

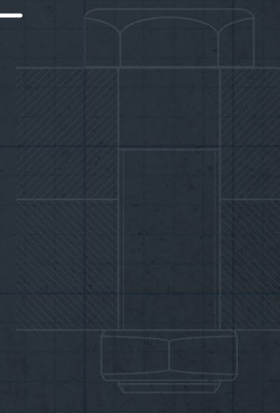
NORM FASTENERS
AR-GE MERKEZİ YAYINLARI
R&D CENTER PUBLICATIONS



— 2015 —

VOLUME 1

NORM
FASTENERS



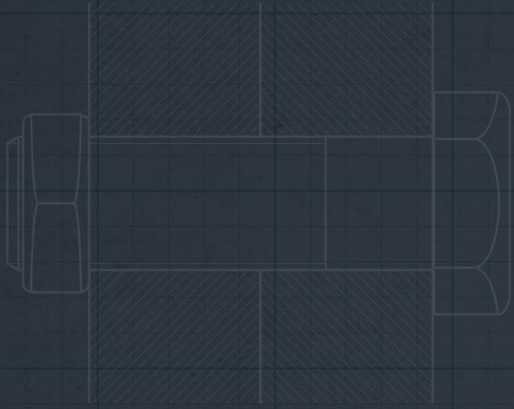
NORM FASTENERS

AR-GE MERKEZİ YAYINLARI

R&D CENTER PUBLICATIONS

Burada yer alan makale ve akademik yazıların tüm hakları yazarlara ve yayınların yapıldığı yayınevlerine ait olup, bu derlemeyi elinde bulunduranlara çoğaltma ve yayma hakkı tanılmaz. Bu hakların ihlali halinde Norm Fasteners'in ve yazarların yasal hakları saklıdır.

All rights to the articles and academic writings contained herein belong to the authors and the respective publisher, and those who hold this compilation do not have the right to reproduce and disseminate the content. In case of infringement of these rights, the legal rights of Norm Fasteners and the authors are reserved.



BİLYA PÜSKÜRTMENİN (SHOT PEENING) TEKNİK-TEKNOLOJİDEKİ
YOLCULUĞU VE SOĞUK DÖVME PROSESİNE ADAPTASYONU6

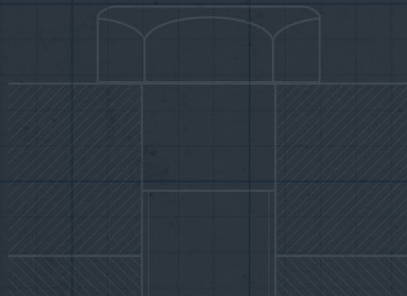
SOĞUK DÖVME KALIPLARINDAKİ KOMPOZİT SIKI GEÇME
ÇEMBERLERİN KALIP ÖMÜRLERİNE ETKİSİ28

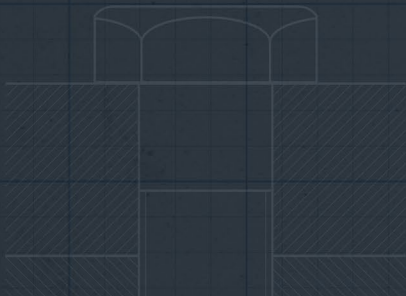
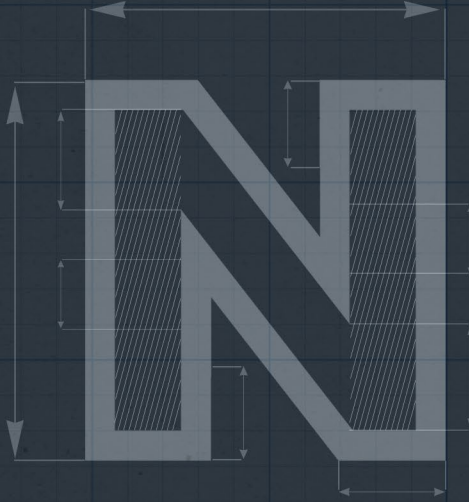
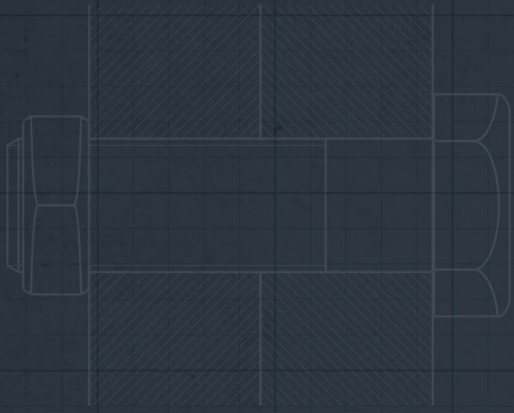
THE EFFECT OF COATING TYPE ON BOLT FATIGUE LIFE44



PROJEKSİYON KAYNAĞINDA FIŞKIRMA VE ÇAPAKLANMA DÜZEYİNİN
TANIMLANMASINA YÖNELİK SAYISAL BİR GÖSTERGENİN GELİŞTİRİLMESİ
ÜZERİNE DENEYSEL BİR ÇALIŞMA.....54

ISIL İŞLEMSİZ YÜKSEK MUKAVEMETLİ ROT MİLLERİNİN MİKRO ALAŞIMLI
ÇELİKLERDEN SOĞUK DÖVÜLMESİ.....90





BİLYA PÜSKÜRTMENİN (SHOT PEENING) TEKNİK-TEKNOLOJİDEKİ YOLCULUĞU VE SOĞUK DÖVME PROSESİNE ADAPTASYONU

*Buğra KARAHAN
Umut İNCE*



DEU Derin Dergisi Sayı: 6, Ekim 2015, syf 74-90

BİLYA PÜSKÜRTMENİN (SHOT PEENING) TEKNİK-TEKNOLOJİDEKİ YOLCULUĞU VE SOĞUK DÖVME PROSESİNE ADAPTASYONU

Buğra KARAHAN*, Umut İNCE **

*Norm Cıvata San. ve Tic. A.Ş. AR-GE Departmanı/ Mühendis

** Norm Cıvata San. ve Tic. A.Ş. AR-GE Müdürü

Özet

Günümüz teknolojisinde mühendislik malzemelerinin özellikleri ve kabiliyetleri anlamında beklentiler her geçen gün artmakta, limit değerleri biraz daha genişletilmeye çalışılmaktadır. Malzemelerin teknolojik ve yenilikçi özelliklerinin olmasının yanında bunun ekonomik, çevreye ve insan sağlığına duyarlı bir şekilde temin edilmesi ihtiyacı Ar-Ge, tasarım ve inovasyona olan gereksinimi daha da ön plana çıkarmaktadır. Teknolojik atılımların her geçen gün ilerleme kaydetmesine karşın malzemelerin sergilemiş olduğu mekanik ve kimyasal özelliklerinin belirli bir limiti bulunmaktadır. Bu limit değerleri ise ancak ikincil veya ilave prosesler sayesinde ekonomik bir şekilde gelişme kaydedebilmektedir. Uzun yıllar önce demirciler çekiç darbelerini kullanarak metali hem şekillendirmiş hem de özelliklerini iyileştirmeye çalışmışlardır. Bu yaklaşımın günümüzdeki modern yolu ise bilya püskürtme (shot peening) olarak karşımıza çıkmaktadır. Bu derlemede bilya püskürtmenin teknik-teknolojideki yeri, zaman içerisindeki yolculuğu, bilim dünyasındaki araştırma yönelimleri, teknolojilere yön verebilecek gelecek planları, proses ile ilgili olarak özel detaylar ve tecrübeler dile getirilmiştir.

Keywords: Bilya püskürtme, modelleme, kalıntı gerilme, yorulma, triboloji.

Abstract

Expectations in properties and capabilities of engineering materials in today's technology are increasing with each passing day, also limit values that is trying to be expanded slightly. Besides being the materials have technological and innovative properties, also it is economical, environment and needs to be provided in a sensitive way to human health the need for the raises to the forefront of R&D, design and innovation. Despite the technological breakthrough of progress every day, there is a certain limit of the mechanical and chemical properties of materials. These limits can be improved in an economic way through secondary or additional processes. Many years ago, blacksmiths were the men both formed metal and trying to improve in the properties using a hammer; In today's modern way of this approach appears to be shot peening process. In this review, place the shot peening in techniques and technology, ride over time, research trends in the world of science, technology that will give direction to future plans, specific details and experiences regarding the process have been mentioned.

1. Giriş

Bilya püskürtme 1940'lı yılların sonlarında keşfedilerek, üzerinde yapılan inovatif çalışmalar doğrultusunda günümüzde geniş bir kullanım alanına sahip olmuştur [1]. Bugün hava ve kara taşıtları ile gönül rahatlığı ve emniyetli bir şekilde seyahat edilebiliyorsa, bunda bilya

püskürtmenin payı büyüktür [2]. İnsanlar bile gündelik hayatın yoğun temposunda birçok gerginliğe maruz kalırken, bu araçlarda kullanılan malzemeler üzerinde meydana gelen termal veya mekanik farklı karakterdeki gerilme yığılma-larının ve genliklerinin büyüklüğünü tahmin etmek mümkün değildir. Hava taşıtlarında büyük önem arz eden türbin kanatçıklarının mekanik özelliklerinin iyileştirilmesine yönelik olarak gerçekleştirilen bilya püskürtme ile yüzey modifikasyonu işlemi Şekil 1'de verilmiştir [3].



Şekil 1. Türbin kanatçıklarının bilya püskürtme ile yüzey işlemine tabi tutulması.

Bilya püskürtme, çapları 0,25-1 mm arasında değişiklik gösteren bilyaların altlık malzeme yüzeyine belirli bir kinetik enerji ile fırlatıldıktan sonra tane boyutunun ufalıp, tane sınırı alanlarının genişlemesi ile dislokasyon yoğunluğuna bağlı olarak yüzey enerjisinin artış gösterdiği ve pekleşmenin meydana geldiği soğuk işlem niteliğindeki bir uygulama olarak tanımlanmaktadır [4]. Yüzey ve iç yapı modifikasyonunun meydana geldiği bu işlem sırasında kazanılacak özellikler bilya, altlık malzeme ve proses parametrelerindeki değişimlere büyük bağımlılık göstermekte olup, hedeflenen mekanik özelliklere göre bilya, altlık malzeme ve proses parametrelerinin belirlenmesi gerekmektedir [5].

Bilya püskürtme, sonuçlarına büyük etki eden birçok parametre tarafından kontrol edilmektedir. Dolayısıyla optimum mekanik özelliklerin benzer şekilde elde edilebilmesi için altlık malzemesinin ne olacağı, hangi malzemeden hangi ölçülerdeki bilyaların kullanılması gerektiği ve proses parametrelerinin ne olacağı standart bir zemin üzerine oturtulması gerekir [6]. Bu hususta bilim insanları tarafından nümerik ve analitik modelleri kapsayan veya istatistiksel yöntemler yardımıyla etkin proses parametrelerinin tespit edildiği çeşitli çalışmalar yer almaktadır.

Bilya püskürtme prosesini önemli kılan en belirgin artısı iş parçası üzerinde meydana getirmiş olduğu kalıcı artık basma gerilmeleri sayesinde malzemenin yorulma ömrünü arttırmasıdır [3,7-9]. Yorulma, tekrarlı gerilmelerin etkisiyle mühendislik malzemelerinde zamanla meydana gelen kendisini belli etmeden ve ani bir şekilde hasara sebebiyet veren önemli ve bir o kadar da tehlikeli bir hasar mekanizmasıdır. Bu konunun çözümü ve yorulma hassasiyeti minimize edilmiş emniyetli parçaların üretilmesi ile ilgili olarak araştırmacılar yoğun mesailer harca-

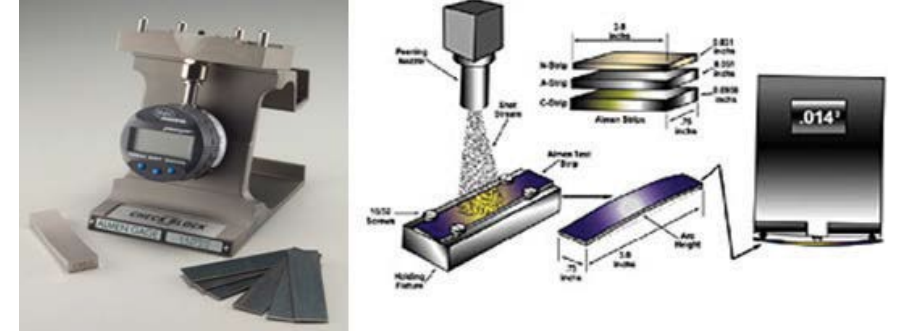
makta ve harcamaya da devam etmektedir. Gerçekleştirilen çalışmalar neticesinde malzeme-lerin yorulma ve mekanik dayanım performanslarını arttırmak yolunda en etkili yöntemlerden birinin malzemenin en dış yüzey tabakasında basma artık gerilmeleri oluşturmak olduğu ve bu sayede yüzeyde dış kuvvetlerin oluşturduğu çekme gerilmelerinin bir kısmı, basma artık gerilmelerinin büyüklüğü kadar giderilmiş ya da azaltılmış olacağından çatlak oluşumunun ve dolayısıyla yorulma hasarı olasılığının düşürüleceği ifade edilerek bilya püskürtmenin malzeme-lerin yorulma direncinin artırılmasında hayati rol oynadığı ortaya atılmıştır [10,7-9].

Bilya püskürtme her ne kadar dışardan bakıldığında basit bir prosesmiş gibi görünse de bile-şenlerinin karmaşıklığı ve kontrol altında olduğu proses parametrelerinin çokluğundan dolayı hatalı bir yüzey işlemin uygulanması çok olası görülmektedir [6]. Bilyaların çarpma etkisiyle altlık parça yüzeyinde belirli bir plastik deformasyona bağlı olarak iç yapı ve yüzey özelliklerini farklılaştırdığı için bilim-sel temeller dışında yapılacak bir uygulamanın malzeme özelliklerinin iyileştirilmesinden çok kötüleşmesine sebebiyet verebileceği bilinmelidir [7]. Bilyaların uygulama esnasında gamze (dimple) şeklinde yüzeyde pürüzlülükleri oluşturduğu düşünüldüğün-de bilya püskürtme ile malzeme yüzeyi homojenliğinin dışına çıkılması, iyileştirme amacıyla yapılan bir işlemin hasara sebep olan bir tetik-leyiciye dönüşmesini mümkün kılar [11,12]. Dolayısıyla iyileştirilmesi hedeflenen özelliklerin mekanik ve yorulma özellikleri olduğu düşü-nüldüğünde, prosesin uygulandığı parçaların havacılık ve otomotiv sektöründe kullanılan em-niyet parçaları olduğu göz önüne alındığında proses dizaynının olayın her yönü ile ele alınarak gerçekleştirilmesi gerektiği aşikardır [2,3,13]. Bu noktadan yola çıkılarak 1943 yılında John Almen tarafından buluşu geliştirilen Almen Testi bilya püskürtme öncesi bir muayene meto-du olarak kullanılmakta ve endüstride halen yoğun bir şekilde faydalanılmaktadır [14-16]. Bu metodun Şekil 2'de görseli yer alan kendisine özgü bir test malzemesi (SAE 1070 yay çeliği) ve ölçüm cihazı bulunmakta olup, bilya püskürtmede tercih edilecek proses parametreleri bu test malzemesine uygulanarak elde edilecek niceliksel ve grafiksel veriler ışığında bilya püs-kürtme öncesi parametrelerin yeterliliği tespit edilmektedir [17,16]. Aynı zamanda malzeme yüzeyinde oluşacak artık basma gerilme-lerin ve yorulma ömründe görülecek gelişimin ni-celik olarak ifade edilmesinde yaklaşık değerler vermektedir. Bununla birlikte bilya püskürtme uygulanacak altlık parça SAE 1070 yay çeliğinden farklı bir malzeme ise Almen Testinden elde edilen değerlerin belirli bir korelasyon ile yorumlanması gerekmektedir. Ancak literatür bilgi-si dahilinde malzeme çeşitlerine bağlı olarak net bir korelasyon değerleri bulunmamaktadır [15,16]. Hata olasılığı bulunan bu metoda karşılık günümüzde X-RD gibi analitik cihazlardan faydalanılarak kalıntı gerilmelerin tespit edilebilmesi mümkündür [18]. Ancak analitik cihazlar ile yapılan testlerde çok yüksek doğruluğa sahip sonuçlar elde edilmesine karşın hem pahalı hem de her an uygulanabilir olmadığı için bazı dezavantajları söz konusudur.

Son yıllarda yapılan çalışmalarda bilya püskürtme sonrası elde edilen sonuçlardan çok, etkin proses parametrelerinin nümerik ve analitik modellerle veya istatistiksel yöntemlerle tespit edilmesine yöne-lik çalışmalar yer almaktadır. 2010-2015 yılları arasında bilya püskürtme ile ilgili olarak toplam 1212 adet bilimsel makale yayınlanmış olup, sadece 2014 yılında 292 makale yayınlanarak toplam sayının % 24,09 unu oluşturmuştur. Bu makale çalışmalarında en çok üzerinde durulan konu başlıkları sırasıyla artık gerilmeler (%16,9), yüzey koşulları (%16,1) ve yorulma (%10,5) olarak karşımıza çıkmaktadır.

George, Pillai ve Shah'ın 2004 yılında yapmış oldukları çalışmada Taguchi metodu kullanarak

bilya püskürtme için kritik olarak görülen parametrelerin optimizasyon çalışmalarını gerçek-leştirmişlerdir. Bu noktada kritik proses parametrelerin belirlenmesi ve değerlerinin optimum olarak ayarlanması için taguchi metodundan yararlanılarak deneysel tasarım formüle edilmiş-tir. Aynı zamanda elde edilen deneysel sonuçlardan bu yaklaşımın yeterliliği ve etkinliğinin doğrulanması konusunda faydalanılmıştır. En az sayıda deneyle en uygun faktör kombinasyon-



Şekil 2. Almen testine ait standart numuneler ve ölçüm cihazı.

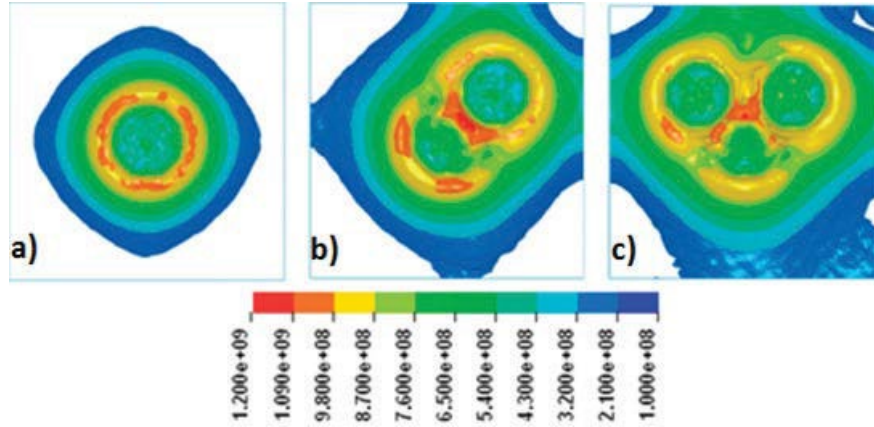
yonlarının belirlenmesi amacı ile ortogonal deney dizisi tasarlanmış ve ANOVA istatistiksel analizi kullanılarak proses parametreleri içerisinde baskın faktörün belirlenmesi çalışmaları-na geçilmiştir. Analizlerden elde edilen bulgular neticesinde kritik proses parametreleri ola-rak bilya çapı, akış miktarı ve zamanın etkin faktörler olarak belirlendiği ifade edilmiştir [19].

Gerçekleştirilen bu çalışmada basınç, vuruş açısı, tesir mesafesi ve etki süresi gibi bilya püs-kürt-me parametreleri Taguchi ortogonal matrisi yardımıyla çeşitlendirilmiş ve ASTM stan-dardına göre hazırlanan numuneler ile testler gerçekleştirilmiştir. ANOVA analizi ile proses parametreleri-inin çeşitliliği düzenlenerek proses parametrelerin araştırılması ve proses so-nuçlarına anlamlı dere-cede etki eden faktörlerin belirlenmesi işlemi gerçekleştirilmiştir. İsta-tistiksel analiz yazılımı olan MİNİTAB kullanılarak, datalar analiz edilmiş ve optimum proses parametreleri belirlenmiştir[20].

Macodiyo ve Soyama 2006 yılında yapmış oldukları çalışmada bilya püskürtme ile ilgili olarak kritik faktörlerin belirlenmesinde çeşitli dizayn testleri gerçekleştirmiş ve elde edilen veriler ortalama ve sinyal-gürültü oranı (S/N ratio) yöntemine göre hesaplanmıştır. Ortaya çıkarılan optimum proses par-ametre kombinasyonlarında yorulma mukavemeti ve yüzey pürüzlüğü değerleri üzerinde doğrulama çalışmaları gerçekleştirilmiştir [21].

More ve Kulkarni (2012) tarafından bilya püskürtmenin birçok parametre ile kontrol edilen karmaşık ve rastgele bir proses olduğu ifade edilmiştir. Bu çalışmada tanıtılan 3D sonlu ele-manlar dinamik analizi kullanılarak alüminyum parçalar üzerindeki tek bilya çarpmasının etki-si değerlendirilmiş ve yüzeyde meydana gelen artık gerilme dağılımı bilya hızına bağlı olarak değerlendirmeye alınmıştır. Ayrıca bilya püskürtme sonrası artık gerilme tahmini yapabilmek için modelleme sırasında bilya vuruşlarının parça yüzeyine etkileri araştırılarak artık gerilme profilleri çıkarılmıştır [6].

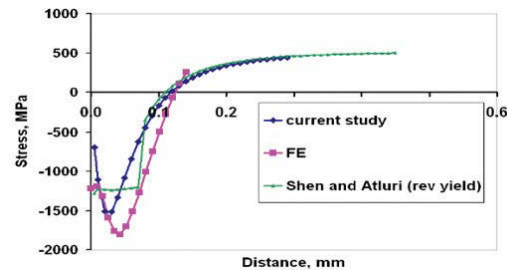
Gerçekleştirilen çalışmada sonlu elemanlar metodu kullanılarak bilya püskürtme parametreleri üzer-inde yapılacak modelleme ile artık basma gerilmelerindeki değişime bağlı olarak yorulma ömründe beklenen iyileşmenin tahmini yapılmıştır. Aynı zamanda alüminyum alaşımı üzerinde bilyalama hızının etkisi sonlu elemanlar metodu kullanılarak çalışılmıştır. Numerik model oluşturmak konusun-da faydalanılacak birçok metot olmakla birlikte en yaygın olanları ticari kodların kullanıldığı Abaqus ve LS-Dyna yazılımlarının olduğu belirtilmiştir [5].



Şekil 3. LS-Dyna yazılımı ile a) tek bilya b) iki bilya c) üç bilya vuruşu sonucu analiz ekranı.

Bu çalışmada fiziksel model titanyum alaşımından metal saç üzerine eş zamanlı olmayacak şekilde üç çelik bilyanın vuruşu sonucunda tanımlanmış olup, numerik sonlu elemanlar analizi LS-Dyna yazılımı kullanılarak Şekil 3 de verilen analizler yardımıyla tamamlanmıştır. Çıkarılan parametre haritaları ile yüzey katmanlarındaki malzeme davranışı bir, iki ve üç bilya vuruşu sonucunda karşılaştırmalı olarak değerlendirilmeye çalışılmıştır [22].

Bu çalışma tekli ve çoklu vuruşların yaratmış olduğu şekil değiştirme hızına bağlı olarak bilya püskürtme ile ilgili analitik çözümleri ortaya koymaktadır. Normalde çarpma problemleri numerik modeller ile kontrol edilirken bu çalışmada basitleştirilmiş analitik yaklaşımlardan faydalanılarak şekil değiştirme hızı ile ilişkilendirilen Şekil 4'te grafikleri verilen artık basma gerilmesi tahminleri yapılmış ve Abaqus yazılımından elde edilen numerik sonuçlar ile karşı-



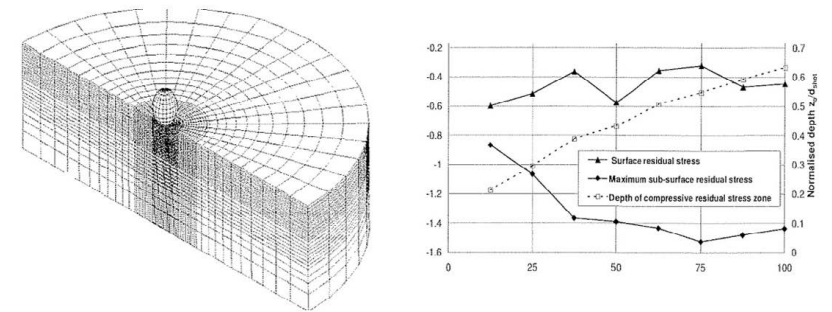
Şekil 4. Shen ve Atluri Metodu, Sonlu Elemanlar Yöntemi ve bu çalışmadaki analitik yaklaşımın artık basma gerilmesi-derinlik tahminleri.

laştırılmıştır. Şekil değiştirme hızına bağlı olarak Shen ve Atluri, artık gerilme değişimlerinin tahmininde Monte-Carlo metodu ve elastik-plastik ger-ilme-gerinim ilişkisinin çıkartılmasında Johnson-Cook modelinden faydalanılmıştır [23].

Shen ve Atluri (2006) bilya püskürtmenin yaratacağı artık gerilmelerin tahmin edilmesinde nümerik algoritmalar ve metodolojilerdeki gelişmelere rağmen bilya hızlarına bağlı olarak bilya püskürtme prosesinin ve yüzeyde oluşturacağı artık gerilme alanın modellenmesinde analitik yaklaşımlardan faydalanmıştır. Bu noktada Hertz ve Davis temas teorilerinden yola çıkılarak analitik çözümler üz-erinde gelişmeler kaydedilmiştir. Elde edilen bulgular neticesinde ortaya çıkarılan analitik modelin, sonlu elemanlar yöntemine dayanan numerik modellerden daha etkili ve gerçeğe yakın sonuçlar or-taya koyduğuna vurgu yapılmıştır [24].

Bu çalışmada bilya püskürtmenin sonlu elemanlar (finite element) metodunu kapsayan sayısal modeli, altlık üzerine bilya vuruşunun elastik-plastik dinamik davranışları üzerinde değerlendirme yapabilmek için kullanılmıştır. Aynı zamanda ayırık elemanlar (Discrete element) metodundan yararlanılarak çoklu partikül (parçacık) dinamiği üzerine çalışmalar gerçekleştirilmiş ve çarpan-geri seken bilyalar arasındaki etkileşim irdelenmiştir.

Bilya püskürtmeye etki eden çok fazla parametre olduğu için bunların belli bir düzene sokulması gerekliliğinin mevcut olduğu, bu noktada numerik metotlar kullanılıp bilya püskürtme prosesi para-metreleri belirli bir düzen ve kontrol içerisine alınarak parametrelere bağlı olarak bilyalama kalitesi arasındaki ilişki ifade edilmeye çalışılmıştır. Bu doğrultuda optimum proses parametrelerinin ortaya çıkarılmasında önemli gelişmeler kaydedilerek, altlık malzeme üzerinde faydalı artık basma gerilmesi dağılımlarının üretilmesi için çalışılmış ve Şekil 5 teki grafiksel veriler elde edilmiştir [25].



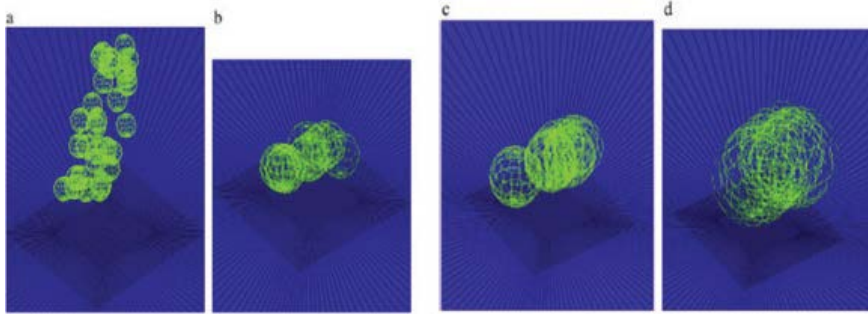
Şekil 5. Bilya püskürtme kalitesine bağlı olarak artık basma gerilmesi-derinlik ilişkileri.

Mylonas ve Labeas (2011) bu çalışmada bilya hızı, bilya çapı çarpma açısı ve altlık malzemenin pekleşme hızının etkileri incelenerek yapılacak değişikliklerle birlikte Tablo 1 de detaylı teknik bilgileri ver-ilen dört farklı bilya tipi için üç boyutlu numerik modelleme oluşturulmaya çalışılmıştır. Numerik modeller çeşitlendirilerek artık gerilme paternlerinin tahmin edilmesi için birbirleriyle karşılaştırma yapılmıştır. Bu çalışmadaki numerik modelin bazı avantajları

olduğu dile getirilmekle birlikte, Bunlar: Simülasyona hem tek bilya hem de çoklu bilya durumlarının birlikte tanıtılması, nümerik parametreler ile ilgili kapsamlı seçimin yapılması, yüksek şekil değiştirme hızlı malzeme davranışının altlık malzeme için kullanılması, artık gerilme paterninden hesaplanan daların yüzey pürüzlüğü-soğuk işlem ve geometrik gerilim konsantrasyonu faktörü (Kt) gibi verileri içermesi, hesaplanan sonuçların deneysel ölçümler ile doğrulanması şeklindedir.

Tablo 1. Modellemede kullanılan farklı bilya tiplerine ait teknik bilgiler.

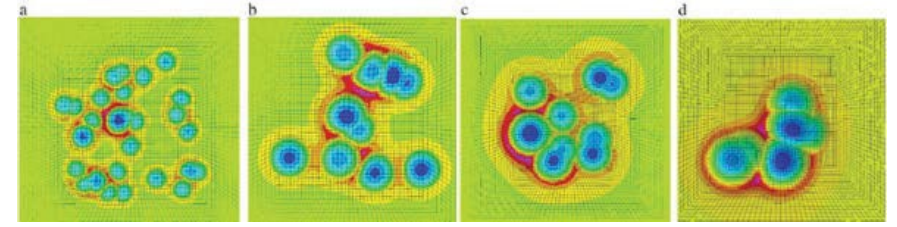
Bilya Tipi	Bilya Çapı (m)	Yoğunluk (kg/m ³)	Kütle
S110	0,30x10 ⁻³	7850	1,11x10 ⁻⁷
S230	0,60x10 ⁻³	7850	8,87x10 ⁻⁷
S330	0,85x10 ⁻³	7850	2,52x10 ⁻⁶
S550	1,40x10 ⁻³	7850	1,13x10 ⁻⁵



Şekil 6. Farklı bilya tiplerine ait simülasyondaki bilya düzenleri
a) S110, b) S230, c) S330, ve d) S550.

