedeniyle çevrimli yük altında çatlak oluşumunun revize edilen kalıplarda baskın hasar mekanizması olduğu ortaya konmuştur. Yapılan tasarım değişikliği sonucu elde edilen baskın hasar mekanizması değişimi kalıp ömrüne yaklaşık 20 katlık bir iyileşme olarak yansımıştır.

5. Sonuçlar

Bu çalışmada, soğuk dövme yöntemiyle üretilen M10x16 konik kafa T50 soketli bağlantı elemanı prosesinde kullanılan 3. istasyon hareketli kalıpları detaylı olarak incelenmiştir. Üretimden alınan hasarlı kalıplar ve modelleme çalışmaları değerlendirildiğinde zımba adaptörünün tasarımından dolayı yük altında gerilme birikmesi meydana geldiği ve sonuç olarak kalıplarda düşük çevrimde çatlak oluşumu yaşandığı ortaya çıkarılmıştır. Simülasyon sonuçları göz önünde bulundurularak zımba ve zımba adaptörü revize edilmiş ve gerçek

üretim koşullarında denenmiştir. Mevcut duruma göre revize edilen zimba adaptörü kalıp ömründe yaklaşık 20 kat iyileşme sağlanmıştır. Üretim sonrası elde edilen mevcut ve revize edilen kalıplar detaylı incelenmiş ve baskın hasar mekanizmasının değiştiği tespit edilmiştir. Mevcut tasarımda hasara neden olmayan dalma erozyon sonucu elde edilen yüzey pürüzlülüğü etkisi ile yük altında çatlak oluşumunun, revize tasarımda baskın hasar mekanizması olduğu ortaya çıkarılmıştır. Soğuk dövme kalıplarının kompleks ve birbirinden çok farklı hasar mekanizmalarına maruz kaldığı bilinmektedir. Kalıp ömürlerini arttırmak için yapılması gereken baskın hasar mekanizmasının belirlenmesi ve alınacak karşı önlemler sonucu ilgili hasar mekanizması etkisinin tamamen ortadan kaldırılması veya azaltılmasıdır. Çalışmalar neticesinde elde edilen kalıp ömrü hedeflenen değerlere ulaşana kadar baskın hasar mekanizmasının belirlenmesi ve karşı tedbirlerin devreye alınma süreci devam ettirilmelidir.

Kaynaklar

- [1] Alimi, A., J. Fajoui, M. Kchaou, S. Branchu, R. Elleuch and F. Jacquemin (2016) Multi-scale hot working tool damage (X40CrMoV5-1) analysis in relation to the forging process, *Engineering Failure Analysis*, 62, 142-155. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2015.11.031>.
- [2] Altan, T. and M. Knoerr (1992) Application of the 2D finite element method to simulation of cold-forging processes, *Journal of Materials Processing Technology*, 35(3), 275-302. DOI: [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(92\)90323-K](https://doi.org/10.1016/0924-0136(92)90323-K).
- [3] Behrens, B. A. (2008) Finite element analysis of die wear in hot forging processes, *CIRP Annals*, 57(1), 305-308. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.087>.
- [4] Behrens, B. A., A. Bouguecha, M. Vucetic, M. Bonhage and I. Y. Malik (2016) Numerical Investigation for the Design of a Hot Forging Die with Integrated Cooling Channels, *Procedia Technology*, 26, 51-58. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.protcy.2016.08.008>.
- [5] Chang, S.-H., S.-C. Lee and T.-P. Tang (2008) Effect of Shot Peening Treatment on Forging Die Life, *Materials Transactions*, 49(3), 619-623. DOI: 10.2320/matertrans.MER2007622.
- [6] Kim, D. H., H. C. Lee, B. M. Kim and K. H. Kim (2005) Estimation of die service life against plastic deformation and wear during hot forging processes, *Journal of Materials Processing Technology*, 166(3), 372-380. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.07.103>.
- [7] Knoerr, M., K. Lange and T. Altan (1994) Fatigue failure of cold forging tooling: causes and possible solutions through fatigue analysis, *Journal of Materials Processing Technology*, 46(1), 57-71. DOI: [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(94\)90102-3](https://doi.org/10.1016/0924-0136(94)90102-3).
- [8] Lee, R. S. and J. L. Jou (2003) Application of numerical simulation for wear analysis of warm

forging die, *Journal of Materials Processing Technology*, 140(1), 43-48. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(03\)00723-4](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00723-4).