Modellemelerde farklı çaplara sahip bilyalar kullanıldığı için aynı süre içerisinde altlık malzeme üz-erine fırlatılan bilyaların sayısında ve düzenlerinde değişikliklerin gözleneceği, Şekil 6'da yer alan simülasyon görselleri ile ifade edilmeye çalışılmıştır. Aynı zamanda bilyaların teknik özelliklerindeki farklılıklar altlık malzeme yüzeyinde oluşan plastik deformasyon alanında, artık basma gerilmesi ve yüzey pürüzlüğü değerlerinde farklılaşmaya sebep olduğu vurgulanmıştır. Bununla ilgili simülasyon paternlerine Şekil 7'de karşılaştırmalı olarak yer verilmiştir [26].

Soğuk dövme kalıp sistemlerine yönelik gerçekleştirilen bir çalışmada farklı bilya malzemelerine ait yoğunluk ve sertlik bilgilerine Tablo 2'de karşılaştırmalı olarak yer verilmiştir. Ele alınan iki farklı bilya malzemesi üzerinden hareket edilip, Tablo 3'te verilen bilya püskürtme koşulları uygulanarak bilya püskürtme işlemleri gerçekleştirilmiştir.



Şekil 7. Bilya püskürtme sonrası farklı bilya tiplerine ait simülasyon paternleri
a) S110, b) S230, c) S330 ve d) S550.

Tablo 2. Kullanılan çeşitli bilyalara ait teknik bilgiler.

Bilya Malzemeleri	Özgül Ağırlıklar	Vickers Sertlikleri
Çelik Bilya	7,5	850
Alüminyum Bilya	2,7	120
Çinko Bilya	7,1	40-55
Zirkonya Bilya	6,0	1300
Cam Bilya	2,5	500-550
Sinterlenmiş Karbür Bilya	14	1400

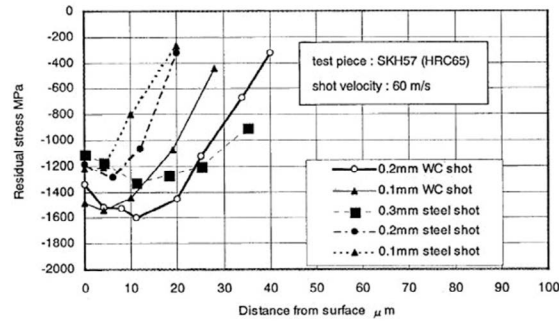
Tablo 3. Gerçekleştirilen çalışmada uygulanan bilya püskürtme koşulları.

Balyalama Makinesi		Vickers Sertlikleri
Test Parçası	Malzeme	SKH57
	Boyutlar	19x76x6 mm
	Sertlik	HRC 65
Bilya Malzemeleri ve Çapları	Sinterlenmiş karbür Ø0,1, 0,2 ve 0,3 mm	
Bilya Hızı	25-90 m/s	
Etki Alanı	%150	

Denemeler neticesinde bilya püskürtmenin özellikle malzemelerin yorulma ömrünün artırılmasında etkili olduğu, Şekil 8'deki grafiksel değerler incelendiğinde WC bilyaların çelik bilyalara göre artık basma gerilmelerinin oluşturulmasında daha etkili olduğu, artık basma gerilmelerinin mertebesinde ve derinliğinde bilya sertliği ve çapının farklılık yarattığı vurgulanmıştır. Aynı zamanda Tablo 4'te kalıp ömürleri ile ilgili verilen hesaplamalar karşılaştırıldığında WC bilyaların 6 kat, çelik bilyaların ise 3 kat oranında kalıp ömründe artış sağladığı tespit edilmiştir. Bununla birlikte bilya püskürtme ile yüzey pürüzlülüğü değerlerinin artış gösterdiği, özellikle bilya sertliği arttıkça bu pürüzlülüklerin boyutunun da doğru orantılı olarak arttığı belirlenmiştir [2].

Tablo 4. Proses parametrelerine bağlı olarak hesaplanan kalıp ömürleri.

Bilya Püskürtme Koşulları		Yüzey Pürüzlülüğü	Kalıntı Gerilme (Mpa)	Kalıp Ömrü
Bilya Malzemesi	Basınç (Mpa)			
İşleme Tabi Tutulmamış Parçalar		0,3-0,8	-670	Max. 5,000
Çelik 50 μ	0,5	2,81	-1257	10,000
Çelik 50 μ	0,5	1,91	-1198	14,000
Sinterlenmiş karbür 50 μ	0,2	3,38	-1457	20,500
1 step/Sinterlenmiş Karbür 50 μ	0,2	2,43	-1442	20,800
2 step/Çelik 50 μ	0,3			
1 step/Sinterlenmiş Karbür 50 μ	0,2	2,59	-1591	32,300
2 step/Çelik 50 μ	0,1			

**Şekil 8.** Bilya çapı ve malzemesinin kalıntı gerilme dağılımına etkisi.

Bir başka çalışmada, bilya püskürtmenin uygulanacağı altlık malzeme sertliğinin ve bilya sertliğinin oluşan artık basma gerilmelerinin derinliğe bağlı olarak değişimlerine etkisi ayrı ayrı incelenmiştir. Sırasıyla Tablo 5 ve Tablo 6'da ifade edilen altlık malzemelere ve bilya püskürtme koşullarına ait teknik bilgiler doğrultusunda Şekil 9'da görselleri verilen deneyler gerçekleştirilmiş ve X-RD yöntemi kullanılarak kalıntı gerilme analizleri tamamlanmıştır.

Elde edilen veriler ışığında Şekil 10'daki grafikler oluşturulmuş ve karşılaştırmalı değerlendirmeler sonucu çeşitli yorumlarda bulunularak, aynı özellikteki bilyaların farklı sertlikteki altlık malzeme-lerde değişen boyutlarda artık basma gerilmesi ve derinliği oluşturabildiği vurgulanmıştır. Altlık malzemenin sertliği arttıkça meydana gelen artık gerilmelerin boyutunun da artışı

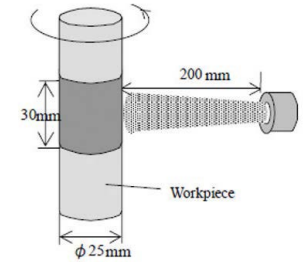
gösterdiği ifade edilmiştir. Aynı çapta ve farklı sertlikteki bilyalar ile proses gerçekleştirildiğinde sert bilya ile daha büyük boyutta ve derinlikte artık basma gerilmeleri oluşturulabileceği tespit edilmiştir.

Tablo 5. İş parçalarının sementasyon özellikleri.

Çelik	No.	Sertlik Faktörü		Isıl İşlem		Sertlik [HV]
		C [mass%]	γ_B [vol%]	SZT	Temper Sıc. [K]	
SCM420H	J	0,76	19,6	-	453	718
Çelik A	A1	0,78	21,3	-		718
	A2	0,80	21,6	-	413	798
	A2-S	2,43	8,6	o		877
Çelik B	B1	0,51	16,9	-	453	624
	B2	0,85	25,8	-		760
	B3	1,03	41,0	-		692
	B3-S	1,03	15,3	o		853

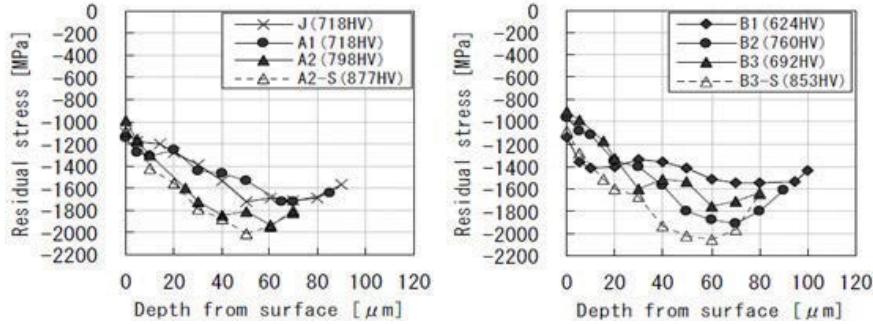
Tablo 6. Bilya püskürtme koşulları.

Çelik	No.
Bilya Sertliği	950 HV
Bilya Çapı	0,3 mm
Hava Basıncı	0,5 MPa
Etki Alanı	%300
Arka Yüksekliği	0,365 A

**Şekil 9.** İş parçalarının bilya püskürtme işlemi.

Ayrıca karbürlenmiş ve bilya püskürtülmüş numuneler Tablo 7'de artık basma gerilmesi ve yüzey sertliği bakımından karşılaştırılmış, karbürleme işlemi sonunda dikkate alınmayacak kadar düşük mertebede artık basma gerilmesi oluşmuş iken, altlık malzeme yüzeyinde artık basma gerilmesi oluşturulması bakımından bilya püskürtme prosesinin ne kadar etkili olduğu ispatlanmıştır. Aynı zamanda bilya püskürtülmüş numunelerde yüzey sertliğinin de karbürlenmiş numunelere göre daha yüksek olduğu tespit edilmiştir.

Yapılan eğme testleri ile Şekil 11'de ölçüleri verilen numuneler için yorulma ömrü analizleri gerçekleştirilmiş ve Şekil 12'de elde edilen grafikler karşılaştırıldığında artık basma gerilmelerinin büyüklüğüyle doğru orantılı olarak yorulma ömründe artışların tespit edildiğine işaret edilmiştir [10].



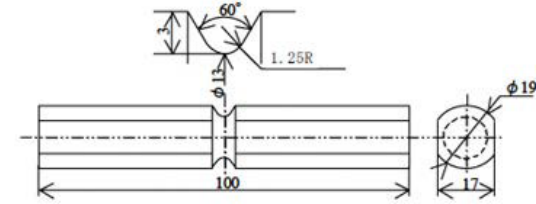
Şekil 10. Bilya püskürtme sonrası iş parçalarındaki derinliğe bağlı olarak kalıntı gerilme dağılımları.

Tablo 7. Bilya püskürtme koşulları.

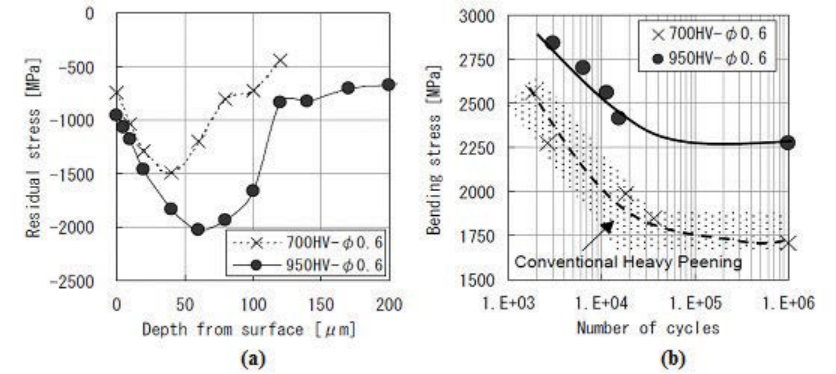
Bilya Püskürtme Koşulları	Karbürleşmiş	Bilya ① (950 HV-Ø0,6)	Bilya ② (700 HV-Ø0,6)
Yüzeyde Karbon Kons. (%)	0,75	-	-
Sertlik (HV)	811	916	934
Max. Artık Gerilme (MPa)	-199	-2030	-1490
Yüzey Pürüzlülüğü (Ra) μm	-	1,44	1,16

Medvedeva ve arkadaşları gerçekleştirmiş oldukları çalışmada Tablo 8'de % kimyasal kompozisyonları verilmiş farklı takım çeliklerine, benzer proses parametrelerinde bilya püskürtme işlemi uygulanmış ve X-RD analizi sonucunda Şekil 13'te verilen eğriler doğrultusunda derinliğe bağlı olarak kalıntı gerilme dağılımlarının altlık malzemenin kimyasal kompozisyonundaki farklılaşmaya bağlı değişim gösterdiği bulunmuştur. Ortaya çıkan bu değişimin ise iç yapı morfolojisindeki etkileşime bağlı olarak meydana gelen dislokasyon yoğunluklarındaki farklılıklar ile açıklanmaya çalışılmıştır.

Yapılan testler sonucunda bilya püskürtülmüş takımların yorulma performansının gerilme boşalımı direncine, gerilme ve iç yapı kararlılığına bağlı olduğu vurgulanmıştır. Ayrıca takım çeliklerinin iç yapı, temper direnci ve sıcaklığa bağlı olarak çeşitli gerilme boşalımı direnci sergilediği ifade edilmiştir [27].



Şekil 11. Eğme testi için numune ölçüleri.

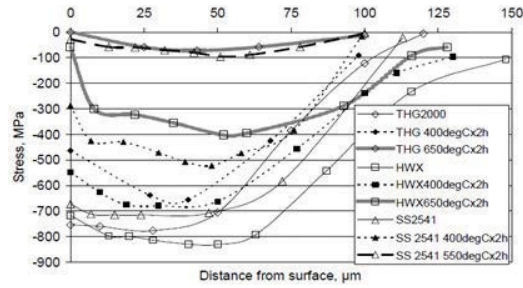


Şekil 12. Eğme testi uygulanan numunelerin kalıntı gerilme dağılımları (a) yorulma özellikleri (b).

Tablo 8. Takım çeliklerinin kimyasal kompozisyonu (%wt).

Takım Çelikleri	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V
THG2000	0,39	0,9	0,4	5,3	0,15	1,2	0,9
SS2541	0,37	0,3	0,7	1,4	1,40	0,20	0,06
IIWX	Cr-Mo-V-Ni Alaşımı						

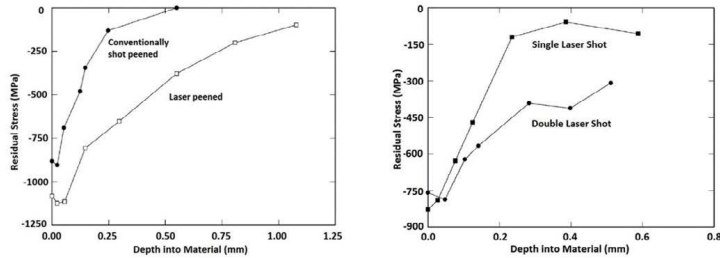
Bilya püskürtme prosesi gibi bir başka benzer yüzey modifikasyonu işlemi olan lazer püskürtmede daha yeni bir teknoloji kullanılmakla birlikte, bilya püskürtmeye göre sağlamış olduğu bazı avantajlar söz konusudur. Bununla birlikte lazer püskürtme daha teknik ve teknolojik bir işlem olduğu için yaygınlaştırılması ve uygulanması konusunda bazı zorluklar mevcuttur. Gujba ve Medraj'ın 2014'te yapmış oldukları çalışmada bilya ve lazer püskürtme işlemlerini bir arada ele alarak çeşitli uygulamalar ve analiz çalışmaları neticesinde karşılaştırmalı değerlendirmelere yer vermiştir.



Şekil 13. Farklı takım çeliklerine ait kalıntı gerilme dağılımları.

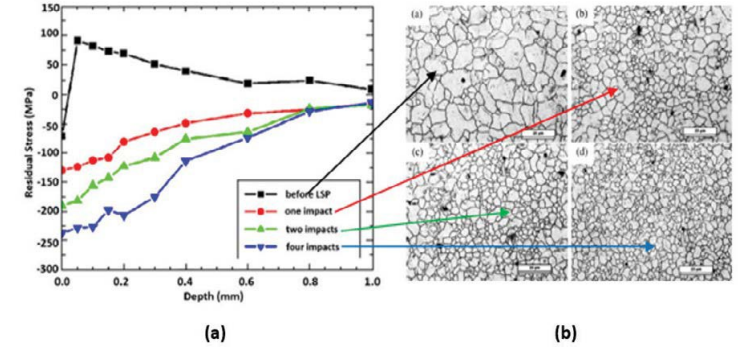
Şekil 14'te iki farklı malzemeye ait ve iki farklı araştırma konusunun incelendiği, derinliğe bağlı olarak kalıntı gerilme değişim grafikleri yer almaktadır. Grafik (a)'da aynı altlık malzemenin iki farklı numuneye ayrı ayrı bilya püskürtme ve lazer püskürtme uygulanmış, yöntemlere bağlı olarak kalıntı gerilmelerde nasıl bir değişimin yaşandığı ifade edilmiştir. Bu grafikten lazer püskürtme ile daha yüksek derinliklerde daha yüksek kalıntı gerilmelerin oluşabileceği vurgulanmıştır. Grafik (b)'de ise tekli ve ikili lazer püskürtme uygulamaları arasındaki fark irdelenmiş, ilave lazer püskürtmenin elde edilen kalıntı gerilme profilinde avantajlı sonuçlar ortaya koyduğu tespit edilmiştir.

Şekil 15'te AZ₃₁B magnezyum alaşımına ait kalıntı gerilme profilleri ve mikro yapı değişimleri görülmektedir. Lazer püskürtme işlemi uygulanmayan numunedeki kalıntı gerilme çeki yönünde iken, lazer püskürtme ile kalıntı gerilmelerin karakteri bası yönünde kendisini göstermiş ve vuruş sayısı ile doğru orantılı olarak bu basma kalıntı gerilmelerin mertebelerinde artışlar tespit edilmiştir. Aynı zamanda lazer püskürtme öncesi normal tane yapısı tespit edilmiş iken, vuruş sayısına bağlı olarak yüzeyde meydana gelen plastik deformasyon ile tane morfolojisinde değişim yaşanmış ve mikro yapıya etki etmiştir.



Şekil 14. Bilya ve Lazer püskürtme uygulanan inkonel 718 (a), tekli ve ikili lazer püskürtme uygulanan Ti-6Al-4V (b) altlık malzemelerine ait kalıntı gerilme profilleri.

Bununla birlikte bilya ve lazer püskürtme uygulanmış farklı malzemelerden elde edilen Tablo 9'daki yüzey pürüzlülüğü (Ra) değerleri karşılaştırıldığında, bilya püskürtmenin altlık malzeme de kalıntı gerilme oluştururken lazer püskürtmeye farklı dikkat çekici boyutlarda yüzey pürüzlülüğüne sebep olduğu vurgulanmıştır.



Şekil 15. Lazer püskürtme uygulanmış ve uygulanmamış AZ₃₁B magnezyum alaşımına ait kalıntı gerilme profilleri (a) ve mikro yapı değişimleri (b).

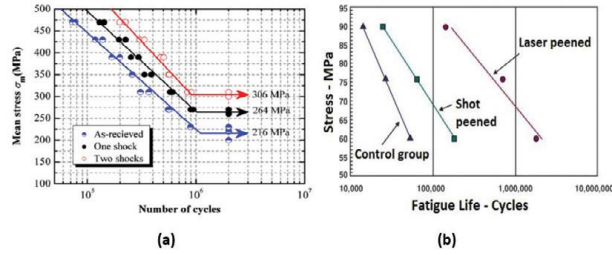
Şekil 16'da verilen yorulma testi eğrilerinde, hem lazer püskürtme uygulamanın ve vuruş sayısındaki artışın yorulma ömrüne etkisi irdelenirken hem de bilya ve lazer püskürtmenin malzemelerin yorulma ömrü üzerinde yapmış olduğu pozitif katkının kıyaslaması yapılmıştır. Elde edilen bulgular neticesinde bilya ve lazer püskürtmenin malzemelerin yorulma ömrünü oldukça arttırdığı ve bu hususta lazer püskürtmenin daha avantajlı sonuçlar ortaya koyduğu ifade edilmiştir. Aynı zamanda ilave lazer püskürtme uygulamanın oluşan artık basma gerilmelerinin boyutunun artırılmasında etkili olduğu gibi yorulma direncini de daha üst seviyelere yükselttiği tespit edilmiştir [7].

Tablo 9. Bilya ve Lazer püskürtme uygulanmış farklı altlık malzemelere ait yüzey pürüzlülüğü değerleri Ra (µm).

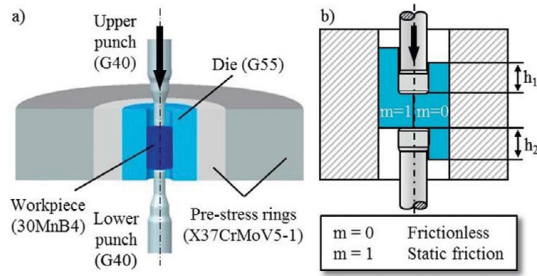
Malzeme	Lazer Püskürtme	Bilya Püskürtme
A356	1,10	5,80
AA7075	1,30	5,70
316L SS	1,15	1,40
Ti-6Al-4V	0,20	1,40

Andreas ve Merklein (2014) yapmış oldukları çalışmada WC₂₇Co (G₅₅) sinterlenmiş toz metalurjisi ile üretilmiş soğuk dövme kalıp malzemelerine bilya püskürtme ve değişen zerrecik boyutuna sahip elmas macunlarda parlatma işlemi uygulamış ve ortaya çıkan örnekleri tribolojik anlamda karşılaştırmalı olarak değerlendirmeye almışlardır.

Şekil 17'de görselleri verilen ekstrüzyon test örneği ve prensibine göre sürtünme faktörleri çıkartılan numunelerin Şekil 18'deki dijital mikroskop yardımı ile elde edilen yüzey topografyaları ve yüzey pürüzlülüğü grafikleri değerlendirildiğinde en zayıf sonuçların bilya püskürtülmüş



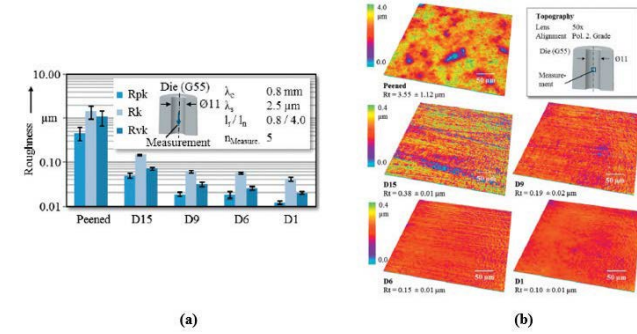
Şekil 16. Lazer püskürtme uygulanmış ve uygulanmamış Ti-6Al-4V alaşımı (a) bilya ve lazer püskürtme uygulanmış 6061-T6 alüminyum alaşımlarına (b) ait yorulma testi eğrileri.



Şekil 17. Sürtünme profillerinin çıkarıldığı ekstrüzyon testine ait numune (a) ve uygulama prensibi (b).

numunelerden elde edildiği tespit edilmiştir. Bu çalışmadan elde edilen sonuçlar neticesinde mekanik özelliklerin büyük ölçüde iyileştirildiği bilya püskürtmede, yüzey pürüzlüğünden kaynaklanan tribolojik yetersizliklerin çözüme kavuşturulması gerekliliğine işaret edilmiştir [11]. Yang, Wu, Yang, Pu ve Wang (2014) yapmış oldukları çalışmada bilya püskürtme ile kaplama mekanik özelliklerinin ve kaplama kalitesini iyileştirildiği bir durumu ortaya çıkartarak, sektör adına dinamiklerin değişmesine sebep olacak bir yeniliğe imza atmışlardır. Büyük çaplı bilyaların kullanıldığı işlemlerde AISI H₁₃ sıcak iş takım çeliğinde nano yapı bir yüzey katmanının elde edilmesi sağlanmış ve bilya püskürtmeye tabi tutulmamış kaba taneli AISI H₁₃ çeliği ile borlama prosesi bakımından karşılaştırma yapılmıştır. Kaplama prosesi öncesi numuneye bilya püskürtme uygulanması ile yüzeyde meydana gelen plastik enerji ve tane sınırındaki inküzyonların uzaklaştırılmasının etkisi ile Tablo 10'daki verilerden de görüleceği gibi borlama aktivasyon enerjisinde büyük düşüşlere sebep olduğu anlaşılmıştır.

Aynı zamanda bilya püskürtme ön işlemi uygulanmış numunede Şekil 19'daki grafiklerden de inceleneceği gibi kaplama kalınlığının ve kaplamadaki bor konsantrasyonunun oldukça yüksek seviyelere çıkması bilya püskürtmenin kaplama prosesleri için itici güç olarak nitelendirilebilmesini olanaklı kılmıştır. Yapılan yorulma testleri neticesinde ise ön işlem görmemiş borlanmış numunede uzun ve geniş çatlaklar tespit edilmişken, bilya püskürtme ön işlemi yapılmış numunede üstün yorulma direnci ile birlikte küçük ve kısa çatlakların mevcut olduğu anlaşılmıştır [28].



Şekil 18. Bilya püskürtülmüş ve farklı elmas macunlarla parlatılmış numunelerin yüzey topografyaları (a) ve yüzey pürüzlüğü grafikleri (b).

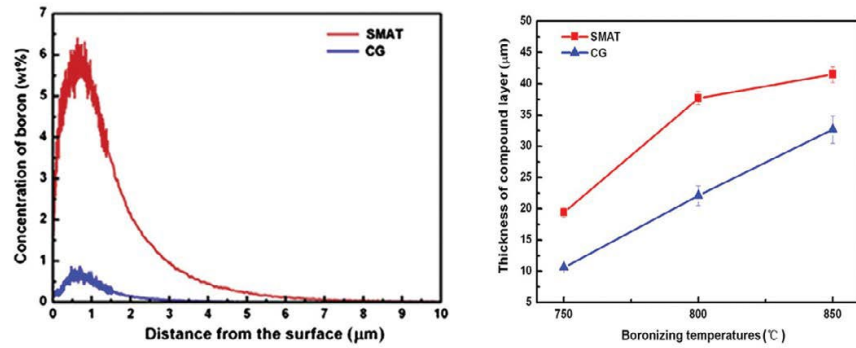
2. Sonuç

Bilya püskürtme hali hazırda otomotiv ve havacılık sektöründe yoğun bir şekilde kullanılan özellikle malzemelerin yorulma ömrünün yüksek mertebelere çıkartıldığı faydalı bir yüzey işleme teknoloji-sidir. Bu teknolojiye etki eden bir çok parametre olmakla birlikte bu parametrelerin kontrol altında tutulabilmesi için, bilim insanları son zamanlarda istatistiksel yöntemler ile etkin proses parametrelerinin tespit edildiği ve sonlu elemanlar metoduna dayanan çeşitli ticari yazılımlar kullanılarak bilya-altlık malzemelerin üç boyutlu modellemelerinin çıkarıldığı çalışmalar gerçekleştirmiştir. Bu sayede altlık malzemenin doğasına uygun olarak tespit edilen optimum proses parametre şartlarında, istenilen ölçüde mekanik özelliklerin kazandırıldığı, altlık malzemedeki tüm yüzeyin homojen bir yapıya kavuştuğu hızlı ve ekonomik bilya püskürtme uygulamalarının gerçekleşmesi yolunda umut verici gelişmeler kaydedilmiştir. Bu bağlamda farklı sektörlerin farklı uygulamalarla bu teknolojiye dayanabileceği ve konu ile ilgili yeni ufukların açılıp, gelişimlerin kaydedileceği inovatif örnekler-in gelecek planı içerisinde yer alacağı beklenilmektedir. Bu noktada aşınma, yorulma ve mekanik dayanım özelliklerindeki yetersizlikten dolayı hasara uğrayıp, üretim verimliliğinde büyük düşüşlere sebep olan soğuk dövme sarf malzemelerinin bilya püskürtme ile uzun ömürlü kullanımları yolunda

Tablo 10. Bilya püskürtülmüş ve püskürtülmemiş AISI H₁₃ numunelerin borlanması ile ilgili proses parametreleri.

Malzemeler	İşlem Sıcaklıkları T (°C)	Büyüme Hız Sabiti K (m ² /s)	Aktivasyon Enerjisi Q (kJ/mol)
Bilya Püskürtülmüş Numuneler	750	1,33E-14	140,3
	800	4,91E-14	
	850	5,9E-14	
Kaba Taneli Numune	750	4,15E-14	209,4
	800	1,61E-14	
	850	3,92E-14	

beklentiler gün ve gün artmakta, konu ile ilgili olarak çalışmalar ve uygulamalar devam etmektedir.

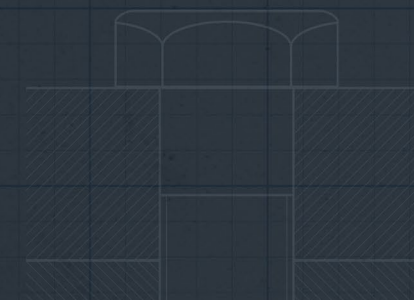
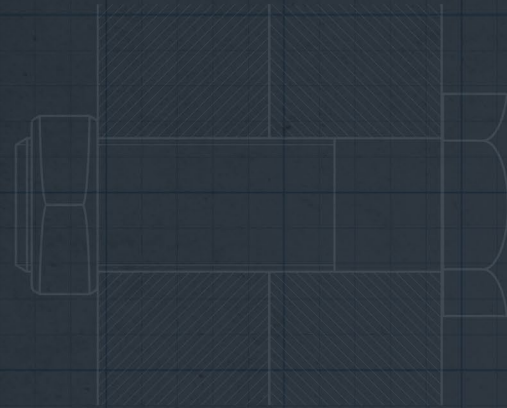


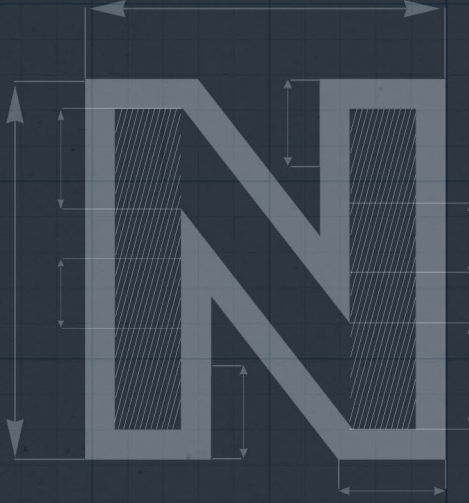
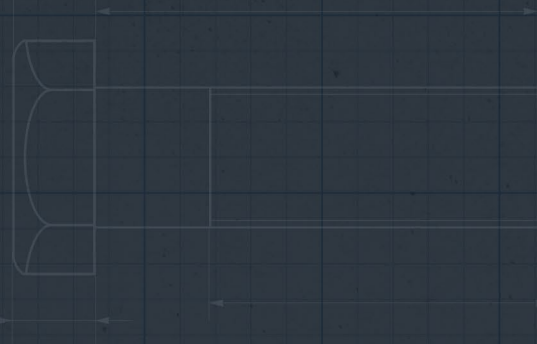
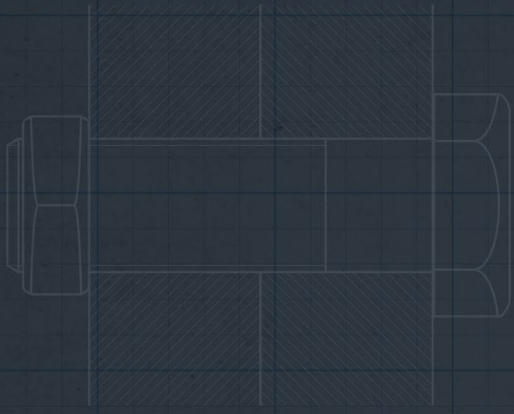
Şekil 19. Bilya püskürtülmüş AISI H₁₃ (kırmızı) ve kaba taneli AISI H₁₃ (mavi) numunelere uygulanan borlama sonrası kaplamalardaki bor konsantrasyonu (a) ve kaplama kalınlıklarındaki (b) değişimler.

Kaynaklar

- [1] O'Hara P. (2002). Peen-Forming - A Developing technique. Intertanional Conferencess on Shot Peen-ing (ICSP-8), 217-226
- [2] Ito T., Mizuno T., Takahashi T., Kurosaki J. (1999). Peening characteristic of cemented carbide peening shot & life improvement of cold forging die. Intertanional Conferencess on Shot Peening (ICSP-7), 371-377.
- [3] Heaton R., (2005). A big lift for the aerospace industry. Metal Finishing,18-24.
- [4] Gallitelli D., Retraint D., Rouhaud E. (2014). Comparison between conventional shot peening (SP) and surface mechanical attrition treatment (SMAT) on a titanium alloy. Advanced Materials Re-search, 996, 964-968.
- [5] Kulkarni L., Kulkarni V. (2014). Effect of shot velocity on residual stresses in shot peening. Inter-national Journal of Engineering Research & Technology (IJERT),3,1284-1287.
- [6] More S. P., Kulkarni V. V. (2012). Finite element modelling for prediction of residual stress pat-tern from single shot impacting on aluminium (LM 13). International Journal of Engineering Research & Technology (IJERT),1,1-6.
- [7] Gujba A. K., Medraj M. (2014). Laser Peening Process and Its Impact on Materials Properties in Comparison with Shot Peening and Ultrasonic Impact Peening. Materials, 7, 7925-7974.
- [8] Trško L., Bokuvka O., Novy' F., Guagliano M.(2014). Effect of severe shot peening on ultra-high-cycle fatigue of a low-alloy steel. Materials and Design, 57, 103-113.
- [9] Zhang P., Lindemann J., Leyens C. (2010). Shot peening on the high-strength wrought magnesium alloy AZ80-Effect of Peening Media. Journal of Alloys and Compounds, 497, 380-385.
- [10] Ishikura R., Kano T., Kobayashi Y., Ujihashi S., Okumura K. (2008). Influence of workpiece con-ditions on residual stress induced by shot peening. Intertanional Conferencess on Shot Peening (ICSP-10).
- [11] Andreas K., Merklein M. (2014). Influence of surface integrity on the tribological performance of cold forging tools. 2nd CIRP Conference on Surface Integrity (CSI), 13, 61 - 66.
- [12] Gangaraj S.M.H., Farrahi G.H. (2011). Side effects of shot peening on fatigue crack initiation life. IJE Transactions A: Basics, 24,275-280.
- [13] Hiraga M., Hisada W., Shimada M., Sakurai T. (2008). The newest shot peening technology for aircraft components. Intertanional Conferencess on Shot Peening (ICSP-10).
- [14] Ganapathy T., Bhoopathy T. (2015). Experimental investigation of the residual stress and calculate average fatigue life and improved resistance to stress corrosion cracking on aluminium alloy 7075-T6 plates by using various shots through shot peening process. International Journal Of Modern Engineering Research (IJMER),5,9-14.
- [15] Kirk D. (2014). Quantification of shot peening coverage. The Shot Peener, 22-34
- [16] Kirk D., Hollyoak R. (1999). Factors affecting almen strip curvature readings. Intertanional Con-ferencess on Shot Peening (ICSP-7).291-300.
- [17] Unal O., Varol R. (2015). Surface severe plastic deformation of AISI 304 via conventional shot peening, severe shot peening and repeening. Applied Surface Science, 351, 289-295.
- [18] Kirk D. (2005). X Ray residual stress measurements of the shot peened components. The Shot Peener, 24-28
- [19] George P.M., Pillai N., Shah N. (2004). Optimization of shot peening parameters using Taguchi technique. Journal of Materials Processing Technology, 153-154, 925-930.
- [20] Khany S. E.,Moyeed M.A, Siddiqui M.S., SayeedAhmed G.M., Baig M.M.A. (2015). An Experi-mental Study of the effect of shot peening on the Low Carbon Steel and

- Identification of Optimal Process Parameters, Materials Today: Proceedings, 2, 3363 – 3370.
- [21] Macodiyo D. O., Soyama H. (2006). Optimization of cavitation peening parameters for fatigue performance of carburized steel using Taguchi methods. Journal of Materials Processing Technology, 178, 234–240.
- [22] Kosiuczenko K., Barnat W. (2008). Numerical simulations of mechanical peening of titanium alloy. Journal of KONES Powertrain and Transport, 15, 137-144.
- [23] Bhuvraghan B., Srinivasan S. M., Maffeo B., Prakash O. (2010). Analytical solution for single and multiple impacts with strain-rate effects for shot peening. Tech Science Press (CMES), 1550, 1-22.
- [24] Shen S., Atluri S. N. (2006). An analytical model for shot-peening induced residual stresses. Tech Science Press (CMC), 4-75-85.
- [25] Hong T., Ooi J. Y., Favier J., Shaw B. (2005). A numerical simulation to relate the shot peening process parameters to the induced residual stresses. International Conference on Shot Peening (ICSP-9), 100-106.
- [26] Mylonas G.I., Labeas G. (2011). Numerical modelling of shot peening process and corresponding products: Residual stress, surface roughness and cold work prediction. Surface & Coatings Technology, 1-15.
- [27] Medvedeva A., Bergström J., Gunnarsson S., Höglund D. (2008). Stress relaxation resistance for improved fatigue performance of shot peened tool components. International Conference on Shot Peening (ICSP-10).
- [28] Yang H., Wu X., Yang Z., Pu S., Wang H. (2014). Enhanced boronizing kinetics of alloy steel assisted by surface mechanical attrition treatment. Journal of Alloys and Compounds, 590, 388–395.





SOĞUK DÖVME KALIPLARINDAKİ KOMPOZİT SIKI GEÇME ÇEMBERLERİN KALIP ÖMÜRLERİNE ETKİSİ

Sezgin YURTDAS
Umut İNCE
Hasan YILDIZ



Uluslararası Katılımlı III. Ege Kompozit Malzemeler Sempozyumu 05-07 Kasım 2015 Kuşadası

SOĞUK DÖVME KALIPLARINDAKİ KOMPOZİT SIKI GEÇME ÇEMBERLERİN KALIP ÖMÜRLERİNE ETKİSİ

Sezgin Yurtdaş*, Umut İnce*, Hasan Yıldız**

* Ar-Ge Merkezi, Norm Cıvata San. ve Tic. A.Ş., Çiğli, İzmir, Türkiye

E-posta: sezgin.yurtdas@normcivata.com

** Ege Üniversitesi Makine Müh. Bölümü, Bornova, İzmir, Türkiye

Özet

Soğuk dövme yöntemi ile bağlantı elemanı üretiminde üretim maliyetleri ve verimliliğini önemli ölçüde etkileyen soğuk dövme kalıplarının ömürleri birçok faktöre bağlı olmakla birlikte bu etmenlerin en önemlilerinden bir tanesi kalıp formunu oluşturan çekirdek (WC/Co) ve zarf (DIN 1.2344) bileşenlerinin sıkı geçme oranlarıdır. Bu çalışmada konvansiyonel zarf malzemelerine göre daha yüksek sıkı geçme oranlarına imkân veren Tenax-E IMS65 E23 24K 830tex ve Tenax-J UMS40 F23 24K 800tex S karbon fiber takviyeli kompozit malzemelerin kullanımı ele alınmıştır. Filaman sarma metoduyla üretilen kompozit tüplerde malzeme tercihi kadar fiber sarım açılarının yönlenmesi de büyük önem arz ettiği için Abaqus 6.10-1 ve Simufact 12.0.1 sonlu elemanlar paket programları(SEPP) destekli yürütülen çalışmalarda üretimi gerçekleştirilen yeni kalıp formu için $[90/\pm 45/\pm 15/90]_n$ fiber açı oryantasyonu belirlenmiş ve buna göre kompozit tüpler imal edilmiştir. Aynı sarım açısında 2 farklı karbon fiber çeşidiyle üretilen kompozit sıkı geçme çemberli soğuk dövme kalıplarının ömür performansları konvansiyonel olan ile karşılaştırmalı olarak üretim hattında denenmiş ve ömür değerleri tespit edilmiştir. Buna göre Tenax-J UMS40 F23 24K 800tex S karbon fiber takviyeli kompozit çemberli kalıp sistemi konvansiyonel kalıplara nazaran yaklaşık %25 oranında ömür artışı sağlamıştır.

Keywords: Soğuk dövme, bağlantı elemanı, kompozit, sıkı geçme, fiber açı oryantasyonu.

Abstract

The fastener production with cold forging method; affecting production costs and productivity significantly life of cold forging dies although which are depend on many factors, one of the most important of these factors are the stress ring (DIN 1.2344) and die insert's(WC / Co) rates of shrink fit. In this study; conventional stress ring material was compared with, usage of Tenax-E IMS65 E23 24K 830tex and Tenax-J UMS40 F23 24K 800tex S carbon fiber reinforced composite materials which are allowing higher rate of shrink fit was investigated. In the composite tube produced by filament winding method, because of material choice as well as the orientation of the fiber winding angle are important, in simulation works supported by Abaqus 6.10-1 and Simufact 12.0.1 commercial finite element software fiber orientation angle $[90/\pm 45/\pm 15/90]_n$ was determined and composite tubes were made accordingly. Composite shrink fitting cold forging dies, produced by winding angle is similar two different kinds of carbon fiber and life performance of them compared with conventional one in the production line and life values were obtained. According to the results, Tenax-J UMS40 F23 24K 800tex S

carbon fiber reinforced composite shrink fitting die system has achieved approximately 25% increase in lifetime than conventional die.

Keywords: Cold forging, fasteners, composite, shrink fit, fiber orientation angle.

1. Giriş ve Çalışmanın Amacı

Kompozit malzemelerin mühendislikteki değeri, birbirinden ayrı iki veya daha fazla ögenin oluşturduğu yapının karışım içindeki her bir ögenin karakteristiğinden daha üstün bir özelliğe sahip olmasıyla açıklanmaktadır [1]. Kompozit malzemeler son yıllardaki endüstriyel gelişmelerle beraber otomotiv, havacılık, denizcilik, uzay ve savunma sanayi gibi pek çok alanda geleneksel malzemelere alternatif olarak kullanılmaktadır. Sahip oldukları üstün mekanik performans, yüksek darbe ve yorulma dayanımı, korozyon direnci, yüksek mukavemet ve rijitlik gibi özellikleri göz önüne alındığında en çok tercih edilen kompozit malzeme olarak fiber takviyeli polimer matrisli kompozit malzemeler ön plana çıkmaktadır. Teknik uygulamalarda metallerin önemli bir yeri var iken, kompozit malzemeler, düşük yoğunlukları, düşük üretim kayıpları ve kolay şekil alabilme kabiliyetleri nedenleri ile cazip hale gelmiştir. Kompozit malzemeyi oluşturan elemanlar, çalışma koşulları ve kullanıldıkları ortamın özellikleri ile ilgili sürekli olarak yeni çalışmalar yapılmakta, elde edilen veriler ışığında elyaf yönlenmelerinin kompozitin mekanik dayanımında oldukça etkili olduğu görülmüştür. Bu noktada tek yönlü karbon elyaf takviyesi ve epoksi reçineden oluşan kompozit malzemeler hazırlanarak, elyaf yatırma açısının tabakalı kompozit malzemeler üzerindeki etkileri çeşitli karakterizasyon teknikleri kullanılarak incelenmiştir [2]. Sonlu elemanlar metodu tekniğinin metal şekillendirme uygulamalarında kullanımıyla ilgili çalışmalar her geçen gün daha yaygın hale gelmekte, bu kapsamda eksenel simetrik modellerde ileri ekstrüzyon işleminde kullanılan kalıpların ömür tahmini ve hasar ilerlemesi araştırılmaktadır. Yorulma ömür tahmininde gerilme ve genleme kaynaklı yaklaşımlar birlikte değerlendirilerek çeşitli çalışmalar gerçekleştirilmiştir [3]. Kompozit malzemelerin birçok kullanım alanlarının yanı sıra çalışma konusu olan kompozit zarf olarak çeşitli uygulamaları da söz konusudur. Matbaa vb. baskı malzemelerinin silindirlerinden basınçlı kaplara kadar, boru hatlarındaki kırılmaların onarılmasından hasar görmüş bina kolonlarının onarılmasına kadar çok çeşitli uygulamalarda cam ve karbon fiber destekli kompozit çemberlerin kullanıldıkları görülmektedir [4-5]. İç basınç yükleri altında çalışan filaman sarma tekniğiyle üretilmiş kompozit tüplerin mekanik özelliklerinin belirlenerek, tasarım uygulamalarında ve ömür çalışmalarında kullanılmak üzere gerekli verilerin elde edilme çalışmaları yapılmıştır. Karbon elyafı takviye edilmiş tüplerin patlama performanslarının cam elyafı takviye edilmiş tüplere nazaran daha iyi olduğu ve maksimum patlama dayanımının $[\pm 54]_3[90]_1$ sarım açısı konfigürasyonu ile elde edildiği görülmüştür. Bununla birlikte ilave elyaf gerginliğinin patlama performansına önemli bir etkisinin olmadığı tespit edilmiştir. Çalışmada ayrıca tüplerin gerilim-gerinim davranışları incelenmiş ve çevresel yöndeki elastik sabitleri de hesaplanmıştır [6]. Soğuk dövme işleminde, proses parametrelerinin iyileştirilmesine yönelik yapılan çalışmaların bir tanesinde soğuk dövme işlemi sırasında oluşan ikincil akma, geri kaçma (springback) ve sıcaklık oluşumunun etkileri gibi konular incelenmiş [7], bir diğer çalışmada ise rijit viskoelastik sonlu elemanlar yöntemi kullanarak kalıplarda ön şekillendirme tasarımı için duyarlılık analizi yöntemleri üzerine yoğunlaşmıştır. Ön şekillendirme kalıpları kübik eğri setleri tarafından temsil edilerek referans olarak tasarlanmış dövme ile nihai dövme arasındaki

benzerliklerin kabul edilebilirliği görülmüştür [8]. Diğer bir çalışmada yorulma testlerinden elde edilen sonlu elemanlar çözümleri ve deneysel sonuçlar kullanılarak soğuk dövme kalıp ömrünü tahmin edebilmek için önerilen yöntemle göre kalıp elemanının dış yüzeyi üzerinde, ön gerilme takviye basıncının artırılması ile birlikte daha iyi bir kalıp ömür performansının elde edildiği vurgulanmıştır. Yürütülen sayısal benzetim sonuçlarına göre gerilme-dağılım değerlerinin gerçek deneylerle yakın uyum içinde olduğu varsayılarak asal gerilme değerleri ve Haigh diyagramı yardımıyla kalıp ömürleri tahmin edilmiştir [9].

Soğuk dövme ile bağlantı elemanı üretimi sırasında kullanılan çekirdek (iç çember) ve zarf (dış çember) bileşenleri mekanik çakma veya ısıtma/soğutma yoluyla dövme işleminden önce birbirlerine sıkı geçirilirler. Sıkı geçme ile amaçlanan en içteki çemberde basma yönünde gerilme oluşturularak, soğuk dövme işleminde iç çember üzerine etkiyen kuvvetler nedeniyle oluşacak gerilme genliğini minimize etmek ve böylece iç çemberin yorulma dayanımını artırmaktır. İçteki çemberin basma yönündeki akma noktası ile dıştaki çemberlerin çekme yönündeki akma noktaları sıkı geçme işlemini sınırlandıran etmenlerdir. Bu çalışmada konvansiyonel zarf malzemesi çelik yerine Tenax-E IMS65 E23 24K 830tex ve Tenax-J UMS40 F23 24K 800tex S karbon elyaf takviyeli kompozitlerin kullanımı sağlanarak kalıp formundaki çekirdek bileşeninin basma yönündeki akma gerilmesi limitine yakın bir değere kadar sıkı geçirilip, kritik yüzey bölgelerindeki gerilme genlikleri düşürülerek kalıp ömürlerinin arttırılması amaçlanmıştır.

2. Malzeme ve Metot

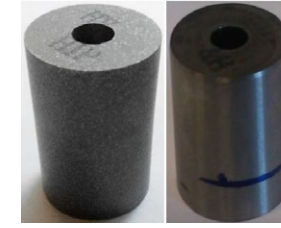
2.1. Çekirdek Üretimi

Kalıplarda yer alan çekirdek bileşeni soğuk dövme prosesinin özelliğine göre seçilen çeşitli oranlarda Co bağlayıcı içeren ve basma yönündeki akma gerilmesi 3100 MPa ile 3400 MPa arasında olan WC/Co toz metalürji tekniği ile üretilmiş malzemeden imal edilmekte olup, G serisi olarak adlandırılmaktadırlar. WC/Co çekirdek malzemelerinde yorulma ömür performansı basma yönünde meydana gelen gerilmelerde çok daha yüksek olmaktadır. Çalışma kapsamında kullanılan çekirdek malzemenin(WC/27Co-G55) mekanik özellikleri Tablo 1’de verilmiştir.

Tablo 1’de belirtilen özelliklerde temin edilen çekirdek malzemesi talaşlı işlemlerle mekanik çakma prosesine hazır duruma getirilmiştir. Toz metalürji yöntemiyle üretilen çekirdek malzemenin talaşlı işlem öncesi(ham hali) ve sonrası görselleri Şekil 1’de verilmiştir.

Tablo 1. G55(WC/27Co) Mekanik Özellikleri[10,11].

Kimyasal Birleşim [Co %ağırlık]	27
Yoğunluk [g/cm ³]	12,95
Basma Dayanımı [MPa]	3000
Elastisite Modülü [GPa]	450
Isı İletim Katsayısı [Wm ⁻¹ K ⁻¹]	90
Ortalama Isıl Genleşme Katsayısı [10 ⁻⁶ K ⁻¹]	6,9



Şekil 1. WC/27Co(G55) Malzemenin Ham (sol) ve İşlenmiş Formu (sağ).

Tablo 2. H13 % Kimyasal Bileşimi [12].

DIN 1.2344 - AISI H13					
C	Si	Mn	Cr	Mo	V
0,39	0,9	0,4	5,3	1,2	0,9

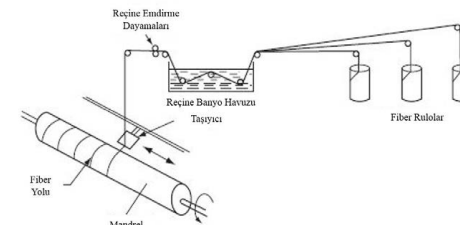
Tablo 3. H13 Fiziksel ve Mekanik Özellikleri [12].

Yoğunluk (kg/m ³)	Elastisite Modülü (GPa)	Çekme Mukavemeti (MPa)		Akma Mukavemeti (MPa)	
		52 HRC	45 HRC	52 HRC	45 HRC
7,8	210	1820	1420	1520	1280

2.2. Konvansiyonel Zarf Malzemesi (DIN 1.2344-H13)

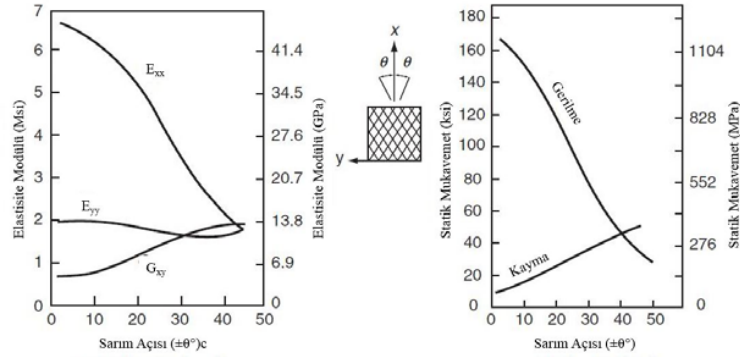
Konvansiyonel soğuk dövme kalıplarında dış çemberler olarak da isimlendirilen zarf malzemeleri, çekme yönündeki akma gerilmesi 1300 MPa mertebelerinde olan DIN 1.2344 ve benzer takım çeliklerinden yapılırlar. Konvansiyonel kalıp yapılarında yer alan H13’ün kimyasal bileşimi Tablo 2’de, oda sıcaklığında sahip olduğu mekanik ve fiziksel özellikler ise Tablo 3’de sunulmuştur.

2.3. Filaman Sarma Metoduyla Kompozit Tüp Üretimi



Şekil 2. Filaman Sarma Metodu Şematik Gösterimi [16].

Bu yöntem sürekli fiberlerin reçine ile ıslatıldıktan sonra bir makaradan geçirilerek dönen bir mandrel üzerine sarılması esasına dayanmaktadır. Sürekli liflerin farklı açılarla kalıba sarılmasıyla çeşitli oryantasyon sarım açılarına bağlı olarak farklı mekanik özelliklerde ürünler elde edilebilirken, yeterli sayıda elyaf katının sarılmasıyla birlikte işlem tamamlanır. Bu süreci oda sıcaklığında ya da fırın içinde istenen mekanik özelliklere göre kurutma/pişirme işlemi takip ederek proses sonlandırılır [13].



Şekil 3. Fiber Sarım Açısına Göre Mekanik Özelliklerin Değişimi [16].

Fiber malzeme sarımı hızlı ve ekonomik bir yöntem olup, reçine oranı diğer kompozit üretim yöntemlerine göre daha iyi kontrol edilebilmektedir. Bu metodun en büyük avantajı her katmanda farklı yönlerde sarım yapma imkânı tanıyacağı için değişik doğrultulardaki yüklemeler malzeme tarafından karşılanabilecektir [14,15]. Şekil 2'de filaman sarma yönteminin şematik gösterimi yer almaktadır. Fiber doğrultularının tasarım aşamasında yönelimi oldukça önem

Tablo 4. Karbon Fiber Çeşitlerinin Mekanik Özellikleri [17].

Teknik Özellikler / Fiber Adı	Tenax-E IMS65 E23 24K 830tex	Tenax-J UMS40 F23 24K 800tex S
Çekme Mukavemeti (MPa)	6000	4700
Çekme Modülü (GPa)	290	395
Uzama (%)	1,9	1,2
Yoğunluk (g/cm ³)	1,78	1,79
Filaman Çapı (µm)	5	4,8

teşkil etmektedir. Fiberlerin mekanik özellikleri incelendiğinde yük taşıma kabiliyetinin açıya göre değiştiği olgusundan yola çıkılarak sıkı geçme prosesi sonucu zarfta meydana gelen çeki gerilmelerinin karşılanabilmesi için fiberlerinde o yönlenmelerde tasarlanması gerek-

mektedir. Gerilmeler mümkün olduğunca fiber doğrultusunda karşılanacak şekilde tasarım yapılmalı ve fiberlerin boyuna yük taşıma özelliğinden faydalanılmalıdır. Şekil 3'te fiber sarım oryantasyonuna göre mekanik özelliklerin değişimi ifade edilmiştir.

Tablo 5. Yapıştırıcı ve Sertleştirici Teknik Özellikleri [18].

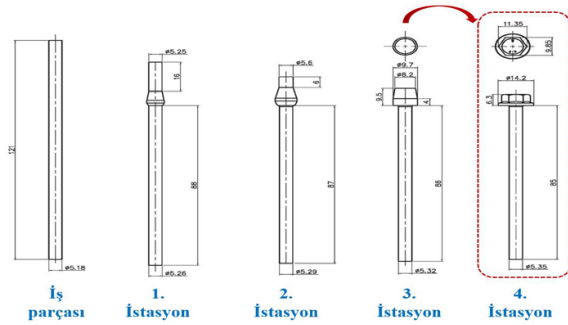
	Araldite MY740 Yapıştırıcı	Aradur HY918 Sertleştirici
Viskozite (25°C) - mPa.s	10,000-14,500 ISO 12058	50-80 ISO 12058
Yoğunluk (25°C) - g/cm ³	1.15-1.20	1.18-1.24
Karışım Oranı (Ağırlıkça)	100	80
Alev Alma Noktası (°C)	>200	159



Şekil 4. UMS 40 ve IMS 65 Karbon Fiber Rulolar ile [90/±45/±15/90]n Oryantasyonunda Üretilen Kompozit Tüpler.

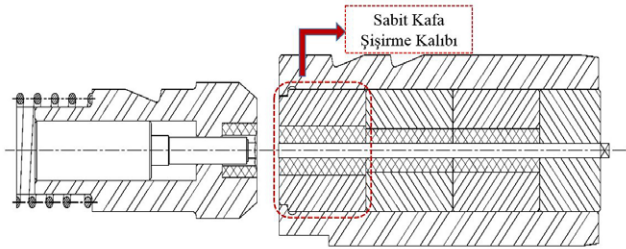
Üretim hattında denemesi yapılan kompozit zarflı kalıpların zarf yapılarında takviye elemanı olarak kullanılan UMS 40 ve IMS65 karbon fiber malzemelerine ait teknik özellikler Tablo 4'de verilmiştir.

Bu çalışmada düşük viskozite ve yüksek mekanik özelliklere sahip Huntsman Araldite MY740 yapıştırıcı ve Aradur HY 918 sertleştirici kullanılmıştır. Yapıştırıcı ve sertleştiriciye ait teknik özellikler Tablo 5'te verilmiştir. Hazırlanan karbon fiber-reçine karışımı sarım işleminden sonra kürlleme prosesi için 2 saat 80 °C, 8 saat 120 °C fırında tutulduktan sonra özel bir şekilde mandrelden çıkarılarak zarf malzemesi olarak kullanılmaya hazır hale getirilmiştir. Karbon fiber malzemeler ve filaman sarma metoduyla üretilen kompozit tüp görselleri Şekil 4'te yer almaktadır.



Şekil 5. Ürün İstasyon Tasarımları.

Kompozit malzemelerde fiber-matris oranlarını belirlemenin, istenilen mekanik özelliklerin elde edilebilmesi açısından yüksek önem arz ettiği bilinmektedir. Bu doğrultuda fiber oranının yükseltilmesiyle kompozit malzeme özellikleri iyileştirilebilirken, matrisin fiberleri bir arada



Şekil 6. 4. İstasyon Hareketli (sol) ve Sabit Kalıp Tasarımı (sağ).

tutma yeteneğinin zayıflayacağı bilinen bir gerçektir. Bu bilgiler ışığında üretimi gerçekleştiren kompozit tüplerin fiber oranı yaklaşık %55 olarak belirlenmiştir.

3. Bulgular ve Tartışma

3.1. Ürün İstasyon ve Kalıp Tasarımı

Bağlantı elemanlarının soğuk şekillendirme ile üretilmesinde ürünlerin istasyon tasarımları uzun yıllar boyunca elde edilen tecrübeler ve günümüz teknolojilerinden faydalanılarak dizayn edilmektedir. Bu çalışma kapsamında denemesi gerçekleştirilen sıkı geçme çemberli kompozit kalıpların kullanıldığı nakliye emniyet civatası armudi, kafa şişirme hazırlık ve kafa şişirme istasyonlarından meydana gelmekte olup, toplam 4 adımda nihai şekillenme sağlanmaktadır. Şekil 5'te çalışılan ürüne ait istasyon tasarımları verilmiştir.

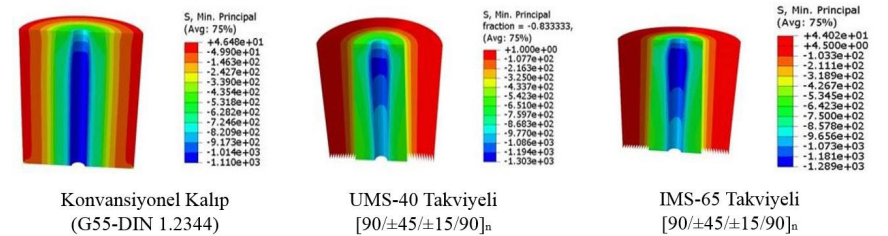
Yapılan değerlendirmeler sonucu 4. istasyon sabit kafa şişirme kalıbı kompozit zarftan olacak şekilde belirlenmiş ve Şekil 6'da ilgili istasyona ait kalıp tasarımına yer verilmiştir.

3.2. Sayısal Benzetim Yöntemiyle İlgili Yapılan Çalışmalar

Özellikle tasarım süreçlerinde uygulanan sayısal benzetim çalışmaları ürünün şekillenmesi esnasında oluşabilecek hataların önceden tespit edilebilmesine, böylelikle de yüksek maliyetlere yol açan deneme-yanılma metotlarının önüne geçilmesini sağlamaktadır[19]. Aynı zamanda bağlantı elemanlarının soğuk dövme ile üretiminde kullanılan kalıpların ömrünün doğru bir şekilde tahmin edilmesinde ve üretim maliyetlerinin gerçekçi bir şekilde belirlenmesinde önemli bir etkidir. Sayısal benzetim çalışmalarının sonuçlarıyla üretim sonuçlarının tutarlılığı doğrudan simülasyona entegre edilen ön mekanik bilgi girdileri ile ilişkili olduğundan bu bilgilerin sistemi en iyi yansıtacak şekilde tespit edilmesi gerekir. Bilgisayar destekli simülasyon çalışmalarında kullanılacak malzemelerin farklı genleme hızı ve sıcaklıklara bağlı olarak akış eğrileri, kullanılan kalıp malzemelerinin elastik ve yorulma özellikleri, sürtünme katsayısı gibi parametrelerin bilinmesi yapılan çalışmanın güvenilirliğini önemli ölçüde arttıracaktır. Bu girdilerin hassas ve sistemi tam yansıtır olması için deneysel tespit çalışmaları gerçekleştirilmiş ve sayısal benzetim çalışmalarıyla yapılan kalıp ömür tahminleri ile üretim hattından alınan sonuçların tutarlılığı sayısal benzetim çalışmalarına entegre edilen bilgilerin ve yorulma modelinin doğruluğunu teyit etmek için kullanılmıştır.