- [9] Luong, H. and M. R. Hill (2009) The effects of laser peening and shot peening on high cycle fatigue in 7050-T7451 aluminum alloy, *Materials Science and Engineering: A*, 527(3), 699-707. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2009.08.045>
- [10] McCormack, C. and J. Monaghan (2001) A finite element analysis of cold-forging dies using two- and three-dimensional models, *Journal of Materials Processing Technology*, 118(1), 286-292. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00960-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00960-8).
- [10] Nagao, Y., M. Knoerr and T. Altan (1994) Improvement of tool life in cold forging of complex automotive parts, *Journal of Materials Processing Technology*, 46(1), 73-85. DOI: [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(94\)90103-1](https://doi.org/10.1016/0924-0136(94)90103-1).
- [12] Peyre, P., R. Fabbro, P. Merrien and H. P. Lieurade (1996) Laser shock processing of aluminium alloys. Application to high cycle fatigue behaviour, *Materials Science and Engineering A*, 210(1-2), 102-113. DOI: [https://doi.org/10.1016/0921-5093\(95\)10084-9](https://doi.org/10.1016/0921-5093(95)10084-9)
- [13] Summerville, E., K. Venkatesan and C. Subramanian (1995) Wear processes in hot forging press tools, *Materials & Design*, 16(5), 289-294. DOI: [https://doi.org/10.1016/0261-3069\(96\)00010-6](https://doi.org/10.1016/0261-3069(96)00010-6).
- [14] Toparli, M. B., S. Yurtdaş, E. Kılıncdemir and B. Tanrikulu (2018) Residual Stresses: Friend or Foe? *FORGE Magazine*.
- [15] Vazquez, V., D. Hannan and T. Altan (2000) Tool life in cold forging – an example of design improvement to increase service life, *Journal of Materials Processing Technology*, 98(1), 90-96. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00309-X](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00309-X).
- [16] Wagner, K., R. Völkl and U. Engel (2008) Tool life enhancement in cold forging by locally optimized surfaces, *Journal of Materials Processing Technology*, 201(1), 2-8. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.11.152>.
- [17] Yurtdaş, S., M. B. Toparli, T. Damla, B. Tanrikulu, E. Kılıncdemir, U. İnce and L. Aydın (2018) A Comparative Study of Metal Shaping Processes Between Forging and Machining The Most Recent Studies in Science and Art, H. Arapgirlioglu, A. Atik, S. Hiziroglu, R. Elliott and D. Atik. Ankara, Turkey, Gece Publishing. 2: 1462-1471.



WHITE LAYER FORMATION DURING EDM CUTTING AND FATIGUE PERFORMANCE OF WC/Co CERMET MATERIALS

M. Burak Toparlı
Sezgin Yurtdaş
Cenk Kılıçaslan
Barış Tanrıkulu
Doğuş Zeren



WHITE LAYER FORMATION DURING EDM CUTTING AND FATIGUE PERFORMANCE OF WC/Co CERMET MATERIALS

M. Burak Toparlı*, Sezgin Yurtdaş, Cenk Kılıçaslan, Barış Tanrıku, Doğu Zeren

*Corresponding Author: burak.toparli@normcivata.com

Abstract

In this study, effect of electrical-discharging machining (EDM) pass on white layer formation was investigated. 25wt%Co matrix WC/Co cermet materials were chosen as a representative material. Detailed SEM images were obtained for investigations and experimental bending fatigue testing was applied. As a result of SEM investigations, white layer was observed for the samples cut through one pass. However, there was no evidence of white layer for the samples obtained by three passes. Bending fatigue experiments showed that, fatigue life of the samples prepared by three passes were about 2.7 times higher compared to the samples cut by one pass. Therefore, it was concluded that white layer has detrimental effect on service performance and formation of white layer can be suppressed by increasing the number of passes of EDM for WC/Co cermet materials.

Keywords: EDM, white layer, recast layer, SEM, bending fatigue.

1. Introduction

Cold forging is one of the most-widely preferred mass production techniques particularly in automotive industry [1]. Raw materials with various diameters are fed into multi-stage machines and final products are obtained with plastic deformation introduced by complex die systems, generally consisting of die insert and stress ring (Fig. 1). Depending on the application, various materials are used as die material. Owing to its high compressive yield strength



Figure 1. Typical cold forging die system consisting of insert and stress ring.

and hardness, WC/Co are the most widely preferred die insert material in forging industry.