3.2.1. Sıkı Geçme Analizi

Sıkı geçme koşullarının optimizasyonu için belirli bazı analitik denklemler veya pratik değerler kullanılmakla birlikte, özellikle karmaşık kalıp geometrilerinde bu değerlerin en iyi sonuçları vermediği bilinmektedir. Farklı dövme koşullarında her kalıp sistemi için emniyet sınırları içerisinde çalışıp, kalıp ömrünü maksimize edecek en iyileştirilmiş bir sıkı geçme değeri vardır ve bu değerin bulunmasında sayısal simülasyon yöntemi etkin bir araçtır.



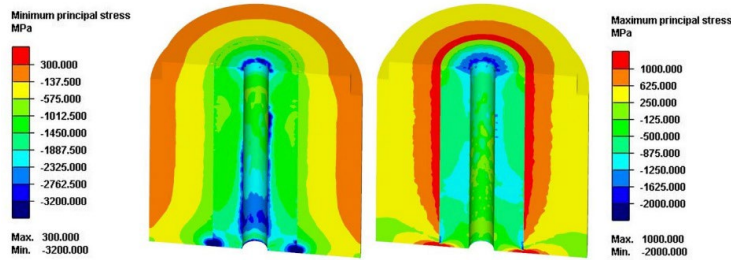
Şekil 7. Sıkı Geçme Sonrası Kalıp Üzerine Etkiyen Minimum Asal Gerilmeler.

Konvansiyonel olarak %5 oranında uygulanan çekirdek-zarf bileşenlerinin birleşim oranı karbon fiber takviyeli kompozit malzemelerin çekme yönündeki yüksek dayanımı sayesinde daha yüksek oranlarda sıkı geçmeye imkân sağlamaktadır. Bu bağlamda malzeme mekanik verilerinden faydalanılarak yapılan nümerik çalışmalar sonucu UMS40 karbon fiber zarflı üründe %28.57, IMS 65 karbon fiber zarflı üründe ise %34.29 sıkı geçme oranları elde edilebileceği yönünde tespitler elde edilmiş ve mekanik çakma işlemiyle çekirdek malzeme üzerinde oluşturulan basınç yönündeki artık gerilmelerin Abaqus 6.10-1 SEPP aracılığıyla elde edilen simülasyon değerleri Şekil 7'de sunulmuştur.

Burada zarf malzemesinde karbon fiberin çeki yönündeki üstün dayanım limitleri doğrultusunda gerçekleştirilen yüksek birleşim değeriyle, çekirdek malzeme üzerindeki artık bası gerilmesi değerinin mevcut duruma göre %18'lere varan oranlarda artırıldığı gözlenmiştir. Böylelikle dövme prosesi esnasında kalıp üzerine etkiyen kuvvetlere bağlı olarak meydana gelen gerilme genliklerinin minimize edilmesi sağlanarak, kalıp ömürlerinin bu durumdan pozitif yönde etkileneceği düşünülmektedir.

3.2.2. Kalıp Ömür Analizi

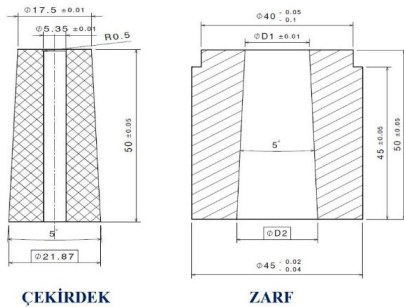
Yapılan çalışmalarla birlikte 4. istasyon sabit kafa şişirme kalıbı konvansiyonel duruma göre artırılmış sıkı geçme oranlarıyla modellenerek kritik kalıp ömürleri irdelenmiştir. Soğuk dövme prosesi sürecinde ürün şekillendirilmesinde yer alan kalıpların ömür performanslarını belirlemek için sonlu elemanlar analizleri yürütülerek WC/Co kalıp çekirdeği malzemesi için yorulma



Şekil 8. Soğuk Dövme Prosesi Esnasında Kalıpta Meydana Gelen Kritik Asal Gerilmeler.

ömürleri Morrow denklemi kullanılarak belirlenmiştir[20]. Değerlendirilen kalıp formunda çekirdek ve zarf geometrileri elastik olarak modellenmiş ve analizde çekirdek, zarf ve iş parçası malzemeleri olarak sırasıyla G55 (WC/27Co), H13 (DIN 1.2344) ve 20MnB4 alınmıştır. Ürün şekillendirme analizinde ilk 3 istasyon 2 boyutlu eksenel simetrik olarak, 4. istasyon ise 3 boyutlu modellenerek oluşturulmuştur. Dövme işlemi süresince meydana gelen şekil değişimi sonucu ortaya çıkan gerilme-genleme değerlerinin etkisini de göz ardı etmemek üzere ara istasyonlarda oluşan artık gerilmeler bir sonraki istasyona taşınmıştır.

Ürün şekillenme sürecinde kalıplar üzerinde oluşacak gerilmelerin tespiti kalıp ömürlerinin belirlenebilmesinde önemli bir husustur. Dolayısıyla kalıpların mekanik çakma prosesi ile sıkı



Şekil 9. 4. İstasyon Kafa Şişirme Kalıbının Çekirdek-Zarf İmalat Resimleri.

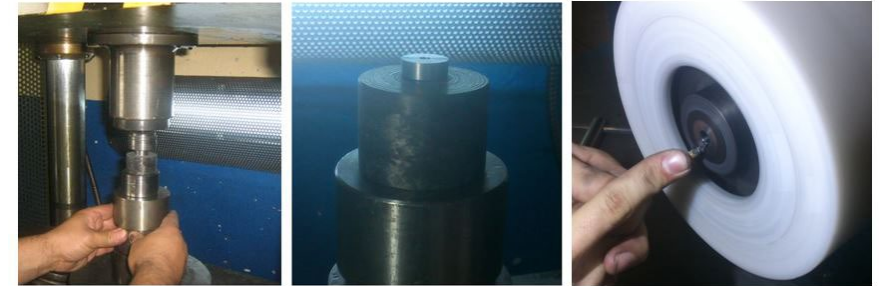
geçirilmeleri işleminden itibaren dövme sürecinde şekillenmenin bitimine kadar geçen süreç içerisinde kalıp üzerindeki her kritik noktada meydana gelen gerilme dağılımı sayısal benzetim çalışmaları aracılığıyla belirlenmiş ve kalıp ömür tahminleri çıkarılmıştır.

Sıkı geçme analizinin verileri irdelendikten sonra konvansiyonel kalıp malzemeleri için yüksek çekirdek-zarf birleşim koşullarında soğuk dövme prosesi simüle edilerek, kalıba etki eden kuvvetler etkisiyle oluşan gerilmeler incelenmiştir.

Tablo 6. Zarf İmalat Formunun Geometrik Değerleri.

	UMS40	IMS65
ØD1	Ø17.00	Ø16.90
ØD2	Ø21.37	Ø21.27

Şekil 8'de verilen 4. istasyon kafa şişirme kalıbında dövme prosesi esnasında oluşan minimum ve maksimum asal gerilme oluşumları incelendiğinde meydana gelen gerilmelerin çekirdek ve zarf malzeme dayanım limitleri içerisinde olduğu belirlenmiştir. Artan girişim miktarıyla gerilme genliklerinin düşürülmesine bağlı olarak kalıp ömürlerinin artırılabileceği öngörülmektedir.

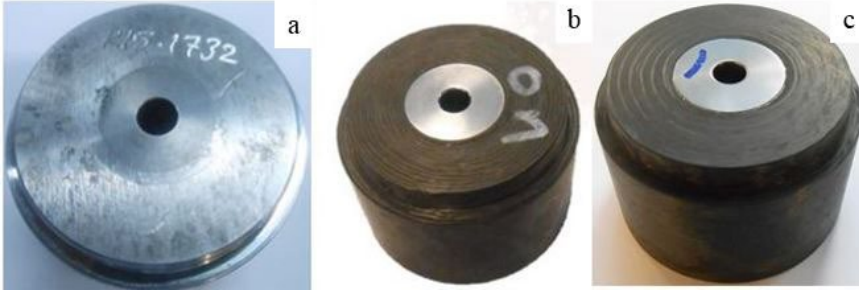


Şekil 10. Mekanik Çakma ve Parlatma Prosesi.

3.3. Kalıp İmalatı ve Üretim Denemeleri

Yapılan sonlu elemanlar analiz çalışmaları doğrultusunda çekirdek ve zarf formlarının girişim miktarları belirlenerek üretim resimleri çıkarılmıştır. Bağlantı elemanlarının soğuk dövme prosesinde kalıp üretimi önemli bir süreç olmakla birlikte özellikle kompozit zarfın talaşlı imalat adımlarında özel takım uçlar kullanılarak gerekli işlemler hassasiyetle takip edilmiştir. Çalışmalar sonucu mevcut tasarıma göre revize edilen çekirdek ve zarf parçalarının imalat resimleri Şekil 9'da verilmiştir.

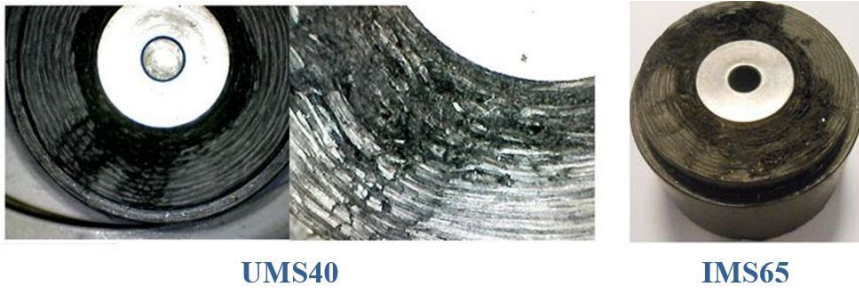
Kullanılan karbon fiber malzeme tiplerine göre seçilen zarf iç çap değerleri Tablo 6'da verilmiştir.



Şekil 11. Konvansiyonel (a) ve Kompozit Zarflı Kalıplar (UMS40 (b), IMS65(c)).

Üretim resimleri doğrultusunda talaşlı imalat adımları gerçekleştirilen çekirdek ve zarf bileşenlerinin mekanik çakma uygulamasıyla sıkı geçme işlemi tamamlanmıştır. Ardından son işlem olan yüzey parlatma prosesi gerçekleştirilerek, kalıp sistemleri üretim denemelerine hazır hale getirilmiştir. Mekanik çakma ve parlatma süreci uygulamaları Şekil 10'da verilmiştir. Mevcut şartlarda üretim hattında kullanılan G55 çekirdek ve DIN 1.2344 zarf malzemeli kalıp sistemi ile bu çalışma için üretimi gerçekleştirilen G55 çekirdek - UMS40 ve IMS65 karbon fiber malzemelerinden $[90/\pm 45/\pm 15/90]_n$ sarım açısından oluşan kompozit zarflı kalıpların üretim hattında denenecek şekildeki hazır formları Şekil 11'de sunulmuştur.

Kalıpların soğuk dövme makinalarında denemeye alınmadan önce gerekli son ölçüm kontrol-



UMS40

IMS65

Şekil 12. UMS40 ve IMS65 Kompozit Zarf Malzemeli Kalıpların Üretim Denemesi Sonucu Stereo Mikroskop Görüntüleri.

leri yapılarak ürün projesine uygunluğu bir kez daha denetimden geçirilmiştir. Mevcut durumda konvansiyonel DIN 1.2344 zarf çeliğinin kullanıldığı kalıbın ömrü 'elde edilen ürün/kalıp sarf miktarı' verileri sonucu yaklaşık 500,000 (adet) mertebelerinde olduğu hesaplanmıştır. İlk olarak üretim denemelerine alınan $[90/\pm 45/\pm 15/90]_n$ sarım açılı UMS40 karbon fiber zarftan oluşan kalıp ile yaklaşık 625,000 adet ürün basıldığı tespit edilmiştir. Bununla birlikte zamanla meydana gelen fiber aşınması, çekirdek malzeme üzerinde oluşturulmuş olan sıklığın boşalarak dövme prosesi esnasında çekirdek üzerinde salgı problemlerinin başlamasına yol açmış ve nihayetinde de kalıp hasarı gerçekleşmiştir. Elde edilen sayısal bulgular mevcut duruma göre yaklaşık olarak %25 daha yüksek bir üretim adedini ifade etmektedir. Kırılan kalıbın

değiştirilmesi sonucu diğer hazırlanan IMS65 karbon fiber zarflı kompozit kalıp denemeye alınmış ve yaklaşık 125,000 adet ürünün soğuk şekillendirilmesinde sorunsuz olarak çalıştığı tespit edilmiştir.

Üretim denemelerinde kırılan kompozit zarflı kalıbın makro boyuttaki stereo mikroskop görüntüleri Şekil 12'de sunulmuştur. Bu görüntüler incelendiğinde zarf malzemesinde tekrarlı gerilmeler sonucunda aşınma meydana geldiği ve ilerleyen çevrim adetlerinde bu sorunun mekanik çakma ile çekirdek malzemeye yüklenen basma yönündeki gerilmelerinin boşalmasına yol açarak kalıbın kırılmasına sebebiyet verdiği belirlenmiştir.

Tamamen benzer parametre (kullanılan soğuk dövme makinası, malzeme oryantasyonu, operatör vs.) koşullarında yapılan üretim denemeleri bu iki malzeme arasında rasyonel bir değerlendirme yapma imkânı sağlamış ve gerçekleştirilen üretim denemelerinden elde edilen bulgular neticesinde UMS 40 malzemeden $[90/\pm 45/\pm 15/90]_n$ oryantasyonuyla elde edilen kompozit zarflı kalıbın IMS65 fiber malzemeli kalıba nazaran daha yüksek ömür çevrimine (adet) ulaştığı tespit edilmiştir.

4. Sonuç

Soğuk dövme prosesi ile bağlantı elemanları üretiminde kullanılan kalıp sistemlerinin ömrü kalıpların kalitesi ile doğrudan bağlantılıdır. Dövülmesi zor ve karmaşık ürünlerde ortaya çıkabilen düşük çevrimli kalıp hasarları ürünün verimli bir şekilde üretilmesine engel olarak, yüksek maliyetlerden dolayı ürünün soğuk dövme yöntemiyle üretilmemesine ya da yüksek maliyetli ve verimi düşük üretim yapılmasına sebep olmaktadır. Bu noktada soğuk dövme kalıp sistemlerinde zarf formu olarak kompozit malzeme kullanımı ile kalıp ömürlerinin artırılması sağlanmıştır. Çalışma kapsamında kompozit malzemelerin araştırması yapılarak Toho Tenax firmasının ürünleri olan Tenax-E IMS65 E23 24K 830tex ve Tenax-J UMS40 F23 24K 800tex S karbon fiberleri zarf malzemesi olarak kullanmanın uygun sonuçlar ortaya koyacağı belirlenmiştir. Malzemelerin mekanik verilerinden faydalanarak Abaqus 6.10 ve Simufact 12.0.1 SEPP aracılığıyla sıkı geçme ve soğuk dövme proseslerinin simülasyonları doğrultusunda çekirdek ve zarf bileşenleri arasındaki girişim miktarı, fiber sarım açıları ve nihai geometri formu belirlenmiştir. Bu bağlamda tespit edilen özellikleri ve modeli yansıtan iki farklı kompozit tüpün $[90/\pm 45/\pm 15/90]_n$ oryantasyonunda filaman sarma metoduyla üretimi tamamlanmıştır. Analiz çalışmalarının sonuçları çerçevesinde karbon fiber zarflı malzemelerin yüksek oranlı sıkı geçme kabiliyetleri ile çekirdek yapı üzerindeki artık bası gerilmesinin mevcut duruma göre %18'lere varan oranlarda artış göstereceği bulunmuştur. Ortaya çıkarılan kalıp modeli ve belirlenen kompozit malzemenin test edilmesi amacı ile gerçekleştirilen üretim denemeleri için standart bir ürün belirlenmiş ve 4. istasyon kafa şişirme kalıbı olarak kompozit çemberli soğuk dövme kalıbı kullanılmıştır. Yapılan üretim denemeleri sonucu ilk olarak Tenax-J UMS40 F23 24K 800tex S karbon fiber zarflı kompozit kalıp ömür performansı test edilmiş ve bu kalıp sisteminin yaklaşık 625,000 adet civatanın şekillendirilmesinin sonunda hasara uğradığı tespit edilmiştir. Bu denemenin ardından hazırlanan diğer Tenax-E IMS65 E23 24K 830tex malzemeli kalıbın üretim denemesi gerçekleştirilmiş ve bu denemede ise 125,000 adet mertebelerinde bir ömür çevrim değeri yakalanmıştır. Zamanla meydana gelen fiber aşınması, çekirdek malzeme üzerinde oluşturulmuş olan sıklığın boşalmasına ve dövme prosesi esnasında salgı problemlerinin başlamasına yol açmış ve nihayetinde de kalıpta

hasar meydana gelmiştir. Üretim verilerinden alınan bilgiye göre konvansiyonel kalıp ömrünün 500,000 adet mertebelerinde olduğu düşünüldüğünde, Tenax-J UMS40 F23 24K 800tex S karbon fiber malzemeli ve $[90/\pm 45/\pm 15/90]$ n oryantasyonlu kompozit zarflı kalıp ile yaklaşık olarak %25 oranında bir ömür iyileştirmesi sağlandığı bulunmuştur. Çalışma kapsamında getirilen yenilikçi bakış, soğuk dövme sektöründe konvansiyonel kalıp malzemelerin dışında yeni malzemelerin geliştirilmesi ve kullanılması ile ilgili teşvik edici bir unsur oluşturacak, kalıp hazırlama sektöründe kompozit kullanımının ön plana çıkartılması, kompozit malzemelerin dövme kalıp sistemlerinde yer alması ve yeni kompozit kalıp tasarımlarının ortaya çıkarılmasında öncü olacaktır.

Teşekkür

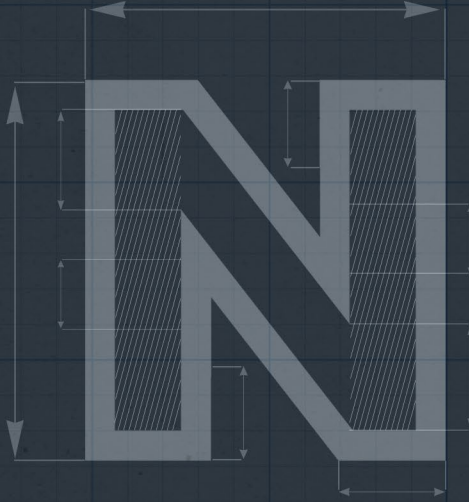
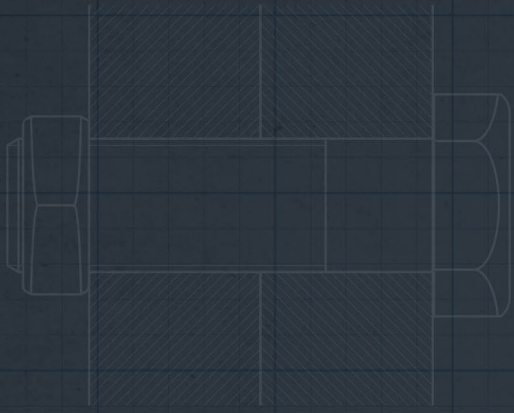
Bu çalışma, Türkiye Bilimsel ve Teknoloji Araştırma Kurumu tarafından desteklenmiştir. (TÜ-BİTAK-Proje No:5130006) Ayrıca yazarlar, Norm Cıvata A.Ş. çalışanlarına teşekkürlerini sunmaktadır.

Kaynaklar

- [1] W.F. Smith, Malzeme Bilimi ve Mühendisliği, üçüncü basım, Çeviri editörü N. G. Kınıkoğlu, Literatür Yayınları, 724(2001)
- [2] A. Demirel, The Characterization of Carbon Fiber Reinforced Epoxy Composite Materials, Gazi University Institute of Science and Technology, M.Sc. Thesis,2007
- [3] S.H. Ahn, T.H. Kim, B.M. Kim, J.C. Choi, A Study on The Prediction of Fatigue Life in Axisymmetric Extrusion Die, Journal of Materials Processing Technology, 71,343-349, 1997
- [4] Case Study of a Composite Sleeve Application as Permanent Pipeline Repair, Petromin Pipeline Magazine, January/February 2013
- [5] W.P. Hargett, E.E. King, CEM Corporation, Pressure Vessel with Composite Sleeve, Continuation of Application No.09/260,209, Filed on Mar.1,1999,US Patent No.6,534,140
- [6] P. Karpuz, Mechanical Characterization of Filament Wound Composite Tubes by Internal Pressure Testing, Middle East Technical University, Institute of Science and Technology, Department of Metallurgical and Materials Engineering, post graduate thesis,2005
- [7] H. Long, R. Balendra, FE Simulation of the Influence of Thermal and Elastic Effects of the Accuracy of Cold-Extruded Components, Journal of materials Processing Technology 84 (1998) 247–260
- [8] G. Zhao, E. Wright, R. V. Grandhi, Sensivity Analysis Based Preform Die Shape Design for Net-Shape Forging, Int. J. Manufact. Vol 37, No:9, 1251-1271, 1997
- [9] K. K. Tong, C. S. Goh, M. W. Fu, T. Muramatsu and M. S. Yong, Predictive Methods and

Improvements in Die Life for Cold Forging, STR/03/005/FT

- [10] Ermüdungsverhalten des Hartmetalls G55 Co bei Raumtemperatur, Vorgelegt Von Frank Hebner aus Erlangen, Friedrich-Alexander Universität Erlangen-Nürnberg, Institut für Werkstoffwissenschaften Lehrstuhl I -Allgemeine Werkstoffeigenschaften- Prof. Dr. H. Mughrabi, 7. September 2003
- [11] Ceratizit, <http://www.ceratizit.com>, son erişim tarihi:24.08.2015
- [12] Bohler Uddeholm, AISI H13 Hot work tool steel, http://www.bucorp.com/media/H13_data_sheet_09032013.pdf, son erişim tarihi:24.08.2015
- [13] ABD Savunma Bakanlığı, Military Handbook: Plastic Matrix Composites with Continuous Fiber Reinforcement, Yayın No: MIL-HDBK 754AR, USA, 61-80, (1991)
- [14] Strong A.B., Fundamentals of Composite Manufacturing Materials, Methods, and Applications, Society of Manufacturing Engineers, Michigan, USA, (2008)
- [15] Mantell, S.C. ve Cohen, D. "Filament Winding", Derleyen: Dave, R. S. ve Loos, A. C., Processing of Composites, Hansen, Münih, Almanya, 388-418. (2000)
- [16] P.K.Mallick, Fiber-Reinforced Composites, Materials Manufacturing and Design, Third Edition CRC Press
- [17] Toho Tenax, Properties of tenax filament yarn, <http://www.tohotenax.com/tenax/en/products/standard.php>, son erişim tarihi:24.08.2015
- [18] Huntsman, Advanced materials high performance components, http://www.huntsman.com/advanced_materials/Media%20Library/global/files/2015%20US%20High%20Performance%20Components%20Brochure.pdf, son erişim tarihi:24.08.2015
- [19] Önder, C. Ve Aygen, M. "Bağlantı elemanlarının Soğuk Dövme ile Üretilmesinde Sonlu Eleman Analizi Uygulama Örnekleri" Mühendis ve Makine Cilt 51 Sayı 562 18-23
- [20] Saroosh M.A., Lee H.-C., Im Y.-T., Cohoi S.-W., Lee D.-L. 'High Cycle Fatigue Life Prediction of Cold Forging Tools Based On Workpiece Material Property,' Saroosh et. al. Journal of Materials Processing, 191,178-181. 2007



THE EFFECT OF COATING TYPE ON BOLT FATIGUE LIFE

*Umut İNCE
Birtan GÜLER
N.Emrah KILINÇDEMİR
Mustafa GÜDEN*



2. Uluslararası Demir Çelik Sempozyumu (IISS'15), 1-3 Nisan 2015, Karabük, Türkiye

THE EFFECT OF COATING TYPE ON BOLT FATIGUE LIFE

Umut İnce*, Birtan Güler*, N.Emrah Kılıncıdemir*, Mustafa Güden**

* R&D Center, Norm Cıvata San. ve Tic. A.Ş., Çiğli, İzmir, Turkey E-posta: umut.ince@normcivata.com

** Department of Mech. Eng. İzmir Institute of Technology, Urla, İzmir, Turkey

E-posta: mustafa.guden@iyte.edu.tr

Özet

Zn Cr³⁺ + TnT 11, Delta-Protekt ® KL100 + VH301 GZ ve Delta-Protekt ® KL100 + Delta Seal GZ Black kaplamalarının cıvataların yorulma davranışlarına etkisi araştırılmıştır. Yorulma testleri DIN 969 'Axial load fatigue testing of threaded fasteners' standardına göre yapılmıştır. Cıvata test numunelerinin hepsinde çatlak ilerlemesinin dış diplerinden başladığı gözlemlenmiştir. Delta-Protekt ® KL100 + VH301 GZ ve Delta-Protekt ® KL100 +Delta Seal GZ Black kaplı cıvatalar, Zn Cr³⁺ + TnT 11 kaplı cıvatalarla kıyaslandığında yüksek çevrim bölgesinde %16'lık fazla yorulma ömrüne sahip olduğu görülmüştür. Detaylı mikroskobik incelemeler sonucunda, Delta ve Çinko kaplı ürünlerdeki yorulma ömrü dayanım sınırı farklılıklarının numune dış diplerinde görülen yüzey farklılıklarından kaynaklandığı sonucu çıkarılmıştır. Aynı yüzey özelliklerine sahip farklı Delta ürünleriyle kaplanmış cıvataların benzer Wöhler eğrisine sahip olması deneysel olarak elde edilen yorulma verilerinin güvenilirliğini göstermekte ve kaplama dışındaki diğer parametrelerce etkilenmediğine dair kanıt sunmaktadır.

Keywords: Yorulma, Kaplama, Cıvata, Delta, Çinko.

Abstract

The effect of Zn Cr³⁺ + TnT 11, Delta-Protekt ® KL100 + VH301 GZ and Delta-Protekt ® KL100 + Delta Seal GZ Black coatings on the fatigue behavior of bolts was investigated. The tests were performed according to DIN 969 'Axial load fatigue testing of threaded fasteners'. In fatigue tests, it was observed that the cracks initiated at the root of the threads of bolt specimens. The bolts coated with Delta-Protekt ® KL100 + VH301 GZ and Delta-Protekt ® KL100 +Delta Seal GZ Black coating showed on the average 16% higher fatigue life as compared with the bolts coated with Zn Cr³⁺ + TnT 11 in the high cycle regime. Based on the macroscopic investigations, it was concluded that difference between the endurance limits of Delta and Zinc coated bolt specimens were due to differences between the surfaces of the roots of the specimen thread. The similar Wöhler diagrams of bolts coated with different Delta products but with the similar surface profiles confirmed that experimentally derived fatigue data can be evaluated reliable and not affected by the other parameters.

Keywords: Fatigue, Coating, Bolt, Delta, Zinc.

1. Introduction

Fasteners are often subjected to alternating forces during service conditions. These alterna-

ting mostly arise from environmental conditions and termed as dynamic forces. The fatigue failures are caused by these dynamic forces. Designing fasteners with dynamic loads against fatigue type of failures is important for the critical applications such as vehicles as these types of failures may lead to fatal accidents. Fatigue life of a fastener depends on many parameters including the fastener production method, geometric specifications, microscopic properties and the cleanliness and properties of the surfaces. The fatigue type of deformation occurs sequentially in three stages: crack initiation and propagation and fracture. The cracks initiate locally at the high-stress concentration areas on the surface, driven by the surface morphology and microstructural irregularity such as inclusions or manufacturing flaws. The formation of micro cracks leads to localized stress concentrations which accelerate the crack propagation. The fatigue cracks propagate on the boundary of grains and do not lead to any elongation of material up to fracture point. The cracks propagating up to a critical cross section finally lead to fracture. The crystal structure of material can change at the fracture moment due to plastic deformation of fracture area [1].

The effect of the process order on the fatigue life of M14x2x115 bolt specimens produced from AISI 4140 carbon steel using a process of the combined cold forging and thread rolling after and before heat treatment was investigated previously [3]. It was shown that the bolts tread-rolled after the heat treatment experienced higher fatigue life than bolts thread rolled before heat treatment. It was reported that O-ring geometry under the head of bolt had some negative effects on the fatigue life of bolts if this geometry was designed appropriately [4] and fastener strength was not a significant variable on fatigue strength [5]. Fine threaded fasteners were reported to exhibit better fatigue performance than coarse threaded fasteners [6], while in another studies the fatigue life of coarse threaded fasteners were shown to be higher than that of fine threaded fasteners for the bolt sizes between M10 and M24 [7, 8]. The dependence of fatigue limit of high tension bolts on mean and ultimate strength was investigated [9]. It was reported that local mean stress determination at the thread root where the fatigue crack initiated resulted inconsistent results with the well-known fact that the fatigue limit of metals increased with tensile strength. However, when the bolt fatigue limit and mean stress were estimated with the nominal stress of the bolt, the bolt fatigue limit decreased with increasing tensile strength and the nominal mean stress. A range of the nominal mean stress in which the bolt fatigue limit was almost constant was also reported in the same study. In another study the effect of corrosion on fatigue life of threaded elements in saline environment was investigated [10]. The corrosion caused a change of the surface geometry of the threaded part, leading to a variation of the stress distribution and changing fatigue life of bolts. However, zinc coated low alloyed structural steel showed a particular trend; the number of cycle required to bring the bolt at break increased with increasing corrosion exposure time. This unexpected behavior was attributed to the decrease of the stress-intensifying factor due to the smoothening of the fillet induced by uniform corrosion on the coating. The fatigue failure cycle of zinc coated threaded specimens exposed to saline solution during 20 days was determined to be nearly seven times less than that of as rolled, non-coated threaded specimens. Although, there have been many studies related to the effect of geometrical parameters and production flaws on fatigue lives, there has been only few studies on the coating effect on the fastener fatigue life.

2. Material and Method

2.1. Specimen Preparation

M8x1,25x50 DIN 933 bolt specimens were produced by a cold forging process using 20MnB4 carbon steel. The cold forged and thread-rolled bolt specimens were then heat treated to obtain 8.8 bolt class according to ISO 898-1 'Mechanical properties of fasteners made of carbon steel and alloy steel'. Heat treated bolt specimens were randomly distributed into three groups and coated with Zn Cr³ + TnT 11 (Zinc), Delta-Protekt ® KL100 + VH301 GZ (Delta) and 'Delta-Protekt ® KL100 + Delta Seal GZ Black. Zinc and Delta coatings were performed according to ISO 10683 Fasteners – Non- electrolytically applied zinc flake coatings and EN ISO 4042 Fasteners – Electroplated coatings respectively. All the parameters including coating thickness, friction coefficient (according to ISO 16047 Fasteners- Torque/clamp force testing) and resistance to corrosion (salt spray test: ISO 9227 corrosion tests in artificial atmospheres – salt spray testing) were checked during the specimen preparation. Delta-Protekt ® KL 100 is a non-electrolytic basecoat/pre-coat and composed of fillers and zinc (approximately %80), and aluminum flakes. The scale-like arrangement of the flakes in the coating forms a barrier to retard the onslaught of corrosive media. This basecoat provides highly effective corrosion protection with a relatively thin layer (8-15µm). Delta-Protekt ® VH301 GZ is an inorganic water based coating and applied to the surfaces which are pre-coated with Delta-Protekt ® KL 100. It is mainly silicate post or top-coat sealing type coating with a relatively thin coating layer (2-4µm). It substantially increases the corrosion resistance of the coated surface. The sealing can alter the coefficient of friction depending on the specifications. Zinc plating is used to provide sacrificial corrosion protection to steel and is usually deposited in thicknesses varying between 5 and 25 µm depending on the intended application. Zinc plated coatings are usually passivated by immersing in chromate solution to increase the corrosion resistance. Zinc Cr+3 coating was performed electrolytically. TNT11 is a sealing with integra-



Figure 1. Bolt specimens coated with 1-) Zn Cr³ + TnT 11, 2-) Delta-Protekt ® KL100 + Delta Seal GZ Black and 3-) Delta-Protekt ® KL100 + VH301 GZ.

ted lubricant for zinc and zinc alloy passivated films. It is designed to meet the specifications of the required coefficient of friction. Measured thickness of Delta and Zinc based coatings were measured between 9-13µm and 8-9µm, respectively. The pictures of the bolts coated

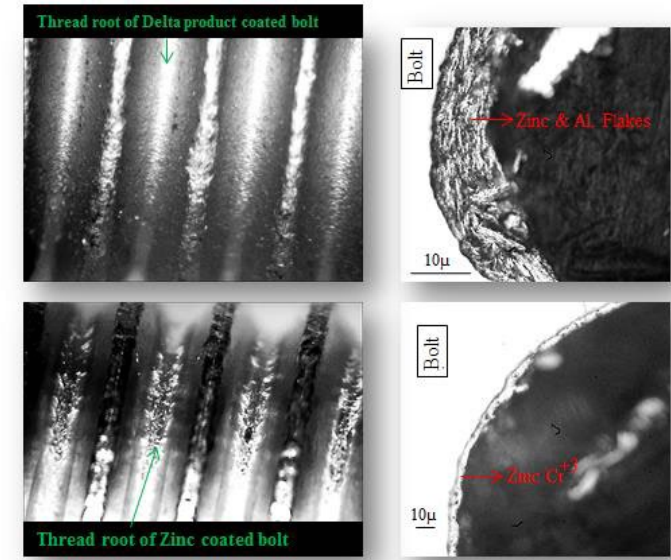


Figure 2. Macro and micro scale microscopic views of thread root of Delta product and Zinc coated bolt specimens.

with Zn Cr³, Delta-Protekt ® KL100 + Delta Seal GZ Black, and Delta-Protekt ® KL100 + VH301 GZ are shown in Figure 1 with the numbers. The macro and micro scale microscopic views of thread root of Delta product and Zinc coated bolt specimens are shown in Figure 2. As seen in Figure 2, the surface of thread root of Zinc coated bolt specimen is rougher than that of delta product coated specimen.

2.2. Fatigue Tests

Fatigue tests were conducted according to DIN 969 'Axial load fatigue testing of threaded fasteners' standard using Zwick/Roell High frequency pulsator. In order to determine the mean force, the clamp force of bolt specimens for 24.75 Nm which is 75% of minimum breaking torque specified in ISO 898-7 'Mechanical properties of fasteners – Torsional test and minimum torques for bolts and screws' was determined using Atlas Copco µ tester. Average clamp force taken as mean force for fatigue tests was determined 21.1 kN for all specimens. The test frequency was kept constant, 75 Hz, in all fatigue tests. Wöhler curves for each coating type were determined by conducting 64 tests at 8 different force amplitudes.

3. Results and Discussion

Wöhler curves of Zn Cr³ + TnT 11, Delta-Protekt ® KL100 + VH301 GZ and Delta-Protekt ® KL100 + Delta Seal GZ Black coated bolt specimens are shown in Figure 4a,b and c, respectively. The fracture occurred at the thread roots of all failed specimens. The failure limits indi-

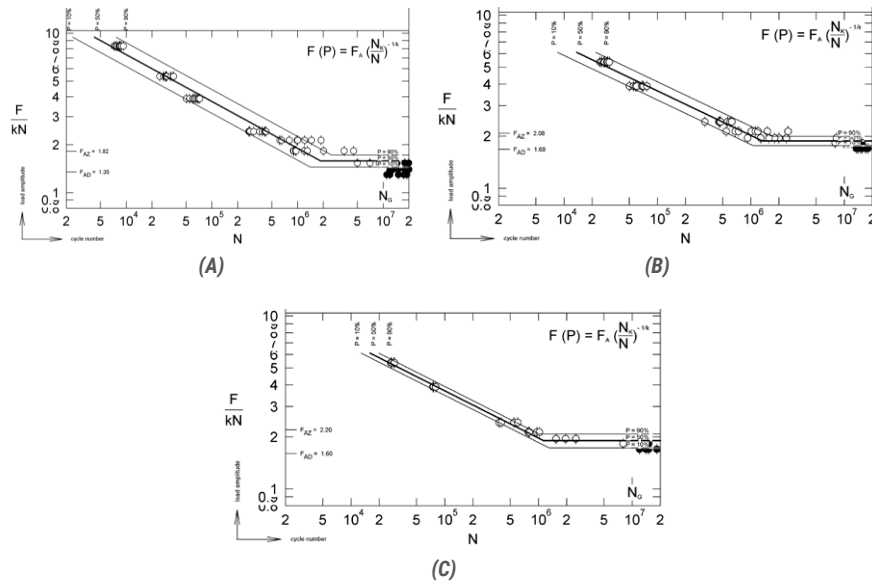


Figure 3. Wöhler curves of a) Zn Cr³ + TnT 11, b) Delta-Protekt ® KL100 + VH301 GZ and c) Delta-Protekt ® KL100 + Delta Seal GZ Black coated bolt specimens at 21.1 kN mean force.

cated as FAZ (failure probability of 90%) and FAD (failure probability of 10%) were determined based on the failure probability of long life fatigue.

Comparative Wöhler curves of investigated three different type coated bolt specimens for 50% failure probability are shown in Figure 4. Delta product coated bolt specimens experiences higher fatigue resistance than zinc coated bolt specimens as seen in Figure 4. Figure 5 shows the normalized failure force of zinc and delta coated specimens for 0 and 100% failure probability. Delta product coated bolt specimens exhibit 1.14-1.24 times higher fatigue resistance than zinc coated bolts as shown in Figure 5. This difference in fatigue resistance of coated bolts is attributed to the differences in the surface topography of thread roots between

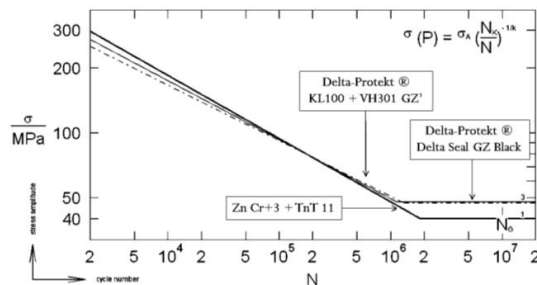


Figure 4. Comparative Wöhler curves of investigated coated bolt specimens for 50% failure probability.

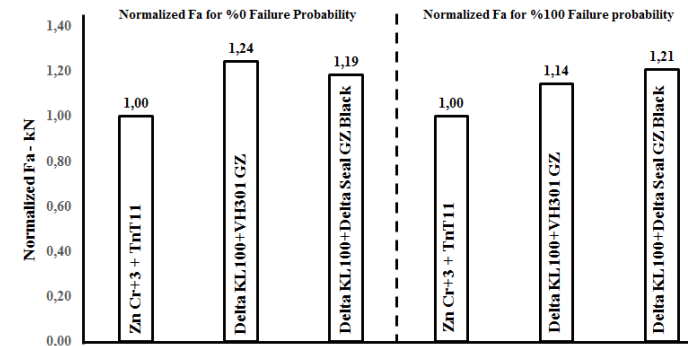


Figure 5. Normalized comparative failure force for 0% and 100% failure probability of investigated three different type coated bolt specimens.

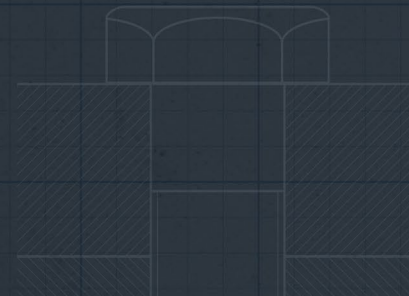
en Delta product and Zinc coated bolt specimens. It is well known that asperities on rough surfaces can act as stress raiser and can affect the fatigue life of material negatively. The surface of thread roots of Delta product coated bolt specimens is smoother than that of Zinc coated bolt specimens as previously shown in Figure 2. On the other hand, revealed similar Wöhler diagrams of bolts coated by different Delta product which have same surface properties gave an evidence to proof that experimentally derived fatigue data can be evaluated as reliable and not affected by the other parameters than coating.

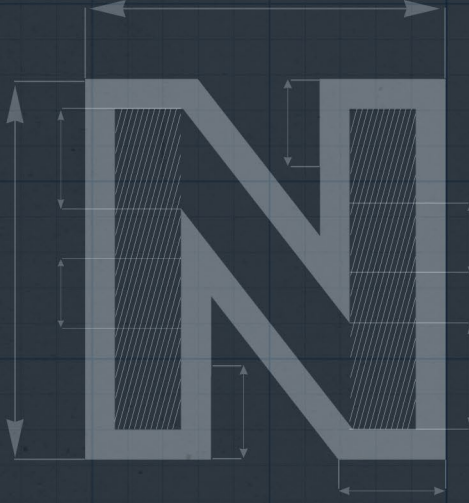
Thanks

We are grateful to UYSAL MAKİNA SAN. /İzmir team who helped us in many ways during the project.

References

- [1] Ün, H. 2007. "Malzeme Bilgisi Ders Notları", Pamukkale Üniversitesi, Denizli.
- [2] ESDEP WG 12, "FATIGUE Lecture 12.2: Advanced Introduction to Fatigue", <http://www.fgg.uni-lj.si/~pmoze/ESDEP/master/wg12/I0200.htm>.
- [3] Ifergane. S., Eliaz. N., Stern. N., Kogan. E., Shemesh. G., Sheinkophf. H., Eliezer. D. 2001. 'The effect of manufacturing processes on the fatigue lifetime of aeronautical bolts'. Engineering Failure Analysis 8 227-235.
- [4] Fragnoli, J. "Unique Considerations for Fatigue Testing of Bolts", General Fasteners Co.
- [5] Skochko, G. W., Herrmann, T. P. 1992. "Factors Which Affect Fatigue Strength of Fasteners", General Electric Co., Schenectady, New York.
- [6] Yokushev, A.I., 1964. "Effect of manufacturing technology and basic threaded connections". Oxford: Pergamon.
- [7] Majzoobi. G. H., Farrahi. G. H., Habibi. N. 2005. "Experimental evaluation of the effect of thread pitch on fatigue life of bolts" International Journal of Fatigue 27. pp. 189-196.
- [8] Kloos. K. H., Thomala. W. 1974. "Zur dauerhaltbarkeit von schrauben verbandungen, Teil 4: Der einflub von randenkohlung and gewindesteigung" (Fatigue strength of threaded connections, Part 4: effect of decaburization and thread pitch). Verbindungstechnik; 11(5):22-9.
- [9] Cho. S.S., Chang. H., Lee. K. W. 2009. 'Dependence of fatigue limit of high tension bolts on mean stress and ultimate tensile strength'. International Journal of Automotive Technology, Vol. 10, No. 4, pp. 475-479.
- [10] Solazzi. L., Scalmana. R., Gelfi. M., Vecchia. G.M.L. 2012.'Effect of different corrosion levels on the mechanical behavior and failure of threaded elements'. Journal of Failure Analysis and Prevention. 12:541-549.





PROJEKSİYON KAYNAĞINDA FIŞKIRMA VE ÇAPAKLANMA DÜZEYİNİN TANIMLANMASINA YÖNELİK SAYISAL BİR GÖSTERGENİN GELİŞTİRİLMESİ ÜZERİNE DENEYSEL BİR ÇALIŞMA

Cemil Günhan ERHUY
Fatih ATEŞ
Umut İNCE
Aysel BIYIK
Kemal DAVUT



Kaynak Teknolojisi IX. Ulusal Kongresi, Ankara 20-21 Kasım 2015

PROJEKSİYON KAYNAĞINDA FIŞKIRMA VE ÇAPAKLANMA DÜZEYİNİN TANIMLANMASINA YÖNELİK SAYISAL BİR GÖSTERGENİN GELİŞTİRİLMESİ ÜZERİNE DENEYSEL BİR ÇALIŞMA

Cemil Günhan Erhuy*, Fatih Ateş*, Umut İnce**, Aysel Bıyık**, Kemal Davut***

* Ermetal Otomotiv ve Eşya San. Tic. A.Ş. Ar-Ge Merkezi, Osmangazi / BURSA

** Norm Cıvata San. Tic. A.Ş. Ar-Ge Merkezi, Çiğli / İZMİR

*** Atılım Üniversitesi Metal Şekillendirme Mükemmeliyet Merkezi, İncek / ANKARA
Atılım Üniversitesi Metalürji ve Malzeme Mühendisliği Bölümü, İncek / ANKARA

Özet

Projeksiyon kaynağında aşırı fişkırmamanın kaynak dayanımına olumsuz etkisinin yanında, bağlantı elemanları ile sacların birleştirilmesinde ergimiş metalin sıçraması veya püskürmesi ile oluşan çapaklar, somun veya cıvata dişlerini fonksiyonsuz kılabilir. Etrafa fişkırmama ve çapaklanmanın birbirini bütünlediğinin kabul edildiği yaklaşımla, fişkırmama ve çapaklanma (bileşik) endeksi olarak anılan bir gösterge geliştirilmiştir. Bu göstergenin fişkırmama ile ilgili kısmı kütle eksilmesine dayandırılırken; çapaklanma ile ilgili kısmı, çapağın tipi (nokta veya sarkıt/sakal), geometrisi, boyutları ve sayısı ile hesaplanmıştır. Birim direnç için teorik olarak hesaplanan enerji değerlerine göre belirlenen eğilimler, tanımlanan bileşik endeksin tutarlı ve tekrarlanabilir sonuçlar verdiğini göstermiştir. Çalışma, kaynak bölgeleri ve çapak mikroyapılarının incelenmesi ile sonuçlandırılmıştır.

Keywords: Projeksiyon kaynağı, çelik, kaynak cıvatası, sac, fişkırmama, sıçrama, çapak, mikroyapı.

Abstract

Besides the unfavorable effect of expulsion on weld strength in projection welding, the burrs generated by splash or eruption of molten metal render threads of the nuts or bolts functionless in joining fasteners and sheets. An indicator called expulsion and burring (conjugate) index was developed through the approach in which expulsion around and burring were assumed to complement each other. While the expulsion-related part of this indicator was based on mass diminution, the burring-related part was calculated with burr type (spot or stalactite/whisker) and its geometry, dimensions, and number. The trends determined in respect of the energy values calculated theoretically for unit resistance showed the conjugate index defined yields consistent and reproducible results. The study was concluded with investigation of microstructures of weld zones and burrs.

Keywords: Projection weld, steel, weld bolt, sheet, expulsion, splash, burr, microstructure.

1. Giriş

Nokta direnç kaynağının modifikasyonu olan projeksiyon kaynağı, kabartılı direnç kaynağı veya kısaca kabartı kaynağı olarak da anılmaktadır. Projeksiyon kaynağında birleşme, nokta

kaynağındaki gibi birbirinin üzerine bindirilmiş yüzeylerde, elektrot ucunun boyut ve geometrisi ile sınırladığı bir alanda değil; üst üste bindirilen parçaların geometrisinden gelen doğal ya da belli formlarda özel olarak oluşturulmuş kabartılarda noktasal veya çizgisel temas boyunca meydana gelmektedir. Birden fazla kabartının aynı anda kaynak sürecine katılabilmesi nedeniyle seri imalata yakınlık ve ekonomikliğin ön plana çıktığı projeksiyon kaynağında, elektrot yüzeyinin büyüklüğü nedeniyle daha düşük akım yoğunluğu ve elektrot basınç koşulları; buna bağlı olarak daha uzun elektrot ömürleri söz konusudur. Yüzeyde bir şekil değiştirme ortaya çıkmadığından daha iyi bir dış görünümün gözlenmesi de projeksiyon kaynağının bir başka avantajıdır [2], [9].

Projeksiyon kaynağından, özellikle otomotiv sektörüne yönelik seri imalatla, sac parçalar ile kaynak somunu ve kaynak cıvatası gibi çeşitli formlarda (nokta/damla tipi, halka/yüzük tipi, piramit/muz/yay tipi vb.) kabartılara sahip bağlantı elemanlarının kaynağında sıkça faydalanılmaktadır. Bu yöntemde, uygun parametrelerin seçilmesi sayesinde, parçalara en az ısı girdisiyle, mümkün olan en az distorsiyon (çarpılma) ve içyapı dönüşümü meydana getirilerek istenen dayanım ve tokluk özelliklerinin sağlanabilmesi esastır. Ayrıca, sıçrama ve fişkırmamanın yoğun olmadığı, çapaksız bir kaynakla elde edilecek temiz yüzeyler ve dar boyutsal toleranslar, işlevsellikten ödün vermeden birleştirmenin verimli bir şekilde yapılabilmesi açısından önemlidir.

Vidalı bağlantı elemanlarının saclara projeksiyon kaynağı ile birleştirilmesinde parçalarda oluşan çapak montajı zorlaştırmaktadır. Montaj gerçekleşse dahi cıvata veya somun dişlerine yapışan çapaklar, dişlerde sıyırmaya yol açtığı için işlev kaybı ortaya çıkarmaktadır. Bunun yanı sıra çapaklanma, özellikle kaplamalı parçalarda zamanla kaplamayı yüzeyden kaldırarak çukurcuk korozyonuna neden olabilmektedir. Çukurcuk korozyonunun hızı, homojen korozyon hızından çok daha fazladır. Zaman içerisinde ilerleyen korozyon, bağlantı elemanı üzerinde gerilme yoğun bölgelerin oluşmasına ve nihayetinde çatlağın başlamasına; sonuç olarak da bağlantı elemanının kırılması ve montajın boşalmasına yol açabilmektedir. Bu durum, araç arızalarının yanı sıra, bağlantı elemanının kullanıldığı yere göre hasarlı ve/veya ölümlü trafik kazalarına neden olabilmektedir. Kaynaklı parçalarda çapak oluşumu, hem bahsedilen kritik nedenlerden dolayı; hem de tespiti ve temizliği için fazladan işçilik, hurda ve kalitesizlik gibi ek maliyetler doğurması sebebiyle istenmemektedir.

Elektrik akımı ve kuvvetin, birleştirilecek parçalara düz ve büyük elektrotlarla taşındığı bir direnç basınç kaynağı yöntemi olan projeksiyon kaynağında kabartının (projeksiyonun) şekli, kaynak bölgesinde bir akım yoğunlaşma etkisi meydana getirmektedir. Kabartılar, kaynak sırasında elektrot kuvveti ve akımın etkisiyle ısınmakta, deforme olarak büyük ölçüde düzleşmekte ve kaynak bölgesinde çözülmez bir bağlantı oluşmaktadır. Isı etkisi, (1) ile belirtildiği gibi, akım I 'nin karesi, kısmi dirençlerin (elektrot malzemesi, parça malzemesi, elektrot-parça temas ve parça-parça temas dirençleri) toplamı R ve kaynak süresi t ile orantılıdır. Bunların dışında önemli bir parametre de elektrot (sıkma) kuvveti olup, kısmi dirençler arasında ısı üretimine en fazla katkı sağlayan olan parçalar arası temas direncini doğrudan etkilemektedir [1], [2].

$$Q=I^2Rt$$

(1)

Kaynak akımı (efektif akım şiddeti), süresi ve kuvvetinin tasarımdan istenen dayanımı sağlayacak; aynı zamanda aşırı bir sıçrama/fıskırma ve çapaklanma oluşmayacak şekilde, sacın kalınlığı, kabartının geometrisi, boyutları ve sayısı ve parçaların yüzey durumu dikkate alınarak, uygun bir kombinasyon ile seçilmelidir. Örneğin, kaynak akımı ve süresinin gerekenden daha düşük seçilmesi yetersiz füzyon ve çekirdek ebadı ile sonuçlanan yapılaşma problemine; gerekenden daha yüksek değerlerle seçilmesi ise fıskırma ve çapaklanma problemine yol açacaktır. Kuvvetin gerekenden daha yüksek seçilmesi veya elektrotun gerekenden daha sert inışı ise, kaynak akımı etkimesinden önce kabartıyı düzleştirebilmekte; yetersiz füzyon ve çekirdek ebadı ile zayıf bir kaynak bağlantısının ortaya çıkmasına neden olabilmektedir. Gereğinden düşük seçilen baskı kuvveti ise sıçrama/fıskırma problemini beraberinde getirecektir. Temiz sac yüzeyi ve yüksek baskı kuvveti ile temas direnci kontrol altında tutularak, aşırı ısınmanın yol açtığı sıçramadan kaçınılabilir [1], [2].

Kaynak makinası konstrüksiyonu ve kaynak akım tipi (tek faz AC, çok fazlı DC, kondansatör deşarjlı, orta frekans inverter DC / MFDC), kaynak çevriminde pulsar ve impuls sayısı, akım programı (akım yükselmesi, aralıkları ve düşüşleri, ön ve son tavlama), kuvvet programı ve elektrot inış hızı, malzemelerin termo-fiziksel özellikleri ve plastik deformasyon davranışı, ısıl denge ve elektrotların soğutulması, elektrot yüzey durumu ve hizalanması, kaynak ekipmanı ve kabartıların boyutsal toleransları, parça-elektrot teması istenmeyen bölgelerde yalıtım durumu gibi faktörler de projeksiyon kaynak süreci ve kalitesine önemli etkilere bulunmaktadır [1], [2], [4], [7], [9], [13], [16], [20], [23].

Sun [21], projeksiyon kaynağını sonlu eleman (FE) modeliyle kantitatif olarak simüle etmek üzere, ABAQUS yazılımı ile artımlı birleştirilmiş termal-elektrik-mekanik analizler yürütmüştür. Akım ve oluşan ısının kabartının temas ettiği noktada yoğunlaştığı; bu nedenle de nokta direnç kaynağına göre daha düşük akım ve elektrot kuvvetlerinin ve daha kısa kaynak sürelerinin yeterli olduğu fakat akım ve ısı akış yolunun dinamik değişiminin ve malzeme özelliklerinin sıcaklık ile değişiminin prosesin analizini zorlaştırdığı vurgulanmıştır. Bu çalışmada ortaya konan FE modelinin altyapısında yer alacak şekilde; temasın çevresinde ergiyik oluşumu ile başladığı öngörülen fıskırmaya dair şu saptamalar yapılmıştır:

- İnce sacların kaynağında, kaynak makinasının mekanik takip kapasite etkisi önemli olup; yay kuvveti ile yüklü bir elektrot, kabartı çökmesini yeteri hızda takip ederek, fıskırmayı önlemede fayda sağlayabilmektedir.
- Kaynakta ilk çevrimin sonunda kabartı tamamen çökerken, baskıdan gelen hafif bir batma halkası sacın üst yüzeyinde hala izlenebilir durumdadır. Ergime, ilk çevrim sonunda, yüksek akım yoğunluğunun sonucu olarak, birleşme yüzeyinde küçük bir halka formunda başlamaktadır. Süreç, literatürde [8], [10], [11] projeksiyonun çökmesi ile ilgili olarak geçen "kabartının hemen hiç metal füzyonu oluşmadan önce tümünden çıktığı" gözlemleriyle de uyumludur. Bu zaman artımında, uygulanan elektrot kuvveti ile ergimiş bölgenin ısıl genleşme kuvveti arasında iyi bir dengenin oluşturulması kritiktir. Makinenin takip yeteneği zayıfsa ve/veya çok düşük bir elektrot kuvveti uygulanırsa, sıvı metal fıskıracağıdır. Aşırı metal fıskırması genelde kararsız ve zayıf bir kaynakla sonuçlanmakta ve kaynağın performansına zarar vermektedir.

- Kaynak akımı, kabartının çöküşü öncesinde füzyon meydana getirebilecek ve istenen nihai çekirdek ebadını oluşturacak bir büyüklükte seçilmelidir. Akım çok yüksek seçildiğinde fıskırma eğilimi artmaktadır. Zira kabartının çökmesi, ısı üretim hızını yakalayamamakta ve fıskırma öngörülmektedir (Harris ve Riley [10]'dan aktaran Sun [21]).
- Elektrot kuvveti çok küçük olduğunda, yeterli ara yüz temas çapı ve ergiyik metali zapt edecek düzeyde basınç sağlanamamakta ve fıskırma meydana gelmektedir. Bundan da öte, ilk çevrimin sonunda kabartı tam olarak çökmemekte; sac ayrımı gözlenebilir kalmaktadır. Çok yüksek bir kuvvet uygulandığında ise aşırı soğuk yığma meydana gelmekte ve projeksiyonun erken mekanik çöküşü gerçekleşmektedir. Temas alanı nominal duruma göre her zaman daha büyüktür ve büyük temas alanı ile akım yoğunluğu azaldığından, çekirdek oluşum süreci gecikecektir. Dolayısıyla, projeksiyon kaynak işleminde teknik maharet gerektiren husus, kısa periyotta, çekirdek oluşumunu garanti edecek şekilde, hızlı ısı oluşumu ile temas alanının değişimi arasındaki dinamik dengeyi oluşturabilmek; bu arada da fıskırmayı önlemek üzere, ergimiş metali zapt edecek yeterlilikle temas alanı ve basıncı sağlayabilmektir.
- Çelik sacın malzeme sınıfı ve akma dayanımı düzeyi, ağır bir plastik deformasyonun ortaya çıktığı kabartının (projeksiyonun) tasarımı ve kaynak parametrelerinin seçiminde önem arz etmektedir. Çalışmada, en düşük akma dayanım değerine sahip malzeme olarak seçilen IF çeliğinden sacda kabartının soğuk çöküşünün ciddi bir düzeye eriştiği (yüksekliğin %70'inden fazla) ve birleşen yüzeylerdeki temas kavisinin, daha yüksek dayanım sınıfındaki SAE 1010 çeliğine (nominal durum) göre daha fazla olduğu gözlenmiştir. Projeksiyonun erken çöküşü ve 5 kA gibi bir kaynak akımında, üçüncü çevrim sonunda dahi ergimenin meydana gelmemesi nedeniyle IF çeliğinin projeksiyon kaynağı, nokta direnç kaynağına benzer bulunmuştur. Söz konusu çalışmada en yüksek dayanım grubundaki malzeme olarak seçilen HSLA çeliğinin projeksiyon kaynağında birleşme ara yüzü temas kavisinin, nominal duruma (SAE 1010) kıyasla daha az olduğu görülmüştür. Küçük temas kavisini, akımın geçişini küçük bir alana kısıtlayarak, aşırı ısınma ve fıskırma başlangıcını ilk 1/2 çevrim gibi erken bir zamana çekmiştir.

Sun tarafından [22], öncekinin devamı niteliğinde yapılan bir başka çalışmada ise, kabartı yüksekliğinin kabartı çökmesi ve kaynak çekirdeği oluşumu üzerine etkisi incelenmiştir. Düşük karbonlu bir çelik sacın (SAE 1010) projeksiyon kaynağında, artımlı olarak birleştirilmiş ısı-elektrik-mekanik FE modelleme prosedürünün ve bunun için ABAQUS yazılımının kullanıldığı çalışmada üç farklı projeksiyon yüksekliği ele alınmıştır. Sayısal analizle tahmin edilen sıcaklık dağılımları ve kabartı çökme desenlerinin, deneylerden alınan yüksek hızlı görüntüleme sonuçları ile gayet iyi örtüştüğü değerlendirilmiştir. Aşırı yüksek bir kabartı kullanıldığında, birleşme ara yüzü etrafında yoğunlaşan ısınmanın hızının kabartının çökme hızından çok daha yüksek olacağı; sonuçta da erken çevrimlerde metalin sıkışmasıyla ekstrüde olan metal ile kaynak yakalarının (sarkıt tipi çapakların), alçaktaki parçanın içerisine doğru projeksiyon kazıntılarının ve fıskırmaların ortaya çıkacağı belirtilmiştir. Kabartı yüksekliği az olduğunda ise, kabartının erkenden çöküşü ile temas alanının artmakta olduğu; bunun akım yoğunluğunun düşmesine yol açtığı ve çekirdek oluşumunun geciktiği bildirilmiştir. Sonuç itibarıyla, kabartı çökmesi ve ısı oluşumu arasında dinamik bir dengenin, kaynak kalitesi ve tutarlılığı açısından önemi bu çalışmada da vurgulanmıştır.

Chan ve Edwards [5], geliştirilmiş yüksek dayanımlı çelik sacların, dış yüzeyde göçme meydana gelmeksizin katlamalı endirekt projeksiyon kaynağı ile birleştirilmesi işlemini FE analizleri ile simüle etmişlerdir. Üç farklı yükseklikteki kabartı ile yürütülen kaynak işlemlerinin simülasyonu SORPAS yazılımı ile gerçekleştirilmiş olup; fiziksel deformasyonun yanında, ısı oluşumu ve çekirdek büyümesi de modellenmiştir. Kabartıların tasarımı, kaynak çekirdek ebadını maksimize ederken, dış yüzeyde ortaya çıkan deformasyonu minimize edecek şekilde birbirleriyle karşılaştırılmış ve geometrisi optimize edilmiştir. En iyi sonucu, seçilen en yüksek kabartı vermiştir.