Considering production methods, cold forging dies and tools are produced mainly by conventional machining and electrical-discharging machining (EDM). Since WC/Co metal matrix composite materials are very hard and required cutting forces are very demanding, EDM is the preferred method for die production. Depending on geometry and material, wire-EDM and die sinker-EDM are the preferred EDM methods for complex shaped dies. EDM is based on high-voltage electrical current passing through an electrode and work piece. The dielectric fluid enables current to be passed to work piece after ionization temperature reached and the resulting spark removes material from the work piece so that required final shape can be obtained. Due to high local temperatures originating from high-voltage sparks, microstructural modifications are introduced during EDM. One of the widely-known features is the "recast layer" or "white layer", which is a μm -sized layers arising due to re-solidification at the surface of the materials. Due to re-solidification, tensile residual stresses are formed and with other inherently-introduced features such as binder depletion at the surface, thermal grain cracking the performance of as EDM'ed WC/Co materials are lowered [2]. Therefore, in order to minimize the effect of white layer and other EDM features, multi-pass operation or post-EDM operations are encouraged to be applied.

In this study, 1 and 3 pass EDM'ed samples were produced in order to investigate the effect of white layer. WC/Co test samples investigated by SEM to observe the white layer formation. Dynamic 3-point bending fatigue tests were carried out to observe the effect of white layer under service loading.

2. Material and Methods

In this study, 25wt%Co matrix WC/Co cermet materials were used. The materials were obtained from CREATIZIT as the name of CTC50, indicating the diameter of WC grains were in the range of 2.5-6.0 μm . The mechanical properties of WC/Co material was given in Tab. 1. Powders of WC and Co were produced by sintering after successive mixing, milling and granulating. Owing to very high compressive strength, WC/Co cermets are preferred in forging operations as tools and dies.

Table 1. Physical and mechanical properties of CTC50

Chemical Composition (wt% Co)	25
Density (g/cm^3)	12.95
Compressive Strength (MPa)	3000
Elastic Modulus (GPa)	450
Thermal Conductivity ($\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$)	90
Average Thermal Expansion Coefficient (10^{-6}K^{-1})	6.9

The materials after 1 and 3 pass EDM were analysed by using SEM. The SEM figures were used to reveal white layer formation. In order to assess the effect of white layer on performance, three-point bending fatigue tests were carried out. Zwick / Roell high frequency fatigue tester was used with custom-designed fixtures to conduct experiments. The sample configuration for fatigue testing was given in Fig. 2.

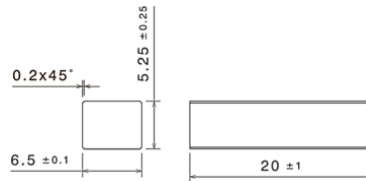


Figure 2. Sample configuration for fatigue testing. Dimensions are in mm.

3. Results and Discussion

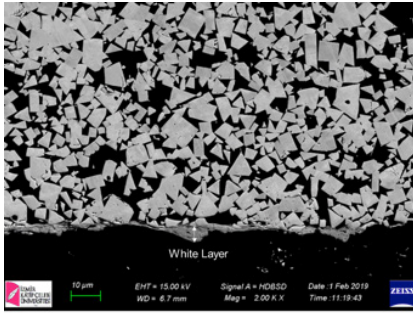
The surface of the samples after EDM cutting can be seen in Fig. 3. Sample cut in one pass has significant wire exit artefact observed in EDM cuttings [3]. From macrographs of the samples, more homogeneous surface contour variations can be seen for the sample surface after three passes, as expected. Surface variations were more significant close-to-edge region of the sample cut by one pass.



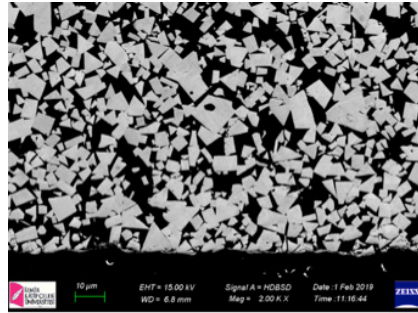
Figure 3. Surfaces of WC/Co samples after EDM-cutting with (a) one pass and (b) three passes.

The cross-sectional dimension is 6.50 mm x 5.25 mm.

SEM images of the WC/Co samples can be seen in Fig. 4. Non-uniform white or recast layer after EDM cutting was observed at the outer edge of the sample cut through one pass. The non-uniformity can be associated with the pulsed EDM sparks and WC particle heterogeneity in terms of size and shape. The SEM image of the sample cut through 3 passes had no evidence on white layer at the outer edge.



(a)



(b)

Figure 4. SEM images of WC/Co samples after EDM-cutting with (a) one pass and (b) three passes.

White layer can be seen for the one pass EDM'ed sample.

The white layer region obtained after cutting through one pass can be seen in Fig. 5. The maximum thickness was obtained around 5.5 μm .

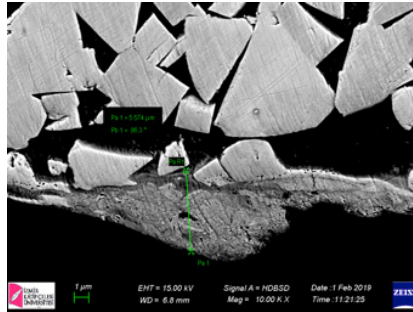


Figure 5. SEM images of WC/Co sample after EDM-cutting through one pass.

The results of bending fatigue experiments were given in Fig. 6. The experiments were repeated 4 times for each configuration to increase confidence. The average fatigue life of samples produced through one pass and three passes were 2426 and 6442, respectively. The reason for the decrease in fatigue performance can be associated with the tensile residual stresses at the white layer and hard white layer triggering crack initiation and propagation [4].

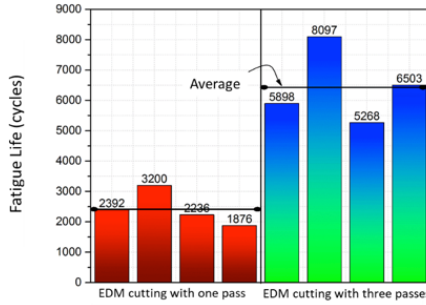


Figure 6. Bending fatigue experiments of WC/Co samples after EDM-cutting with one pass and three passes.

4. Conclusions

In this study, it was shown that white layer formation can be prevented by conducting EDM by multiple passes. This process will increase the manufacturing time, however, bending fatigue experiments showed that white layer formation has detrimental effect on service performance. Therefore, in order to maximize performance of WC/Co cermet materials in service loading, multiple pass EDM should be carried out.

5. Acknowledgements

The authors would like to acknowledge Deniz Civan Özüğurlu for the support.

6. References

- [1] Yurtdaş S., Toparli M.B., Damla T., Tanrikulu B., Kılınçdemir E., U. İnce and L. Aydın, A Comparative Study of Metal Shaping Processes Between Forging and Machining, The Most Recent Studies in Science and Art, Gece Publishing, 2, 1462-1471, 2018.
- [2] Bonny K., de baets P., Vleugels J., Van der Biest O., Lauwers B. and Liu W., EDM machinability and dry sliding friction of WC-Co cemented carbides, International Journal of Manufacturing Research, 4(4), 375-394, 2009.
- [3] Toparli M.B., Fitzpatrick M.E. and Gungor S., Improvement of the Contour Method for Measurement of Near-Surface Residual Stresses from Laser Peening, Experimental Mechanics, 53(9), 1705-1718, 2013.
- [4] Ekmekçi B., Residual stresses and white layer in electric discharge machining (EDM), Applied Surface Science, 253(30), 9234-9240, 2007.