Athi vd. [3], literatürde geçen çalışmalara [6], [12], [14], [15], [18], [26], [27] atıfta bulunmak suretiyle, nokta direnç kaynağında sac yüzey durumu ve fışkırmanın elektrot ve kaynak kalitesi üzerindeki etkisine şu şekilde değinmiştir:

- Gres ve kum gibi yüzey empürileri temas direncinde düzensiz bir dağılıma neden olarak, sac ve elektrot uç yüzeylerinde üniform olmayan lokal ısınmalara sebebiyet vermekte; bu da elektrot ucunda deformasyona yol açmaktadır.
- Galvanizli sacların kaplaması, kaynak elektrotlarının ömür süresini azaltan bir faktördür. Zira kaynak işlemi esnasında öncelikle, ergime noktası daha düşük olan, yüzeydeki çinko ergimektedir. Elektrot baskı kuvveti, çeliğe göre daha yüksek iletkenliğe sahip olan ergimiş çinkonun bir kısmını, katı-katı teması yeniden kurulana kadar, mekanik temas alanının kenarına doğru itmektedir. Deplase olan çinkonun temas direncini azaltıp elektriksel temas alanını artırması, akım yoğunluğunda azalmayla sonuçlanan, elektrot ucunda daha yüksek ısı oluşturmaya anlamına gelmektedir. Aşınma nedeniyle elektrot ile çinko arasındaki etkileşim, elektrot uç çapında, dolayısıyla da yüzey alanda artışla sonuçlanmakta; telafi için de çoğunlukla akım, istenen kaynak çekirdek boyutlarını sağlamak üzere, kaplamasız saca kıyasla daha yüksek tutulmaktadır.
- Sac yüzey kaplamasından gelen çinko ile elektrotun ucunda üniform olmayan çukurcuk oluşumu görülmekte; bu da elektrotta uç bozulmasıyla sonuçlanmaktadır. Ayrıca, yüksek akım nedeniyle bakır-çinko alaşımlaması hemen başlayarak, çökme izi etrafında pirinç oluşmaktadır.
- Zayıf kaynağın bir göstergesi olan elektrot aşınmasının dışında, fışkıрма da bir uyarı olarak değerlendirilebilir. Akım, gerekli çekirdek ebadını oluşturacak kritik seviyenin ötesine geçtiğinde, çekirdek boyutları, elektrotların ergimiş metali zapt edemeyeceği bir noktaya kadar artacaktır. Bu, fışkırmanın meydana geldiği zamandır. Fışkıрма, elektrotun metale daha da fazla çökmesine yol açtığından, kabul edilebilir boyutlarda olmayan, daha ince kaynaklar oluşmakta ve kaynağın süreksizlikler içermeye potansiyeli artmaktadır. Kaynakta fışkıрма sonucunda oluşan sıçrantılar kısmen elektrot ucundan gelen malzemeyi de içereceğinden, fışkıрма veya sıçrama elektrot ömrünü kısaltan bir diğer faktör olarak göz önünde bulundurulmalıdır.

Çelik saclarda yalnız galvaniz kaplama değil; diğer yüzey işlemlerinin de kaynak kalitesi üzerine önemli etkisi olduğu Wangmin [25] tarafından yapılan çalışmanın sonuçlarından görülebilmektedir. Bu çalışmada, soğuk hadde ürünü çelik sacın “kaplamasız”, “galvaniz kaplanmış”, “galvaniz

kaplanmış ve fosfatlanmış” ve “galvaniz kaplanmış ve yüzeyi yağlanmış” olmak üzere dört farklı yüzey durumu için projeksiyon kaynağı uygulanmış ve en kötü sonuç dördüncü durumda ortaya çıkmıştır. Galvanizli ve yüzeyi yağlama işlemi görmüş olan sacda daha yüksek kaynak akımı değerlerinin gerektiği ve dar akım aralıklarının söz konusu olduğu görülmüştür.

Sun [21], kaplamalı çelik sacların projeksiyon kaynağına yönelik Gould vd. tarafından [8] yürütülen çalışmanın sonuçlarına atıfta bulunarak; kaplamalı saclardaki kaynak gelişim aşamalarının, kaplamasız saclardan farklılık gösterdiğine işaret etmiştir. Aynı kabartı tasarımıyla gerçekleştirilen kaplamalı sacların projeksiyon kaynağında, kaplamasız saclarda gözlenen kaynak çekirdeği oluşumunun aksine, kabartının çökmesi ile ilişkilendirilen, yalnız bir katı hal yapışmasının söz konusu olduğu bildirilmiştir.

Direnç esaslı kaynak işleminde fışkıрма başlangıcı ve düzeyini kaynak parametrelerinin fiziksel büyüklüklerinin değişiminden takip edebilmek adına, kaplamasız ve kaplamalı yumuşak çelik ve düşük karbonlu çelik sacların nokta direnç kaynağı üzerine Podrzaj vd. tarafından [19] yürütülen araştırma dikkat çekicidir. Çalışmada, kaynak işlemlerinde uygulanan kaynak geriliminin ölçümünden, reaktansın sıfıra eşitlendiği an için hesaplanan dinamik direnç, kaynak kuvveti ve elektrot deplasman verileri, birer sinyal olarak, öğrenme vektör nicelendirmesi (LVQ, Learning Vector Quantization) kuralına göre oluşturulan bir yapay sinir ağına girdi teşkil ettirilmek suretiyle, fışkıрма zamanı modellenmiştir. Çalışmada, kaynak bölgesine sağlanan enerjinin fazlaca serbest bırakılması sonucu ergiyik metalin ani püskürmesi ile meydana gelen ve kaynaklı bağlantının kalitesini bozan fışkırmayı saptamada en önemli göstergenin kaynak kuvveti olduğu görülmüştür. Çalışma kapsamında kurulan sinir ağı modeli, sadece kuvvet değişim sinyalinin girdi olması durumunda dahi yumuşak çeliklerde fışkırmayı saptama yönünden başarılı bulunmuş; alüminyum gibi farklı malzemelerin kaynağında ise tek bir kuvvet sinyali ile ağı başarısız olabileceği fakat aynı metodolojiyle uygun girdi sinyallerinin saptanabileceği ifade edilmiştir.

Elektrik direnç nokta ve projeksiyon kaynak işlemlerinin FE tabanlı simülasyonlarına, kaynak prosesini optimal parametre kombinasyonunun seçimiyle uygun şekilde tasarlamak ve kaynak kalitesi ile ilgili doğru öngörülerde bulunabilmek amacıyla, ticari yazılımların da yaygınlaşması sayesinde, son yıllarda sıkça başvurulmaktadır. Simülasyonlardan, fışkıрма oluşumuna yönelik belli doğruluklarla tahminlere ulaşılabilirdiği literatürde yer alan çalışmalardan izlenebilmektedir. Örneğin, Athi [3] tarafından yapılan çalışmada, direnç kaynağı simülasyon ve optimizasyon yazılımı olan SORPAS kullanılarak, nokta kaynağında minimum kaynak çekirdek ebadı gereğini karşılayan değerden, fışkırmaya yol açan değere kadarki aralıkta kaynak akımının öngörülebileceği belirtilmiştir. Söz konusu çalışmada, çekirdekteki fışkıрма oluşumunun, katılan çekirdeğin çatlaklar ve boşluklar içereceğine işaret ettiği bildirilmiştir. Sonrasında, kaynak büyüme eğrisi boyunca fışkırmanın sac - elektrot ucu ara yüzeyine taşındığı; bu yeni yerin ise fışkıran metalin sac ve elektrot malzemelerinin bir kombinasyonunu içereceğini gösterdiği ifade edilmiştir.

Linden [17], halka (yüzük) tipi kabartıya sahip olan HPM6 ve HPM8 tipi kaynak somunlarının Dogal 350 YP, Dogal 600 DP, Dogal 800 DP ve HyTens 1000 kalite çelik saclara projeksiyon kaynağında kabartı geometrisinin SORPAS yazılımı ile optimizasyonu üzerine çalışmıştır. Bu araştırmada, kaynak simülasyonlarından elde edilen çıktılar, Tolf ve Hedegard tarafından [24]

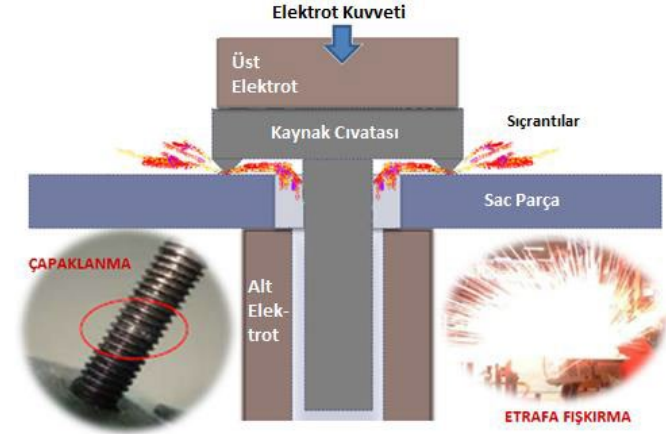
orta frekans doğru akım (MFDC) kaynak makinası ile elde edilen kaynakların kesitinde gözlenen makro ve mikro yapılarla karşılaştırılmıştır. Simülasyonla öngörülen fışkırmalar, bazı kesitlerde aşırı ergitmenin gözlemlendiği taşma (çapaklanma) ile bağdaştırılmıştır. Ancak, bazı simülasyonlarda aşırı fışkırtma öngörüsüne karşılık çapak gözlenmemesi ya da bir öngörü yokken, gerçekte aşırı ergime ve çapaklanmanın oluşması, yazılımın fışkırmaya öngörü kabiliyetini sorgulatmıştır. Yazılımın temsilcisi Swantec firması referans gösterilerek yapılan değerlendirmeye, yazılımın yeni versiyonunun fışkırtma öngörüsünde daha hassas sonuçlar sunduğunu ve somunların kaynağında daha iyi öngörülerde bulunduğu bildirilmiştir.

Elektrik direnç esaslı kaynak yöntemlerinde kaynak parametrelerinin uygun seçilmemesinin sonucunda, kaynak bölgesinde gereğinden fazla enerji üretimi ya da enerjinin başıboş kalması ve ergiyen metalin zapt edilememesi durumunda ortaya çıkan aşırı fışkırtma kaynak dayanımını zafiyete uğratarken; elektrotların fazla aşınması ve uç formunun bozulmasına yol açmakta ve parçalarda çapaklanma ortaya çıkarmaktadır. Özellikle otomotivde kritik parçalarda, kaynak somunu ve civatası gibi elemanların saclara projeksiyon kaynağı ile birleştirilmesinin söz konusu olduğu uygulamalarda kaynak çapağı oluşmamasına, bağlantı elemanlarının dışlarında fonksiyon kaybı yaşanmaması ve çukurcuk korozyonu riski doğmaması adına dikkat edilmelidir. Esasen, kaynağın dayanımından ödün vermeden, en az fışkırtma ve çapaklanma ile kaynak işlemini yapabilmek bir optimizasyon problemidir. Kaynak dayanımını kopma yükü ya da yeterli füzyonun gözlemlendiği kaynak çekirdek boyutları gibi göstergelerle sayısal olarak değerlendirebilmek mümkün iken; fışkırtma veya çapaklanmanın düzeyini tanımlayan sayısal bir göstergeye literatürde rastlanmamıştır. Örneğin, SORPAS yazılımının fışkırtma öngörülerinde, fışkırtma düzeyine yönelik olarak "az", "orta" veya "çok" nitelemeleri söz konusudur. Sayısal analizler, tahmin modelleri geliştirme ve optimizasyon amaçlı çalışmalarında kullanılmak üzere, fışkırtma ve çapaklanma düzeyini temsil edebilecek nicel bir göstergenin tanımlanmasının literatüre katkı sağlayacağı düşünülmüştür. Bu çalışmada, yay/pirmit/muz tipinde üç adet kabartıya sahip, kaplamasız ve malzemesi 20MnB4 çeliğinden M8 kaynak civatası ile DP 600 kalitesinde galvanizli çelik sac plakaların projeksiyon kaynak sürecinde ve elde edilen kaynaklı parçalar üzerinde yürütülen incelemelerde, bir fışkırtma ve çapaklanma (bileşik) endeksi tanımlanmıştır. Ayrıca, kaynak çapakları oluşmuş iki parçada kaynak bölgesi ve çapaklar metalografik incelemeye tabi tutularak, çapaklanmanın kaynak kalitesi üzerine etkisi, görüntülenen iç yapılar göre değerlendirilmiştir.

2. Yaklaşım

Projeksiyon kaynağında fışkırtma ve çapaklanmanın düzeyi için skaler bir göstergenin tanımlanması amacıyla yürütülen çalışmada, her iki kavram için de farklı göstergeler tanımlanarak, bunlardan bir bileşik endeksin türetilmesi yaklaşıma gidilmiştir. Birbirini bütünüleyen iki oluşum, şematik olarak Şekil 1'de ifade edilmiştir.

Fışkırtma ya da sıçrama ile birlikte ortamda bir parlama meydana getirerek etrafa yayılan sıçrantı miktarının, kaynak parçalarından kütle eksilmesiyle veya parlamanın şiddetiyle takip edilebileceği değerlendirilmiştir. Parlama şiddetini resim analizinden belirleyebilmek mümkündür. Herhangi bir görüntü/kare kaybına sebebiyet vermemek için, yeterli görüntüleme hızına sahip olan (örneğin, fps >500), farklı konumlara yerleştirilmiş ve birbirleriyle milisaniye düzeyinde senkronize edilmiş birden fazla (en az üç adet) kamerayla, kaynak makinesi etrafında



Şekil 1. Projeksiyon kaynağı ile civata-sac birleştirmesinde kütle eksilmesine yol açan etrafa fışkırtmanın ve içte doğru fışkırtma/taşma sonucu meydana gelen çapaklanmanın birbirini bütünüleştirmesinin temsili.

tüm cephelerden görüntüleme yapılabilmesi, resim analizlerinden sağlıklı sonuçlar alabilmek için bir gereklilik arz etmektedir. Ancak, böyle bir yöntemin ciddi bir zahmet ve donanım maliyeti doğuracağı açıktır. Dolayısıyla, bu çalışma kapsamında etrafa yayılan sıçrantının miktarının, parçaların kaynak öncesi ve sonrasında ölçülen kütlelerinin toplamı arasındaki fark ile değerlendirilmesi uygun görülmüştür. Hassas terazi üzerinde, miligram mertebesinde yapılan kütle ölçümü ile saptanacak sayısal gösterge fışkırtma endeksi, EFŞK olarak anılacaktır. Bu endeks (2) ile tanımlanmış olup; m_0 , kaynak parçalarının kaynak işlemi öncesindeki toplam kütlelerini; m_1 , kaynak ile birleştirilmiş olan parçaların toplam kütlelerini; Δm , ikisi arasındaki fark olarak kütle eksilmesini; β ise kütleli kayıp katsayısını ifade etmektedir. Söz konusu eşitlikte kütle birimi gram olarak alınmış ve $\beta=1000 \text{ g}^{-1}$ olarak önerilmiştir.

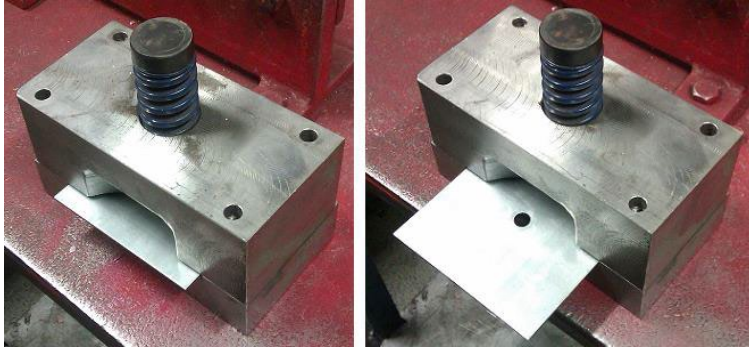
$$E_{\text{FŞK}} = \beta \Delta m = \beta (m_0 - m_1) \quad (2)$$

Kaynak işlemi esnasında fışkırtma veya sıçramalar yalnız etrafa değil; aynı zamanda kaynak parçalarına doğru da gelişebilmektedir. Kabartıların ergimesi ile parçaların ara yüzeyinden sıçrayan, fışkıran veya taşan metal, kaynak parçalarının yüzeyine yapışarak kaynak çapağı oluşturmaktadır. Kütle eksilmesi, oluşan çapaklanmanın düzeyine ilişkin doğrudan bir bilgi vermeyeceğinden, çapaklanmanın ayrı bir gösterge ile tanımlanması gerekmektedir. Çapaklanma endeksi, EÇPK olarak anılacak bu göstergenin tanımlanması, çapağın tipi, geometrisi, boyutları ve sayısı dikkate alınmak suretiyle, deneysel süreçteki gözlemlere dayalı olarak yapılacaktır.

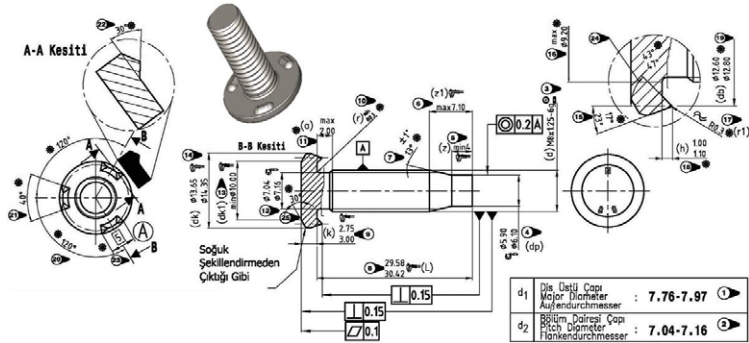
Bir projeksiyon kaynak işleminde parçalarda herhangi bir çapak oluşmamasına karşılık etrafa doğru yoğun bir fışkırtmanın gelişmesi, söz konusu prosesin esasen çapaklanma riski de barındırmakta olduğunu göstermektedir. Dolayısıyla, fışkırtma ve çapaklanmanın birbirini bütünüleyen oluşumları ifade ettiği değerlendirilerek bir fışkırtma ve çapaklanma endeksi tanımlanmış; (3) ile hesaplanması önerilen bu bileşik endeks E ile gösterilmiştir.

$$E = E_{FSK} + E_{ÇPK} \quad (3)$$

Sonuç itibarıyla, kaynak prosesinde fışkıрма ve çapaklanma bütünlük oluşumları birlikte ele alınarak, sayısal değerlendirmelerin bileşik endekse göre yapılmasının daha doğru bir yaklaşım olacağı öngörülmüştür.



Şekil 2. Deneyel çalışmada kullanılmak üzere 100 x 100 mm'lik boyutlarda kesilen sac plakaların merkezine kaynak cıvatası için kalıpta delik açılması.



Şekil 3. Deneyel çalışmada kullanılmak üzere seçilen, muz/yay/piramit tipinde üç adet kabartıya sahip M8 kaynak cıvatası.

3. Deneyel Çalışma

3.1. Malzeme ve Yöntem

Projeksiyon kaynağında fışkıрма yoğunluğunu ve çapaklanmanın düzeyini sayısal olarak tanımlayabilmek adına, kaynak cıvatalarının sac plakalara birleştirildiği deneyler planlanmıştır. Bu deneylerde, anma kalınlığı 1,5 mm ve iki yüzeyi galvanizli (kaplama kalınlığı ortalama 10 µm), 100 x 100 mm'lik ebatta kesilmiş ve zımba-kalıp ile merkezine Ø9 mm'lik cıvata deliği

açılmış, DP 600 çeliğinden sac plakalar kullanılmıştır (Şekil 2). Kaynak cıvatası olarak ise, 20MnB4 çeliğinden imal edilerek 8.8 kalitede ısıtılma işlemine tabi tutulmuş ve piramit tipinde üç adet kabartıya sahip, kaplamasız M8 cıvata seçilmiştir (Şekil 3).

Kaynaklar, anma gücü 180 kVA (%50 DT) olan, su soğutmalı ve pres tipi bir projeksiyon kaynak makinası ile yürütülmüştür. Kaynak işlemleri öncesi ve sonrasında parça kütlelerinin ölçümünde, hassasiyeti 0,1 mg olan bir dijital hassas teraziden faydalanılmıştır. Çapak boyutlarının ölçümünde ise stereo mikroskop kullanılmıştır.

Kaynak çapaklarının metalografik incelemesi, Atılım Üniversitesi Metal Şekillendirme Mükemmeliyet Merkezi laboratuvar olanaklarıyla gerçekleştirilmiştir. Numunelerin hazırlanmasında ASTM E03-01 standardında tavsiye edilen prosedüre uyulmuştur. Numuneler, kaynaklı parçadan, incelenecek bölgeye göre uygun pozisyonlarda kesilerek çıkarılmış ve sıcak pres ile baki kalit tozuna gömülmüştür. İnceleme yapılacak yüzeyler, önce sırasıyla 240, 400, 600 ve 1000 no.lu zımpara kâğıtlarıyla; sonrasında, sırasıyla 3 µm'lik, 1 µm'lik ve 1 µm'nin altında partiküller içeren elmas pastalarla parlatılmıştır. Parlatılan yüzeyler Nital-5 çözeltisi ile dağlandıktan sonra, optik mikroskop ve görüntü analiz sistemi ile içyapı incelemeleri gerçekleştirilmiştir. İçyapı detaylı incelemeleri ise taramalı elektron mikroskobu (SEM) ile yürütülmüştür.

3.2. Deneyel Veriler ile Önerilen Fışkıрма ve Çapaklanma Göstergelerinin Hesaplanması

Fışkıрма ve çapaklanma düzeyini tanımlamak üzere sayısal göstergelerin geliştirilmesi ve önerilen göstergelerin irdelenebilmesi amacıyla, deneyel çalışmalar iki grup halinde (Grup-I ve Grup-II) yürütülmüştür. Böylelikle, Grup-I kapsamında yürütülen deneylerden elde edilen sonuçların Grup-II kapsamında yürütülen deneylerden elde edilen sonuçlarla karşılaştırılarak, önerilen kavramların anlamlılık, tutarlılık ve tekrarlanabilirlik yönünden değerlendirilmesi hedeflenmiştir.

İlk aşamada, Grup-I kapsamında 20 adet cıvata-sac projeksiyon kaynağı yapılmıştır. İşlemlerin öncesinde sac ve kaynak cıvatasının hassas terazi ile ölçülen kütleleri birbiriyle toplanıp m0 olarak kaydedilmiştir. Dörder adet numune içeren 5 alt grupta, kaynak parametrelerinden akım I ve çevrim süresi tç değiştirilmiştir. Akım şiddeti kaynak makinası üzerinden ayarlanmış; işlemlerde ayrıca akım şiddeti ölçümü yapılmamıştır. Tüm kaynak işlemleri f = 50 Hz'lik frekans ve tek impulsu yürütülmüştür. Kaynak süresi t=tç/f bağıntısıyla hesaplanmıştır. Deneylerin tümünde elektrot baskı kuvveti, basınç pe = 3 bar'a ayarlanmak suretiyle sabit tutulmuştur. Kaynak sonrası birleştirilmiş parçaların hassas teraziyle ölçülen kütlesi m1 olarak kaydedilmiştir. Kaynak parametrelerine karşılık etrafa doğru fışkıрма yoğunluğunu değerlendirmede kullanılacak olan kütle eksilmesi Δm=m0-m1 ve buna eşdeğer olarak (2) ile tanımlanan fışkıрма endeksi EFŞK değerleri Tablo 1'de sunulmuştur. Bu gruptaki deneylerde, kaynak parametrelerinden akım ve süre birlikte değiştirildiği için, fışkıрма ve çapaklanma düzeyine yönelik tanımlanacak endekslerin parametrik değişimini irdelenebilmek ve Grup-II kapsamındaki deneylerden elde edilecek sonuçlarla karşılaştırmalar yapılabilmek amacıyla, (1) ile verilen enerji denkleminde faydalanma yoluna gidilmiştir. Kaynak işlemlerinde toplam direnç R'nin ölçümü yapılmadığından, teorik olarak hesaplanıp Tablo 1'e işlenen enerji/direnç oranları (Q/R = I²t) ile fışkıрма ve çapaklanma düzeyinin değişiminin irdelenmesi benimsenmiştir.

Tablo 1. Grup-I'de yürütülen 20 adet projeksiyon kaynağında seçilen kaynak parametrelerine karşılık parçalarda ölçülen kütle eksilmesi ve hesaplanan fişırma endeksi değerleri.

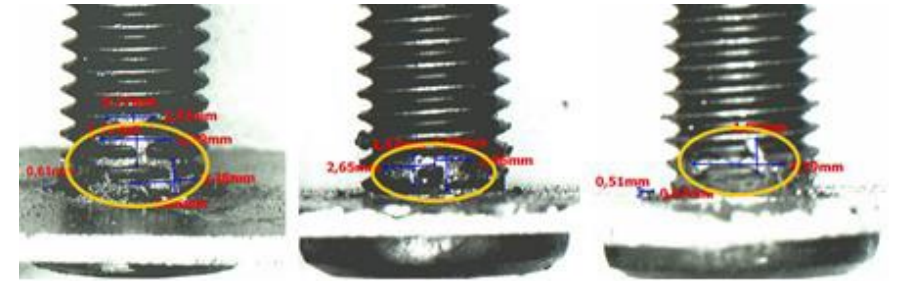
Kaynak No.	Kaynak Parametreleri					Birim Direnç İçin Enerji $Q/R = I^2 t$ [MJ/Ω]	KÜTLE			Fişırma Endeksi E_{xxx}
	Akım I [kA]	Çevrim Süresi $t_{\text{ç}}$	Süre t [ms]	İmplus Sayısı	Elektrot Basıncı P_e [bar]		Kaynak Öncesi m_0 [g]	Kaynak Sonrası m_1 [g]	Kütle Eksilmesi Δm [g]	
1	26	3	60	1	3	40,56	125,2386	125,1930	0,0456	45,60
2							122,9675	122,9029	0,0646	64,60
3							125,3949	125,3583	0,0366	36,60
4							125,0359	124,9975	0,0384	38,40
5	24	3	60	1	3	34,56	125,5663	125,5329	0,0334	33,40
6							123,2374	123,1879	0,0495	49,50
7							124,2520	124,2227	0,0293	29,30
8							123,2471	123,2026	0,0445	44,50
9	22	4	80	1	3	38,72	124,5464	124,5018	0,0446	44,60
10							125,0160	124,9871	0,0289	28,90
11							124,6881	124,6484	0,0397	39,70
12							123,7471	123,7179	0,0292	29,20
13	20	4	80	1	3	32,00	125,0672	125,0315	0,0357	35,70
14							125,3539	125,3149	0,0390	39,00
15							124,3860	124,3310	0,0550	55,00
16							124,9766	124,9447	0,0319	31,90
17	18	4	80	1	3	25,92	125,2060	125,1615	0,0445	44,50
18							124,9536	124,9209	0,0327	32,70
19							124,6156	124,5949	0,0207	20,70
20							124,2527	124,2087	0,0440	44,00

Grup-I kapsamında yürütülen 20 adet deneyde çapaklanmış parçalar incelendiğinde, çapakların temelde iki tipte olduğu görülmüştür. Cıvatanın şaft kısmında ve sacın etek yüzeyinde noktasal tip çapak oluşurken; sac-cıvata ara yüzeyinden taşan metal sarkıt tipi çapak oluşurmaktadır.

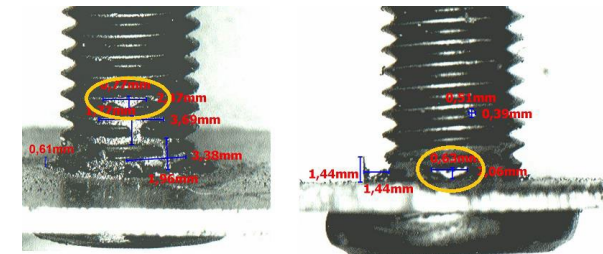
Noktasal tip çapakların geometrisi, yapılan gözlemlerde; dentrit (I, T, +, H, L vb. formlarda), üçgen ve dörtgen görünümlü olarak üç kategoride sınıflandırılmıştır. Bunların dışında, örneğin dairesele yakın görünümdeki bir çapak, ona en yakın form olan kare, yani dörtgen görünümüne sınıfa dâhil edilebilir. Oval formdaki bir çapak ise, dörtgen veya üçgen görünümünden hangisine daha yakınsa, o sınıfa dâhil edilebilir.

Örnekleri Şekil 4'te görülen dentritik çapakların boyutları, kolların (dalların) genişliği b_{den} ve çapağın toplam yüksekliği $(h_{\text{den}})_{\text{max}}$ ile karakterize edilmiştir. Örnekleri Şekil 5'te görülen üçgen görünümlü çapağın boyutları, tabanın genişliği $b_{\text{üçg}}$ ve çapağın yüksekliği $h_{\text{üçg}}$ ile karakterize edilmiştir. Örnekleri Şekil 6'da görülen dörtgen görünümlü çapağın boyutları ise çapağın yüksekliği a_{drg} ve genişliği b_{drg} ile karakterize edilmiştir. Bu boyutlar, oluşan çapakların yüzey alanını esas alacak ve yüzey alanı ile orantılı şekilde, hedeflenen çapaklanma endeksinin tanımlanmasına yönelik olarak kullanılacaktır.

Parçalarda noktasal tip kaynak çapaklarının dışında, cıvata-sac ara yüzeyinden taşan metalin sakal görünümünde oluşturduğu sarkıt tipi çapaklar da gözlenmiştir. Sarkıt tipindeki çapaklar, cıvata deliğinin kenarından taşarken cıvata şaftı ile arasında gözlenebilir bir kitle yığılması oluşturmadığı gibi; cıvata şaftına doğru radyal yönde bir yığılma ile birlikte meydana gelebilmektedir (Şekil 7). Her iki durum da Grup-I'deki çapak incelemelerinde gözlenmiştir. Bu bağlamda sarkıt tipi çapağın boyutları, sarkıtta önden bakışta (alın) kök genişliği b_{srk} ve sarkıt yüksekliği h_{srk} ile karakterize edilirken; yandan görünüşte, eğer yığılma mevcutsa, sarkıtın radyal yöndeki uzunluğu c_{srk} da boyutsal ölçümlere dâhil edilmiştir.



Şekil 4. Grup-I'de yürütülen kaynak işlemlerinde oluşan ve kaynak cıvatası şaftı üzerinde stereo mikroskop ile gözlenen dentrit görünümlü noktasal tip çapağa örnekler.



Şekil 5. Grup-I'de yürütülen kaynak işlemlerinde oluşan ve kaynak cıvatası şaftı üzerinde stereo mikroskop ile gözlenen üçgen görünümlü noktasal tip çapağa örnekler.