COMPARISON OF RESIDUAL STRESS FIELDS OF AS-FORGED AND HEAT-TREATED FASTENERS BY THE CONTOUR METHOD

M. Burak Toparlı
N. Emrah Kılınçdemir
Barış Tanrıkulu
Sezgin Yurtdaş
Umut İnce



COMPARISON OF RESIDUAL STRESS FIELDS OF AS-FORGED AND HEAT-TREATED FASTENERS BY THE CONTOUR METHOD

M. Burak Toparlı*, N. Emrah Kılınçdemir, Barış Tanrıku, Sezgin Yurtdaş, Umut İnce

*Corresponding Author: burak.toparli@normcivata.com

Abstract

One of the most-widely preferred metal forming process, cold forging is based on severe plastic deformation of metallic materials introduced by dies and tools. Due to non-homogeneous plastic deformation, significant amount of residual stresses are inherently introduced. As known from the structural integrity point of view, residual stresses can increase or decrease the service performance of engineering parts depending on being tensile or compressive [1]. Considering cold forged parts, heat treatment (quenching and tempering) is generally applied not only to increase the mechanical properties in terms of plastic deformation limit and hardness but also to have homogenous microstructure and residual stress-relief. In this study, the contour method, one of the experimental residual stress measurement techniques, was employed to obtain residual stress fields of as-forged and heat-treated samples. The contour method is based on elastic stress relaxation upon material removal and Bueckner's superposition principle. The samples to be investigated were cut by Electrical Discharge Machining (wire-EDM) and residual stresses to be obtained were elastically relaxed leading the surface displacements. The surface contours were obtained by Coordinate Measuring Machine (CMM) and fed into the FE model of the cold forged parts as a boundary condition after a data analysis to eliminate noise and artefacts arising from cutting or contour measurement steps. Finally, 2D residual stress maps of as-forged and heat-treated samples were obtained. Near-edge residual stress results were observed to be affected from cutting artefacts, as also declared in the literature [2]. As inner regions are more crucial in order to evaluate the residual stresses after heat treatment, the comparison of as-forged and heat-treated samples were carried out. Based on the residual stress results, it was shown that residual stresses were completely relieved after heat treatment, as expected. Therefore, it was concluded that the heat treatment parameters were appropriate in terms of residual stress relaxation.

Keywords: Residual stress; contour method; cold forging; heat treatment.

References

- [1] Toparli, M.B. (2012). Analysis of residual stress fields in aerospace materials after laser peening. PhD Thesis, Materials Engineering, The Open University, UK.
- [2] Toparli, M.B., Fitzpatrick, M.E. & Gungor, S. (2013). Improvement of the contour method for measurement of near-surface residual stresses from laser peening. *Exp. Mech.*, 53(9), 1705-1718.



ON THE SURFACE ROUGHNESS OF COLD FORGING DIES PRODUCED BY DIE-SINKER EDM AFFECTING FATIGUE PERFORMANCE

M. Burak Toparlı



ON THE SURFACE ROUGHNESS OF COLD FORGING DIES PRODUCED BY DIE-SINKER EDM AFFECTING FATIGUE PERFORMANCE

M. Burak Toparli

Corresponding Author: burak.toparli@normcivata.com

Abstract

In this study, surface roughness profiles of cold forging dies and their effect on fatigue performance were investigated. Substantial amount of dies used in cold forging of fasteners are produced by employing die-sinker EDM, particularly for the features indicating the producer and the grade of the product. Due to nature of EDM process, surface roughness of the dies tends to be higher compared to those produced by conventional machining followed by polishing. Surface roughness become critical in cold forging dies since they may act as crack initiation sites under cyclic loading. In this study, cold forging of M10x1.25x16 fastener with conical head and T50 socket form was investigated. Dies used to form the head of the fasteners were produced by die-sinker EDM and the failure mechanism was investigated during the mass production. When the failed dies were analysed, it was revealed that due to high surface roughness combined with high-magnitude cyclic loading, cracks were initiated at the features indicating the producer and the grade of the fastener, i.e. locations at which surface roughness was higher compared to other areas of the die. In order to increase the fatigue life, the stage design of the investigated fastener was modified. Owing to the new design, the head of the fasteners was formed by the die produced by machining followed by polishing, i.e. higher forming loads were exposed to the dies having lower surface roughness. The features indicating the producer and the grade of the fastener was introduced in the next stage by die produced by die-sinker EDM after the head of the fastener was formed. Therefore, the die was exposed to less loads and the desired features were introduced to the fastener. Hence, it was shown that higher surface roughness after die-sinker EDM had a detrimental effect on the fatigue performance of the dies used in cold forging. Therefore, it was concluded that the stage design of fasteners should be optimized so that features indicating the producer and the grade of the fastener should be introduced with the lowest forming loads to maximize fatigue life.

Keywords: *surface roughness, die-sinker EDM, cold forging, fastener, fatigue.*