Şekil 6. Grup-I'de yürütülen kaynak işlemlerinde oluşan ve kaynak civatası şaftı üzerinde stereo mikroskop ile gözlenen dörtgen görünümlü noktasal tip çapağa örnekler.

Şekil 7. Grup-I'de yürütülen kaynak işlemlerinde kaynak cıvatası – sac ara yüzeyinden taşan ve stereo mikroskop ile gözlenen sarkıt tipi çapağa örnekler.

Stereo mikroskop ile ölçülebilen boyutlara sahip çapakların yanında, çok küçük boyutlara sahip olması nedeniyle ölçümünün mümkün olmadığı çapaklar da gözlenmiştir. Ölçülebilen çapak sayısı n ve ölçülemeyen çapak sayısı n' değerleri Tablo 2'de belirtilmiştir. Bu iki sayının toplamı, (4) ile de ifade edildiği üzere, toplam çapak sayısı olan N değerini vermektedir. Noktasal tip çapak sayısı N_{nkt} ile sarkıt tipi çapak sayısı N_{srk} toplandığında da N değeri elde edilmiştir (Tablo 2).

$$N=n+n'=N_{nkt}+N_{srk} \quad (4)$$

Tablo 2. Grup-I'de yürütülen 20 adet projeksiyon kaynağında gözlenen çapak sayıları.

Kaynak No.	ÇAPAK SAYISI				
	Ölçülebilen n	Ölçülemeyen n'	TOPLAM N	Noktasal Tip N _{nkt}	Sarkıt Tipi N _{srk}
1	2	2	4	4	0
2	1	1	2	2	0
3	7	4	11	8	3
4	5	4	9	6	3
5	2	3	5	5	0
6	4	2	6	6	0
7	6	2	8	5	3
8	8	4	12	7	5
9	3	3	6	5	1
10	6	2	8	4	4
11	5	2	7	4	3
12	11	2	13	7	6
13	7	3	10	8	2
14	2	1	3	1	2
15	1	2	3	3	0
16	3	6	9	8	1
17	2	1	3	2	1
18	1	1	2	2	0
19	1	3	4	4	0
20	1	1	2	2	0

Grup-I kapsamında elde edilen kaynaklı parçalarda dentrit, üçgen ve dörtgen görünümlü noktasal tip çapakların stereo mikroskop altında ölçülen karakteristik boyutları sırasıyla Tablo 3'te verilmiştir.

Tablo 3. Grup-I'de yürütülen 20 adet projeksiyon kaynağında oluşan noktasal tip ve sarkıt tipi çapakların stereo mikroskop ile ölçülen karakteristik boyutları.

KAYNAK NO.	NOKTASAL TİP ÇAPAK KARAKTERİSTİK BOYUTLARI														
	DENTRİT GÖRÜNÜMLÜ							ÜÇGEN GÖRÜNÜMLÜ		DÖRTGEN GÖRÜNÜMLÜ					
	ÇAPAK-1				ÇAPAK-2			ÇAPAK-1		ÇAPAK-1		ÇAPAK-2		ÇAPAK-3	
	Kol (Dal) Genişliği (b _{den}) ₁ [mm]	Kol (Dal) Genişliği (b _{den}) ₂ [mm]	Kol (Dal) Genişliği (b _{den}) ₃ [mm]	Maks. Yükseklik (h _{den}) _{max} [mm]	Kol (Dal) Genişliği (b _{den}) ₁ [mm]	Kol (Dal) Genişliği (b _{den}) ₂ [mm]	Maks. Yükseklik (h _{den}) _{max} [mm]	Taban Genişliği b _{üçg} [mm]	Yükseklik h _{üçg} [mm]	Genişlik b _{drğ} [mm]	Yükseklik a _{drğ} [mm]	Genişlik b _{drğ} [mm]	Yükseklik a _{drğ} [mm]	Genişlik b _{drğ} [mm]	Yükseklik a _{drğ} [mm]
1	2,34	3,81	-	2,23	5,94	3,81	2,40	-	-	-	-	-	-	-	-
2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	1,53	3,13	-	-	-	-
3	3,69	5,13	3,38	3,73	2,21	-	1,16	2,47	0,77	5,31	1,16	-	-	-	-
4	3,97	4,26	-	1,78	-	-	-	-	-	6,31	0,94	-	-	-	-
5	3,43	4,26	-	1,44	-	-	-	-	-	2,79	1,24	-	-	-	-
6	2,06	-	-	0,91	-	-	-	-	-	0,39	0,87	2,65	1,57	1,86	1,86
7	2,91	3,31	-	2,30	-	-	-	-	-	3,24	0,61	1,81	0,46	-	-
8	2,92	3,11	-	1,37	-	-	-	-	-	0,99	1,29	1,99	1,36	-	-
9	-	-	-	-	-	-	-	2,06	0,63	0,39	0,51	-	-	-	-
10	-	-	-	-	-	-	-	-	-	2,01	0,87	4,34	2,10	-	-
11	4,79	-	-	1,82	-	-	-	-	-	2,31	0,74	-	-	-	-
12	2,30	3,25	-	1,81	5,46	3,20	1,94	0,52	1,07	4,21	1,00	2,91	0,46	-	-
13	0,96	3,36	-	1,49	-	-	-	1,57	0,63	0,51	0,83	0,76	0,47	1,24	0,79
14	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
15	-	-	-	-	-	-	-	-	-	2,30	0,54	-	-	-	-
16	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0,59	0,39	2,06	0,47	-	-
17	-	-	-	-	-	-	-	-	-	1,73	0,54	-	-	-	-
18	-	-	-	-	-	-	-	-	-	2,01	0,83	-	-	-	-
19	-	-	-	-	-	-	-	1,07	0,63	-	-	-	-	-	-
20	-	-	-	-	-	-	-	-	-	1,78	1,16	-	-	-	-

KAYNAK NO.	SARKIT TİPİ ÇAPAK KARAKTERİSTİK BOYUTLARI																	
	ÇAPAK-1			ÇAPAK-2			ÇAPAK-3			ÇAPAK-4			ÇAPAK-5			ÇAPAK-6		
	Alın Kök Genişliği b _{sk} [mm]	Radial Genişlik h _{sk} [mm]	Uzunluk c _{sk} [mm]	Alın Kök Genişliği b _{sk} [mm]	Radial Genişlik h _{sk} [mm]	Uzunluk c _{sk} [mm]	Alın Kök Genişliği b _{sk} [mm]	Radial Genişlik h _{sk} [mm]	Uzunluk c _{sk} [mm]	Alın Kök Genişliği b _{sk} [mm]	Radial Genişlik h _{sk} [mm]	Uzunluk c _{sk} [mm]	Alın Kök Genişliği b _{sk} [mm]	Radial Genişlik h _{sk} [mm]	Uzunluk c _{sk} [mm]	Alın Kök Genişliği b _{sk} [mm]	Radial Genişlik h _{sk} [mm]	Uzunluk c _{sk} [mm]
	b _{sk} [mm]	h _{sk} [mm]	c _{sk} [mm]	b _{sk} [mm]	h _{sk} [mm]	c _{sk} [mm]	b _{sk} [mm]	h _{sk} [mm]	c _{sk} [mm]	b _{sk} [mm]	h _{sk} [mm]	c _{sk} [mm]	b _{sk} [mm]	h _{sk} [mm]	c _{sk} [mm]	b _{sk} [mm]	h _{sk} [mm]	c _{sk} [mm]
1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
3	1,55	0,84	-	0,60	0,61	-	2,76	0,53	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
4	3,20	1,02	-	-	0,43	0,74	-	0,23	1,00	-	-	-	-	-	-	-	-	-
5	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
6	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
7	1,44	0,35	-	2,39	0,79	1,37	-	0,75	0,87	-	-	-	-	-	-	-	-	-
8	1,56	0,82	-	1,13	0,92	0,54	1,11	0,82	-	1,36	0,59	-	1,24	0,63	-	-	-	-
9	1,44	1,49	1,44	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
10	2,71	1,44	1,84	1,33	0,87	0,98	-	0,34	0,95	-	0,77	0,80	-	-	-	-	-	-
11	1,16	0,51	0,67	-	0,87	0,70	-	0,43	0,67	-	-	-	-	-	-	-	-	-
12	1,53	1,73	-	2,21	1,33	-	0,83	1,11	-	2,10	1,00	-	-	0,87	0,54	-	0,71	1,16
13	0,74	0,96	-	-	0,76	1,44	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
14	4,19	2,34	1,04	-	0,74	1,28	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
15	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
16	0,43	0,91	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
17	-	0,54	0,83	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
18	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
19	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
20	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

Çapaklanmanın düzeyini gösteren bir endeksin tanımlanması için, çapakların yüzey alanı büyüklüğünü esas alan; aynı zamanda ölçülemeyecek kadar küçük çapakların sayısını da hesaba katan bir yaklaşım benimsenmiştir. Söz konusu yaklaşımda, çapak tipi ve geometrisine göre tanımlanacak çapaklanma faktörleri C ve alan katsayılarının (dentrit için ξ, üçgen için λ, dörtgen için φ, sarkıt tipi çapak için Ψ) kullanılması önerilmiştir. Bu bağlamda, dentrit, üçgen ve dörtgen görünümü noktasal tip çapaklanma faktörleri C_{den}, C_{üçg}, C_{drğ} için sırasıyla (5-7) ile verilen denklemler; sarkıt tipi çapaklanma faktörü C_{srk} için de (8) ile verilen denklemler önerilmiştir. Söz konusu eşitliklerde çapak boyutlarının birimi milimetre olarak alınmıştır.

$$C_{den} = \sum \{ [(b_{den})_1 + (b_{den})_2 + (b_{den})_3 + \dots] (h_{den})_{max} \} \quad (5)$$

$$C_{üçg} = \sum (b_{üçg} \cdot h_{üçg}) \quad (6)$$

$$C_{drğ} = \sum (a_{drğ} \cdot b_{drğ}) \quad (7)$$

$$C_{srk} = \sum (b_{srk} \cdot h_{srk}) + 1/2 \sum (c_{srk} \cdot h_{srk}) \quad (8)$$

Tanımlanan çapaklanma faktörleri ve alan katsayıları kullanılarak; aynı zamanda gözlenen fakat ölçülemeyen çapak sayıları dikkate alınarak, (9) ile ifade bulan çapaklanma endeksi E_{ÇPK} tanımlanmıştır. Bu denklemde kullanılan alan katsayıları, ξ = 3/5 mm², λ = 1/2 mm², φ = 1 mm² ve Ψ = 1/4 mm² olarak önerilmiştir.

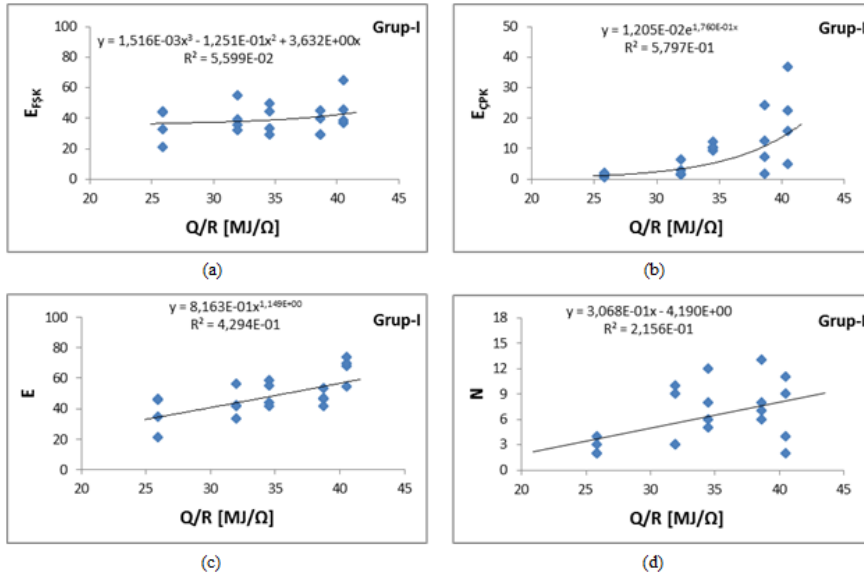
$$E_{ÇPK} = (n^2/100) + (\xi C_{den} + \lambda C_{üçg} + \phi C_{drğ} + \psi C_{srk}) \quad (9)$$

Sonuç itibarıyla, Grup-I kapsamında yürütülen kaynak işlemlerinde birim direnç için teorik olarak hesaplanan enerji (Q/R = I²t) değerlerine karşılık (2) ile hesaplanan fışkırma endeksi E_{FŞK}, (9) ile hesaplanan çapaklanma endeksi, (3) ile hesaplanan fışkırma ve çapaklanma (bileşik) endeksi ve gözlenen toplam çapak sayısı N değerleri Tablo 4'te verilmiştir. Fışkırma ve çapaklanma düzeyinin değerlendirilmesine yönelik kullanmak üzere önerilen söz konusu göstergelerin Q/R oranı ile değişimi ve bu regresyonlardan elde edilen bağıntılar ise Şekil 8'de grafik olarak sunulmuştur.

Tablo 4. Grup-I'de yürütülen 20 adet projeksiyon kaynağında birim direnç için teorik olarak hesaplanan enerji değerlerine karşılık fışkırma ve çapaklanma düzeyi için önerilen göstergelerin toplu gösterimi.

KAYNAK NO.	BİRİM DİRENÇ İÇİN ENERJİ Q/R = I ² t [MJ/Ω]	FİŞKIRMA ENDEKSİ E _{FŞK}	ÇAPAKLANMA ENDEKSİ E _{ÇPK}	FİŞKIRMA ve ÇAPAKLANMA (BİLEŞİK) ENDEKSİ E	TOPLAM ÇAPAK SAYISI N
1	40,56	45,60	22,31	67,91	4
2		64,60	4,80	69,40	2
3		36,60	36,90	73,50	11
4		38,40	15,73	54,13	9
5	34,56	33,40	10,19	43,59	5
6		49,50	9,12	58,62	6
7		29,30	12,14	41,44	8
8		44,50	10,33	54,83	12
9	38,72	44,60	1,61	46,21	6
10		28,90	12,45	41,35	8
11		39,70	7,21	46,91	7
12		29,20	24,21	53,41	13
13	32,00	35,70	6,45	42,15	10
14		39,00	2,67	41,67	3
15		55,00	1,28	56,28	3
16		31,90	1,66	33,56	9
17	25,92	44,50	0,97	45,47	3
18		32,70	1,68	34,38	2
19		20,70	0,43	21,13	4
20		44,00	2,07	46,07	2

Projeksiyon kaynak işleminde fışkıрма ve çapaklanmanın düzeyini skaler bir zemine dayalı olarak ölçebilme ve değerlendirebilme olanağı sağlayan göstergeler tanımlamak amacıyla tasarlanan ve 20 adet kaynak işleminden oluşan bir deney programının ardından, önerilen bu göstergelerin işlevselliğini gözlemlemek amacıyla, Grup-II olarak, toplam 25 adet deneyden oluşan benzer bir program tasarlanmıştır. Tasarlanan ikinci deney grubuyla, önerilen yaklaşımlardan elde edilen sonuçların, anlamlılık, tutarlılık ve tekrarlanabilirlik yönünden doğrulanması amaçlanmıştır. İlk grupta yürütülen deneylerde, dörtlü alt gruplar halinde kaynak akımı ve kaynak süresi birlikte değiştirilmişken; ikinci grup kapsamında yürütülen deneyler beşli alt gruplara ayrılmış ve yalnız kaynak akımı değiştirilmiştir.



Şekil 8. Grup-I'de yürütülen 20 adet projeksiyon kaynağında birim direnç için teorik olarak hesaplanan enerji ile (a) fışkıрма endeksi, (b) çapaklanma endeksi, (c) fışkıрма ve çapaklanma bileşik endeksi ve (d) toplam çapak sayısı arasında saptanan bağıntılar.

İlk grupta akım değerleri kaynak makinesi üzerinden ayarlanmış ve hesaplamalarda bu değerler kullanılmışken; Grup-II'de bir akımölçer ile kaynak işlemleri esnasında ölçümler yapılmıştır. Ayarlanan ile ölçülen değerler arasında belirgin farkların ortaya çıkabildiği gözlenmiştir (Tablo 5). Yeni grupta ölçülen akım şiddeti değerleri kaynak akımı olarak dikkate alınmış ve kullanılmıştır. İlk gruptaki adımlara benzer şekilde, fışkıрма ve çapaklanma düzeylerine yönelik önerilen göstergelerin Grup-II'de belirlenen değerleri Tablo 5-8'de; bunların Q/R oranıyla değişimi ise Şekil 9'da verilmiştir.

Tablo 5. Grup-II'de yürütülen 25 adet projeksiyon kaynağında seçilen kaynak parametrelerine karşılık parçalarda ölçülen kütle eksilmesi ve hesaplanan fışkıрма endeksi değerleri.

KAYNAK NO.	KAYNAK PARAMETRELERİ						BİRİM DİRENÇ İÇİN ENERJİ Q/R=I·t [MJ/Ω]	KÜTLE			FİŞKIRMA ENDEKSİ E _{FK}
	Akım I [kA]		Çevrim Süresi t _c	Süre t [ms]	İmpuls Sayısı	Elektrot Basıncı p _e [bar]		Kaynak Öncesi m ₀ [g]	Kaynak Sonrası m ₁ [g]	Kütle Eksilmesi Δm [g]	
	Ayarlanan (Anma)	Ölçülen									
1	10	11,4	3	60	1	3	7,80	124,7001	124,6911	0,0090	9,00
2		11,3					7,66	124,3534	124,3434	0,0100	10,00
3		11,1					7,39	124,883	124,8763	0,0067	6,70
4		11,5					7,94	124,7187	124,7097	0,0090	9,00
5		11,5					7,94	125,038	125,0278	0,0102	10,20
6	14	15,6	3	60	1	3	14,60	125,3218	125,3005	0,0213	21,30
7		16,2					15,75	123,7815	123,7592	0,0223	22,30
8		15,6					14,60	125,324	125,3027	0,0213	21,30
9		16,3					15,94	125,6052	125,5793	0,0259	25,90
10		16,3					15,94	123,8162	123,7910	0,0252	25,20
11	18	18,7	3	60	1	3	20,98	124,3657	124,3370	0,0287	28,70
12		20,4					24,97	124,9269	124,8839	0,0430	43,00
13		20,7					25,71	123,4499	123,4103	0,0396	39,60
14		20,7					25,71	124,7195	124,6942	0,0253	25,30
15		20,7					25,71	124,8213	124,7913	0,0300	30,00
16	22	22,7	3	60	1	3	30,92	124,7632	124,7286	0,0346	34,60
17		22,9					31,46	125,0171	124,9782	0,0389	38,90
18		22,9					31,46	124,4866	124,4261	0,0605	60,50
19		23,2					32,29	123,799	123,7555	0,0435	43,50
20		23,3					32,57	124,284	124,2552	0,0288	28,80
21	26	24,8	3	60	1	3	36,90	123,9271	123,8901	0,0370	37,00
22		25,8					39,94	124,9235	124,8713	0,0522	52,20
23		25,7					39,63	124,7001	124,6215	0,0786	78,60
24		25,3					38,41	123,9624	123,9168	0,0456	45,60
25		26,1					40,87	124,6537	124,5800	0,0737	73,70

Tablo 6. Grup-II'de yürütülen 25 adet projeksiyon kaynağında gözlenen çapak sayıları.

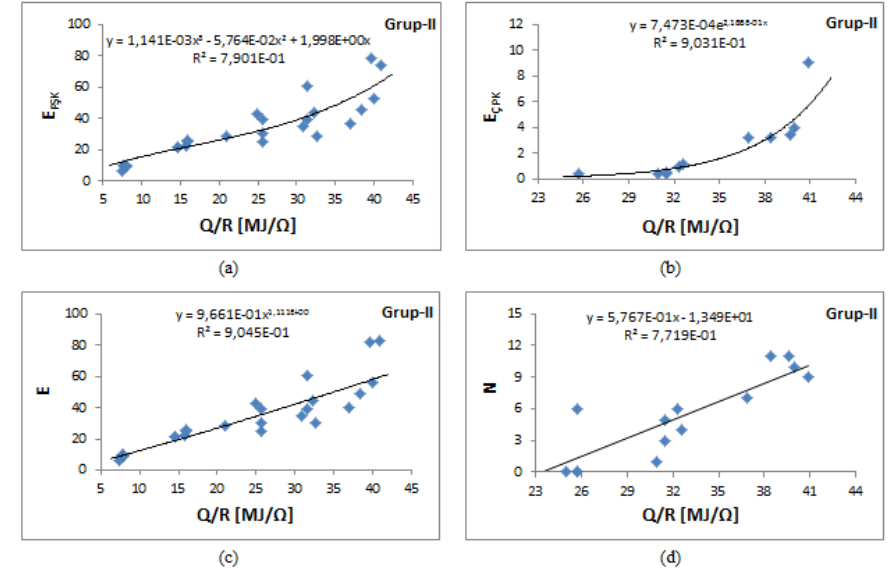
Kaynak No.	ÇAPAK SAYISI				
	Ölçülebilen n	Ölçülemeyen n'	TOPLAM N	Noktasal Tip N_{nkt}	Sarkıt Tipi N_{srk}
1-14	0	0	0	0	0
15	0	6	6	6	0
16	1	0	1	0	1
17	1	4	5	5	0
18	2	1	3	2	1
19	3	3	6	4	2
20	2	2	4	2	2
21	3	4	7	6	1
22	6	4	10	7	3
23	6	5	11	6	5
24	5	6	11	7	4
25	7	2	9	5	4

Tablo 7. Grup-II'de yürütülen 25 adet projeksiyon kaynağında oluşan noktasal tip ve sarkıt tipi çapakların stereo mikroskop ile ölçülen karakteristik boyutları.

KAYNAK NO.	NOKTASAL TİP ÇAPAK KARAKTERİSTİK BOYUTLARI										SARKIT TİPİ ÇAPAK KARAKTERİSTİK BOYUTLARI									
	DENTRİT GÖRÜNÜMLÜ		ÜÇGEN GÖRÜNÜMLÜ		DÖRTGEN GÖRÜNÜMLÜ															
	ÇAPAK-1		ÇAPAK-1		ÇAPAK-1		ÇAPAK-2		ÇAPAK-3		ÇAPAK-1			ÇAPAK-2			ÇAPAK-3			
	Kol (Dü) Genişliği (mm)	Maks. Yükseklik (mm)	Taban Genişliği (mm)	Yükseklik (mm)	Genişlik (mm)	Yükseklik (mm)	Genişlik (mm)	Yükseklik (mm)	Genişlik (mm)	Yükseklik (mm)	Alın Kok. Genişliği (mm)	Yükseklik (mm)	Radial Uzunluk (mm)	Alın Kok. Genişliği (mm)	Yükseklik (mm)	Radial Uzunluk (mm)	Alın Kok. Genişliği (mm)	Yükseklik (mm)	Radial Uzunluk (mm)	
	b_{kol}	h_{maks}	b_{taban}	$h_{yük}$	b_{gen1}	$h_{yük1}$	b_{gen2}	$h_{yük2}$	b_{gen3}	$h_{yük3}$	b_{gen1}	$h_{yük1}$	l_{rad1}	b_{gen1}	$h_{yük1}$	l_{rad1}	b_{gen1}	$h_{yük1}$	l_{rad1}	
1-15	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
16	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	1,64	1,03	-	-	-	-	-	-	-	
17	-	-	-	-	0,51	0,59	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
18	-	-	-	-	0,17	1,33	-	-	-	-	1,77	0,66	0,34	-	-	-	-	-	-	
19	1,53	0,43	-	-	0,67	0,60	-	-	-	-	0,27	0,54	-	-	-	-	-	-	-	
20	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	2,39	1,07	0,39	1,90	0,86	0,26	-	-	-	
21	0,80	0,76	1,11	0,34	3,57	0,69	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
22	1,77	1,16	0,82	0,93	2,01	0,42	-	-	-	-	1,49	0,71	-	4,39	0,89	1,31	0,96	0,32	-	
23	-	-	1,16	0,91	0,41	0,34	1,16	0,91	1,36	0,51	0,84	0,52	-	2,54	0,96	0,43	-	-	-	
24	-	-	-	-	0,46	0,36	0,91	0,84	-	-	2,84	1,20	1,27	2,84	0,81	-	2,39	0,72	0,56	
25	-	-	4,10	1,75	1,27	1,20	2,06	0,89	0,46	1,16	1,20	1,29	-	4,01	0,77	1,31	1,16	1,05	0,65	

Tablo 8. Grup-II'de yürütülen 25 adet projeksiyon kaynağında birim direnç için teorik olarak hesaplanan enerji değerlerine karşılık fışkırtma ve çapaklanma düzeyi için önerilen göstergelerin toplu gösterimi.

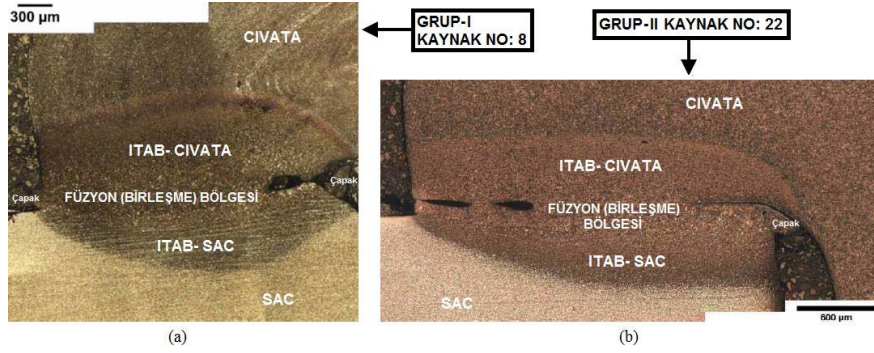
KAYNAK NO.	BİRİM DİRENÇ İÇİN ENERJİ Q/R-I ² [MJ/Q]	FİŞKIRMA ENDEKSİ E _{FSK}	ÇAPAKLANMA ENDEKSİ E _{ÇPK}	FİŞKIRMA ve ÇAPAKLANMA (BİLEŞİK) ENDEKSİ E	TOPLAM ÇAPAK SAYISI N
1	7,80	9,00	0	9,00	0
2	7,66	10,00	0	10,00	0
3	7,39	6,70	0	6,70	0
4	7,94	9,00	0	9,00	0
5	7,94	10,20	0	10,20	0
6	14,60	21,30	0	21,30	0
7	15,75	22,30	0	22,30	0
8	14,60	21,30	0	21,30	0
9	15,94	25,90	0	25,90	0
10	15,94	25,20	0	25,20	0
11	20,98	28,70	0	28,70	0
12	24,97	43,00	0	43,00	0
13	25,71	39,60	0	39,60	0
14	25,71	25,30	0	25,30	0
15	25,71	30,00	0,36	30,36	6
16	30,92	34,60	0,42	35,02	1
17	31,46	38,90	0,46	39,36	5
18	31,46	60,50	0,54	61,04	3
19	32,29	43,50	0,92	44,42	6
20	32,57	28,80	1,13	29,93	4
21	36,90	37,00	3,18	40,18	7
22	39,94	52,20	4,01	56,21	10
23	39,63	78,60	3,41	82,01	11
24	38,41	45,60	3,27	48,87	11
25	40,87	73,70	9,09	82,79	9



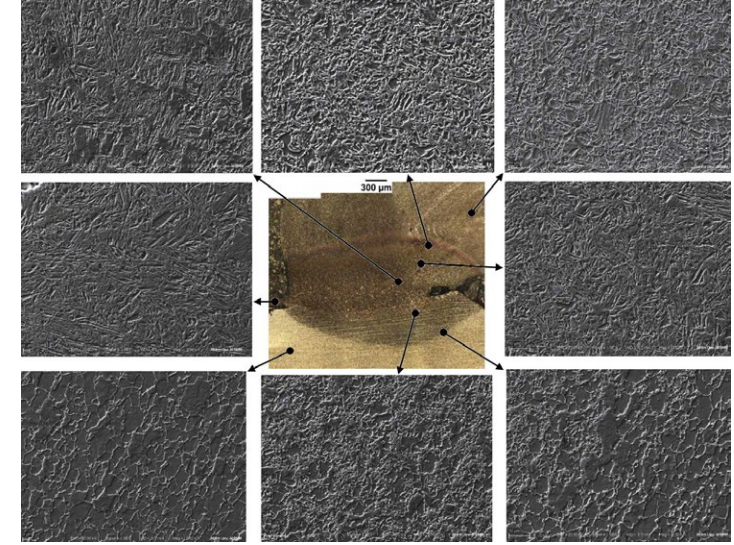
Şekil 9. Grup-II'de yürütülen 25 adet projeksiyon kaynağında birim direnç için teorik olarak hesaplanan enerji ile (a) fışkırtma endeksi, (b) çapaklanma endeksi, (c) fışkırtma ve çapaklanma bileşik endeksi ve (d) toplam çapak sayısı arasında saptanan bağıntılar.

3.3. Metalografik İncelemeler

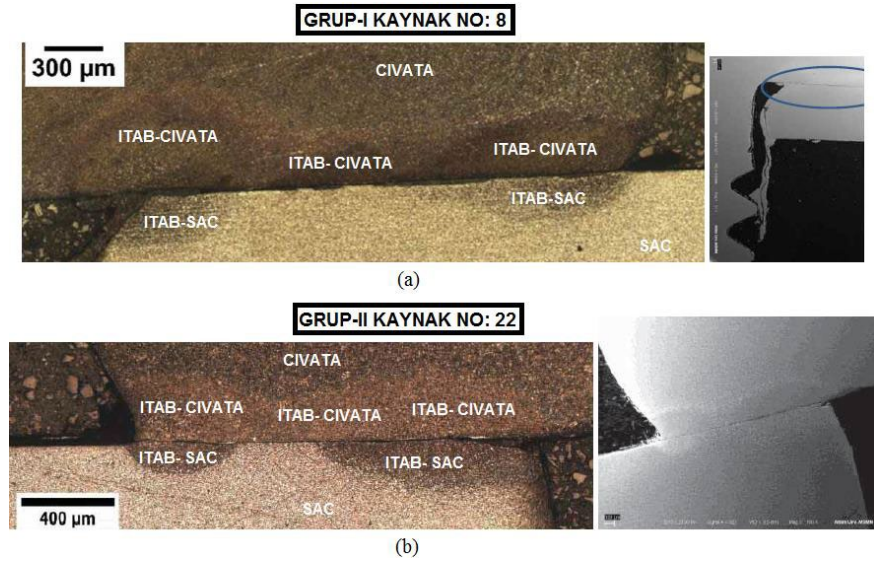
İki grup halinde yürütülen projeksiyon kaynak işlemleri içerisinde, Grup-I'de 8 no.lu kaynaktan; Grup-II'de ise 22 no.lu kaynaktan elde edilmiş çapaklı parçalardan alınan numuneler optik mikroskop ve SEM ile metalografik incelemeye tabi tutulmuştur. Her iki parçada füzyonun olduğu bir projeksiyonda ana metal, ısı tesiri altında kalan bölgeler (ITAB) ve füzyon (birleşme) bölgeleri Şekil 10'daki gibi; füzyonun olmadığı bir projeksiyonda ise Şekil 11'deki gibi gözlenmiştir. Füzyonun olduğu projeksiyon tarafında SEM ile gözlenen mikroyapılar, Grup-I / 8 no.lu ve Grup-II / 22 no.lu kaynak parçaları için sırasıyla Şekil 12-13'te sunulmuştur. Füzyon oluşmayıp, ara yüzeyden metal fışkırtması sonucu büyük boyutlu çapakların ortaya çıktığı projeksiyon tarafındaki mikroyapılar ise, Grup-I / 8 no.lu ve Grup-II / 22 no.lu kaynak parçaları için sırasıyla Şekil 14-15'te verilmiştir. Bunlardan, Grup-I / 8 no.lu kaynak parçasının füzyon gelişmeyen tarafında meydana gelen sarkıt tipi çapak ve Grup-II / 22 no.lu kaynak parçasında yine füzyon gelişmeyen tarafta civatanın şaftında oluşan noktasal tip çapak dikkat çekicidir. Söz konusu çapakların SEM ile görüntülenen mikroyapıları da Şekil 16'da sunulmuştur.



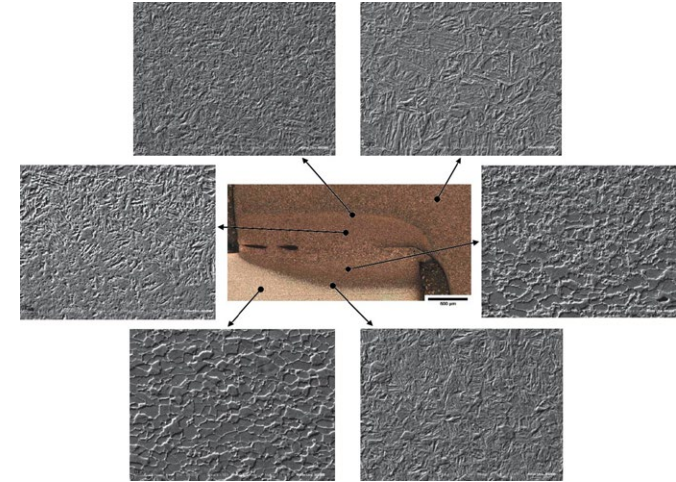
Şekil 10. Grup-I'de yürütülen (a) 8 no.lu kaynak işlemi ve (b) Grup-II'de yürütülen 22 no.lu kaynak işlemi ile elde edilen parçalarda füzyonun gerçekleştiği kaynak bölgelerinden alınan numunelerde optik mikroskop görüntüleri.



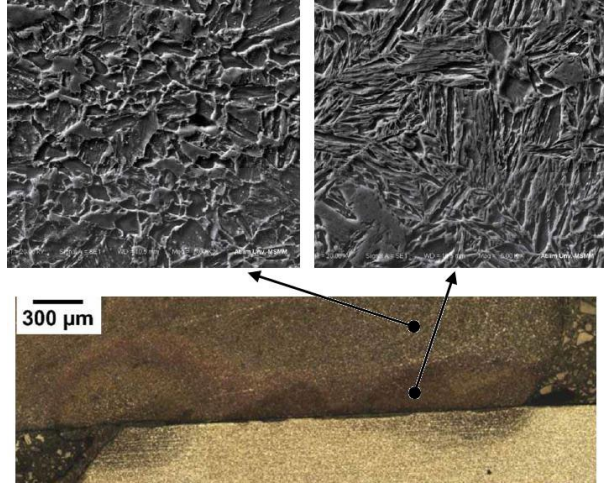
Şekil 12. Grup-I'de yürütülen 8 no.lu kaynak işlemi ile elde edilen kaynaklı parçada füzyonun meydana geldiği bir kaynak bölgesindeki farklı noktalarda söz konusu olan içyapıların SEM görüntüleri.



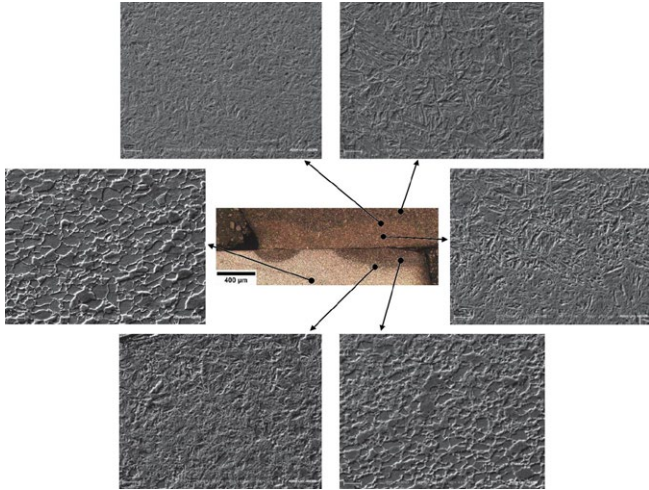
Şekil 11. Grup-I'de yürütülen (a) 8 no.lu kaynak işlemi ve (b) Grup-II'de yürütülen 22 no.lu kaynak işlemi ile elde edilen parçalarda füzyonun gerçekleşmediği kaynak bölgelerinden alınan numunelerde optik mikroskop görüntüleri.



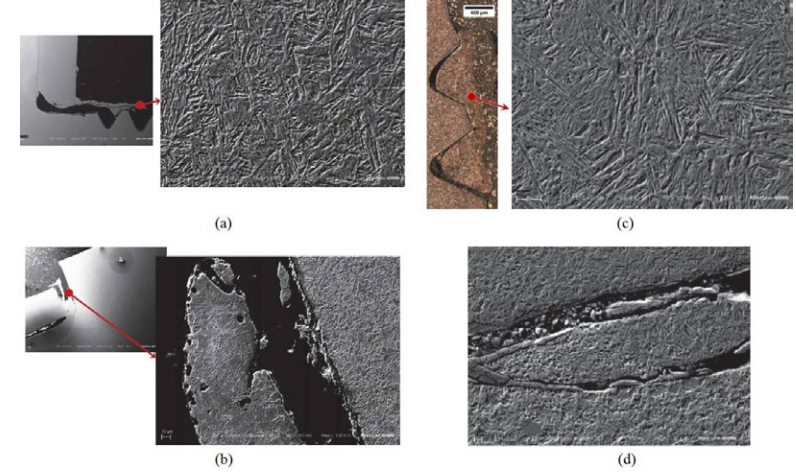
Şekil 13. Grup-II'de yürütülen 22 no.lu kaynak işlemi ile elde edilen kaynaklı parçada füzyonun meydana geldiği bir kaynak bölgesindeki farklı noktalarda söz konusu olan içyapıların SEM görüntüleri.



Şekil 14. Grup-I'de yürütülen 8 no.lu kaynak işlemi ile elde edilen kaynaklı parçada füzyon gerçekleşmeyen ve sarkıt tipi çapak oluşan bir kaynak bölgesinden alınan numunede kaynak civatası üzerindeki ITAB ve ana metal içyapılarının SEM görüntüleri ile karşılaştırması.



Şekil 15. Grup-II'de yürütülen 22 no.lu kaynak işlemi ile elde edilen kaynaklı parçada füzyon gerçekleşmeyen ve civata şaftta büyük noktasal tip çapak oluşan bir kaynak bölgesinden alınan numunede kaynak civatası üzerindeki ITAB ve ana metal içyapılarının SEM görüntüleri ile karşılaştırması.



Şekil 16. (a-b) Grup-I'de yürütülen 8 no.lu kaynak işlemi ve (c-d) Grup-II'de yürütülen 22 no.lu kaynak işlemi ile elde edilen kaynaklı parçaların üzerinde oluşan bir kısım kaynak çapağında SEM ile gözlenen içyapılar.

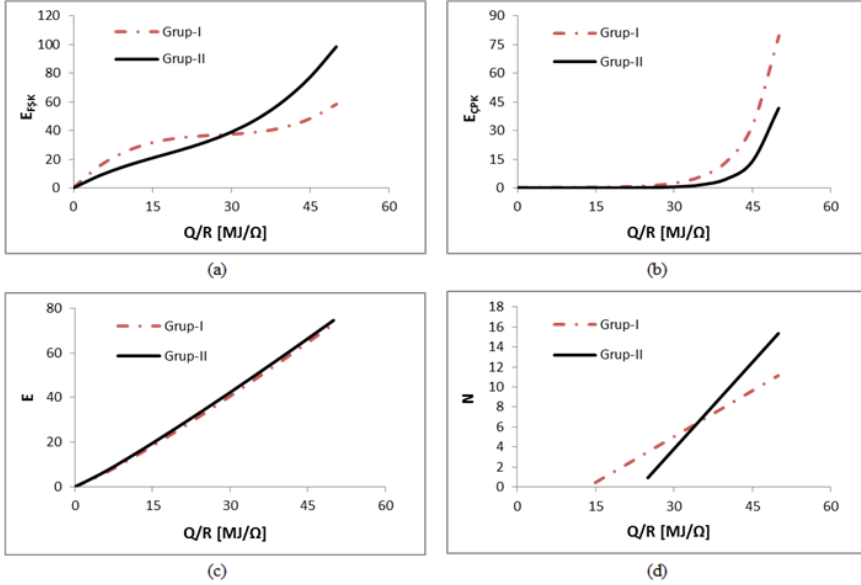
3. Sonuçlar

Anma kalınlığı 1,5 mm olan, 10 µm'lik kaplama kalınlığına sahip, DP 600 çeliğinden galvanizli sac plakalar ile 20MnB4 çeliğinden imal edilip 8.8 kalitesinde ısıtılma işlemine tabi tutulmuş, piramit tipi üç adet kabartıya sahip olan kaplamasız M8 kaynak civatalarının, farklı akım-süre kombinasyonlarıyla uygulanan projeksiyon kaynağı ile birleştirilmesi işlemlerinde ısı girdisindeki artışın, beklendiği üzere, fışkırma ve çapaklanma eğilimini anlamlı bir şekilde arttırdığı gözlenmiştir.

Fışkırma ve çapaklanmanın düzeyini sayısal bir zeminde tanımlamak üzere önerilen göstergelerden fışkırma endeksi E_{FSK} , çapaklanma endeksi $E_{ÇPK}$, fışkırma ve çapaklanma (bileşik) endeksi E ve toplam çapak sayısı N değerlerinin birim direnç için teorik hesaplanan enerji ($Q/R = I^2t$) ile değişimi Şekil 17'de, iki grupta elde edilen bağıntılara göre karşılaştırılmıştır. Bu karşılaştırmadan, fışkırma endeksi ve çapaklanma endeksinin tek başına kullanılmasının, değerlendirmede yeterli olmayacağı görülmüştür. Zira fışkırma, belli bir Q/R oranına (yaklaşık 29'a) kadar Grup-I'de daha yoğun; bu orandan sonra ise Grup-II'de daha yoğun gelişmiştir. Çapaklanmanın ise, Grup-I'deki kaynaklarda, Grup-II'ye göre daha yoğun olduğu görülmüştür. Esas alınan yaklaşıma göre fışkırma, etrafa dağılan fakat parçaya yapışıp çapaklanma oluşturmeyen sıçrantıları temsil ederken; çapaklanma, parça üzerine fışkırma ve ara yüzeyden taşma nedeniyle parçalara yapışan metali temsil etmektedir. Dolayısıyla, yoğun fışkırma meydana gelmesine karşılık çapaklanmanın gözlenmediği bir kaynak işleminde çapaklanma riskinin bulunmadığı söylemenin uygun olmayacağı ve söz konusu oluşumların düzeyinin birlikte değerlendirilmesinin daha sağlıklı yorumlamalara olanak tanıyacağı düşünüldüğü, fışkırma ve çapaklanma (bileşik) endeksi önerilmiştir. Bileşik endeksin Q/R oranı ile değişimi, iki deney grubunda birbirine şaşırtıcı derecede yakın değerler ile elde edilmiştir. Bu sonuç, fışkırma

ve çapaklanmanın birbirini bütünleyen oluşumları ifade ettiğini göstermiştir. Bileşik endeks ile iki gruptan elde edilen bağıntıların birbiriyle örtüşmesi, çalışmada esas alınan yaklaşımın tutarlılığını ortaya koymuştur.

Çapaklanmanın düzeyini değerlendirmede gayet pratik bir gösterge olarak kullanılabilecek çapak sayısının ise yetersiz kalabileceği ve hatalı yorumlara yol açabileceği düşünülmektedir. Zira bu yaklaşıma göre, az sayıda fakat büyük yüzeyli kaynak çapaklarının gözlemlendiği parçalar veya kaynak işlemlerinin uygun parça ya da kaynak işlemi olarak değerlendirilme riski ortaya çıkmaktadır.



Şekil 17. Fıskırma ve çapaklanma düzeyine yönelik tanımlanan ve önerilen göstergelerden (a) fıskırma endeksi, (b) çapaklanma endeksi, (c) fıskırma ve çapaklanma (bileşik) endeksi ve (d) toplam çapak sayısı ile birim direnç için teorik olarak hesaplanan enerji arasındaki değişimlere dair Grup-I ve Grup-II'den elde edilen bağıntıların karşılaştırılması.

Diğer bir gözlem de Grup-II'deki verilerde saçılmanın, Grup-I'e göre daha az ve korelasyon kalitesinin daha iyi olmasıdır. Bu iyileşmede, Grup-II'deki regresyonlarda akım şiddeti olarak anma değerlerinin değil; ölçülenlerin kullanılmasının rol oynadığı düşünülmektedir. Sayısal işlemlerde kaynak parametrelerinin ölçülen değerleri esas alındığında, sonuçlarda tekrarlanabilirlik yönünden bir avantajın sağlanacağı değerlendirilmiştir.

İki farklı deney grubunda gerçekleştirilen projeksiyon kaynak işlemlerinden çapaklı elde edilen iki birleştirmede, her ikisinde füzyon oluşmuş ve oluşmamış iki projeksiyona ait olan kaynak bölgeleri ve çapaklar üzerinde optik mikroskop ve SEM ile yürütülen yapı incelemelerinden şu sonuçlar ortaya çıkmıştır:

- Malzemesi 20MnB4 çeliğinden olan kaynak cıvatası, bu tip çeliklerin 8.8 kalitede ısıtılma işlemi görmüş hali için karakteristik olan martenzitik yapıda gözlenmiş; ayrıca SEM görüntüsünde, kaynak ısısı ve soğuma şartlarının etkisiyle oluştuğu düşünülen beyrit yapıya ve küçük ferrit bölgelerine de rastlanmıştır. Isı tesiri altında kalan bölgeden füzyon (birleşme) bölgesine doğru yaklaştıkça martenzit oranının arttığı belirlenmiştir. Söz konusu yapının taze (fresh / as quenched) martenzit olduğu görülmüştür.
- Malzemesi DP 600 çelik olan sacdaki ferrit + martenzit yapının ısı tesiri altında kalan bölgede bozulmaya başladığı fakat görünüm olarak ısıdan etkilenmeyen bölgedeki tipik dubleks (çift fazlı) yapının genel anlamda korunduğu saptanmıştır.
- Füzyonun gerçekleştiği projeksiyonlarda, sac ve cıvata kenarında tam birleşme beklenen bölgelerde, kaynağın yapısal performansını zafiyete uğratabilecek mikro çatlak ve mikro boşluklara rastlanmıştır.
- Füzyonun gerçekleştiği taraftan alınan numunelerde, füzyon bölgesinin çapak ile yaklaşık aynı yapıda olduğu görülmüştür. Bu yapı taze martenzit olup, az miktarda beyrit de gözlenmiştir.
- Füzyonun gerçekleştiği kaynak bölgesinde hem cıvatanın hem de sacın ısı tesirinde kalan bölgelerinin kabaca eşit büyüklükte olduğu görülmüştür. Füzyon oluşmayıp çapaklanmanın fazla olduğu projeksiyon tarafında, cıvata üzerindeki ısı tesiri altında kalmış bölgenin nispeten daha büyük; sacdaki ısı tesiri altında kalmış bölgenin ise daha küçük olduğu saptanmıştır.
- Beklendiği üzere füzyonun gerçekleşmediği kaynak bölgelerinde, füzyon gerçekleşen bölgelere kıyasla çapak boyutlarının daha büyük olduğu gözlenmiştir. Füzyon gerçekleşmeyen projeksiyonlarda metalin ara yüzeyden taşması ile sarkıt tipi çapak ve cıvata şaftına kadar fıskıran metalin oluşturduğu büyük boyutlu noktasal tip çapak ortaya çıkmıştır.
- Füzyon oluşmayan bölgelerde gelişen çapakta söz konusu olan taze martenzit içyapı, kritik soğutma hızlarına erişildiğini ve çapağın kolay su alabilen bir bileşime sahip olduğuna işaret etmektedir. Cıvata malzemesinin bileşiminde yer alan bor elementinin bunda etkin rol oynadığı düşünülmektedir.

4. Tartışma

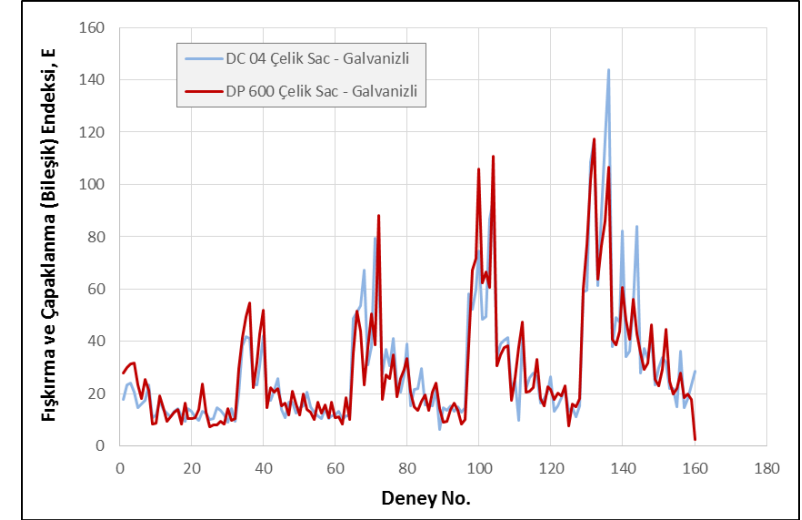
Direnç esaslı kaynak işlemlerinde aşırı fıskırma ve buna bağlı çapak oluşumunu önlemek amacıyla, kaynak işleminde elektriksel ve mekanik parametre seviyelerinin, parça geometrisi, boyutları, parça ve elektrot uç yüzey durumu dikkate alınarak yeniden ayarlanması çoğu zaman kaynak dayanımından bir miktar ödün verilmesiyle sonuçlanmaktadır. Fıskırmayı azaltıcı yönde alınan önlemlerin kaynak dayanımı üzerindeki bu etkisi, yetersiz füzyon ve daha ileri düzeyde yapılaşma eğiliminin beraberinde, istenenden daha küçük ebatlı kaynak çekirdekleri ve düşük kaynak kopma yükleri ile kendini gösterecektir. Ayrıca, projeksiyon kaynağında aşırı fıskırmanın, yani ergiyen kabartının aşırı ısı girdisinden ötürü ara yüzeyden püskürmesinin, bu

çalışmada da saptandığı üzere, parçada çapak oluştururken, füzyonu ve dolayısıyla kaynak dayanımını zafiyete uğratma riski de dikkate alınmalıdır. Özetlenecek olursa, kaynak dayanımına karşılık fışkırmaların düzeyi, parametrelerin uygun seviye değerlerinde seçilebilmesini hedefleyen bir optimizasyon problemini tanımlamaktadır. Bu problemin çözümüne yönelik matematiksel modelleme çalışmalarında, kaynak dayanımını sayısal olarak tanımlayan veriler gibi, fışkıрма ve çapaklanma düzeyinin de sayısal bir zeminde tanımlanmasının fayda sağlayacağı düşünülmektedir. İstatistiksel deney tasarımı ve veri analizinden veya regresyon, yapay sinir ağı, bulanık mantık gibi yöntemlerle tahmin modelleri oluşturularak parametrelerin optimal seviye kombinasyonlarını belirleyebilmek için, fışkıрма ve çapaklanma düzeyini nicel (kantitatif) olarak tanımlayan skaler bir göstergeye ihtiyaç duyulmuştur. Aksi halde, bu oluşumları nitel yöntemlere dayalı olarak az-orta-çok gibi kalitatif ifadelerle tanımlamak gerekecektir ki görelilik içeren bu tip ifadeler ile sağlıklı bir değerlendirme yapmanın çok da uygun olmayacağı düşünülmüştür.

Çalışmada, fışkıрма ve çapaklanmanın düzeyi sayısal bir göstergeye dayalı olarak tanımlanırken; bunlar, biri diğerinin nedeni olan ve birbirini bütünleyen iki oluşum halinde ele alınmıştır. Zira çapaklanma, fışkıрма sonucu etrafa saçılma yerine, parçanın görünen yüzeyine yapışan metal sıçrantıları ya da sarkıt (sakal) tipinde gelişen metal taşmalarını ifade etmektedir. Bu oluşumun düzeyi "çapaklanma endeksi" olarak tanımlanıp; önerilen bir eşitliğe göre, çapak tipi, geometrisi, boyutu ve sayısı ile hesaplanmıştır. Etrafa yayılan sıçrantıların yoğunluğu ise "fışkıрма endeksi" ile tanımlanmış ve kaynak parçalarından kütle eksilmesi ile kendini göstereceğinden, bu eksilmenin miktarı ile ilişkilendirilmiştir. İki farklı deney grubu halinde yürütülen araştırma, birim direnç için teorik olarak hesaplanan enerjiye göre belirlenen fışkıрма endeksi ve çapaklanma endeksi değerlerinin belirgin sapmalar sergilediğini göstermiştir. Öyle ki; gruplar arasında ve her bir grupta fışkıрма yoğun veya çapaklanma yoğun bölgeler meydana gelmiştir. Söz konusu iki endeksin toplamı olarak önerilen fışkıрма ve çapaklanma (bileşik) endeksi ise iki grupta çok yakın değerlerle elde edilmiştir. Bileşik endeks için elde edilen bu anlamlı, tutarlı ve tekrarlanabilir nitelikteki sonuç, fışkıрма ve çapaklanma oluşumlarının esasen birbirini bütünlediğine dair gidilen sayısal yaklaşımın ve geliştirilen metodolojinin uygulanabilir olduğuna dair bir değerlendirmenin yapılmasına olanak tanımıştır.

Fışkıрма ve çapaklanma tahmin modelleri oluşturmaya yönelik bu çalışmanın devamı niteliğinde yürütülen bir diğer araştırmanın çıktısı olarak, bu çalışmada tanımlanan fışkıрма ve çapaklanma (bileşik) endeks verilerinden faydalanılmıştır. Deneyel tasarıma konu olan ve kaynak civataları ile yürütülen projeksiyon kaynak işlemlerinde DC 04 ve DP 600 kalitesindeki çeliklerden galvanizli saclar kullanılmış; her bir sac malzeme için aynı seviye değerlerinde 5 adet parametreyle çalışılmıştır. Her iki saca ait özdeş deneyel tasarımlarda parametrelerin seviye değerleri, kaynak akımı için 13, 15, 17, 19 ve 21 kA; elektrot kuvveti için 450, 675, 900 ve 1125 kgf; kaynak süresi için 2 ve 4 Çevrim; kabartı yüksekliği için 0,70 ve 1,02 mm; sac kalınlığı için ise 0,8 ve 1,5 mm olarak seçilmiştir. Bu parametre ve seviye sayılarına göre tam faktöriyel yaklaşımla oluşturulan deney setlerinin her biri 160 farklı kombinasyon içermiş; her bir kombinasyon da farklı bir deney numarası ile tanımlanmıştır. Diğer bir ifadeyle her bir deney numarası, girdi parametrelerinin eş seviye değerleri ile yürütüldüğü kaynak işlemlerini temsil etmektedir. Ölçülen fışkıрма ve çapaklanma (bileşik) endeks değerlerinin DC 04 ve DP 600 kalitesindeki galvanizli çelik saclarla yürütülen deneylerdeki karşılaştırılması Şekil 18'de görülmektedir. Her bir kombinasyon için yalnız tek deney yürütülmesine rağmen, iki farklı

kalitedeki sac malzeme için ortaya çıkan eğilimlerde gözlenen dikkat çekici tutarlılık, fışkıрма ve çapaklanma düzeyinin sayısal bir gösterge ile tanımlanabilmesine yönelik olarak önerilen yaklaşımdan sayısal analiz, modelleme ve optimizasyon çalışmalarında faydalanılması adına umut vaat etmiştir.



Şekil 18. Özdeş deneyel tasarımlar kapsamında kaynak civataları ile DC 04 ve DP 600 kalitesindeki çeliklerden galvanizli sacların birleştirildiği projeksiyon kaynak işlemlerinden ölçülen fışkıрма ve çapaklanma (bileşik) endeks değerlerinin karşılaştırılması.

Fışkıрма ve çapaklanma düzeyini sayısal bir zeminde tanımlamak, ölçmek ve değerlendirmek üzere farklı araştırmacılar, bu çalışmada önerilmiş olandan daha farklı metodolojiler geliştirerek önerebilirler. Örneğin, Podrzaj vd. tarafından [19] yürütülen ve nokta direnç kaynak çevriminde fışkırmaların oluşum zamanı ve çeşitli parametrelerin (elektrot deplasmanı, kaynak kuvveti, direnç) anlık değerlerine etkisinin incelendiği çalışmadan hareketle, fışkıрма yoğunluğu ile fışkırmaların en fazla etkiye bulunduğu parametredeki (elektrot kuvvetindeki) değişim arasında bir bağıntı araştırılabilir. Kaynak işlemi esnasında dinamik ölçümlere dayalı olarak ilerlenecek böyle bir yaklaşımda, çapaklanmanın düzeyine ilişkin ayrıca bir ölçümün yapılmasına da gerek kalmayacaktır.

Çalışma kapsamında önerilen metodolojide tespit edilen bazı eksik noktaları tamamlamak üzere de ek çalışmalar yürütülebilir. Örneğin, fışkıрма endeksi kütledeki eksilme ile değerlendirilirken, kaynak işleminde elektrottan civataya geçen malzeme, yani bakır, kütle artışına yol açabilmektedir. Bu oluşum ihmal edilmiştir. Dolayısıyla, kaynaklı parça kütlelerinde, elektrottan parçaya geçen malzemenin doğurduğu artışın da ölçülmesi ya da fışkıрма ve çapaklanma için geliştirilene benzer bir skala üzerinde tanımlanmasıyla hesaba katılması, sonuçların doğruluk derecesini artıracaktır.

Fıskırma ile etrafa yayılan metal sıçrantıların, yanma dolayısıyla ortamda bir parlamaya yol açtığı bilinmektedir. Kaynak işlemi bir kamera ile kayıt altına alındığında, görüntü kareleri üzerinde yürütülen resim-renk analizinden saptanan piksel oranları ile ortamdaki parlaklık artımı tespit edilebilir. Kaynak süresince ortamdaki toplam parlaklık artımı ne kadar fazla ise, etrafa fışkırma da o derecede yoğun gerçekleşmiştir. Bu yöntemle fışkırmanın düzeyini doğru değerlendirebilmek için, öncelikle kameranın görüntüleme hızının (saniyedeki kare sayısı) yeterli olması gerekmektedir. Fıskırma, kaynak makinası etrafında farklı yönlerde doğru gerçekleşeceğinden, makinanın etrafına yerleştirilen birden fazla kamerayla görüntüleme yapılması, görüntü kaybının önüne geçme açısından fayda sağlayacaktır. Ayrıca, kaynak çevrim süreleri dikkate alındığında, kameralarda mikrosaniye mertebesinde senkronizasyonun sağlanabilme durumu ve buna yönelik bir yazılıma duyulacak ihtiyaç da değerlendirilmesi gereken önemli konulardır. Kamera ile alınan görüntülerle yalnız fışkırma ile etrafa yayılan metal sıçrantıların oluşturduğu parlama analiz edilebileceğinden, parçaya doğru metal fışkırması nedeniyle oluşan çapaklanmanın düzeyine ilişkin de bir tanımlamanın yapılması gerekli olacaktır.

Direnç esaslı kaynak yöntemlerinde çapaklanma düzeyini tanımlayan bir göstergeye literatürde rastlanmamıştır. Bu çalışmada, kaynak parçaları üzerinde oluşan çapakların yüzey alanının büyüklüğüne dayalı bir yaklaşımla çapaklanma düzeyinin tanımlanmasına yönelik bir bağlantı önerilmiştir. Bu bağlntıda, çapağın şekline en yakın geometri esas alınmış; boyutlar stereo mikroskopla ölçülmüş; ölçülemeyen boyuttaki çapaklar ise bir katsayı ile hesaba katılmıştır. Söz konusu metodoloji, çapak ile parça arasındaki kontrast farkına göre yüzey alanlarının belirlenebildiği görüntü işleme tekniklerinden faydalanılarak geliştirilebilir. Böylelikle yüzey alanlarının ölçümü daha pratik bir hale getirilirken, hesaplamalardaki doğruluk derecesi de artırılabilir.

Teşekkür

Çalışmamızı, TÜBİTAK 1501 Programı çerçevesinde yürütülen 3130849 no.lu proje kapsamında destekleyen Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu'na teşekkürlerimizi sunarız.

Kaynaklar

- [1] Anık, S. ve Vural, M., (2007). "Alaşımsız Çeliklerin Kabartı (Projeksiyon) Kaynağı", Mühendis ve Makina, 48 (573): 46-51.
- [2] Anık, S., Anık, E.S. ve Vural, M., (1993). 1000 Soruda Kaynak Teknolojisi El Kitabı – Cilt 1: Kaynak Yöntemleri ve Donanımları, Birsan Yayınevi, İstanbul.
- [3] Athi, N., Cullen, J.D., Al-Jader, M., Wylie, S.R., Al-Shamma'a, A.I., Shaw, A. ve Hyde, M., (2009). "Experimental and Theoretical Investigations to the Effects of Zinc Coatings and Splash on Electrode Cap Wear", Measurement, 42 (6): 944-953.
- [4] Bryda, R. ve Foreman, R., (2009). "Welding Fasteners: Spot or Projection?", <http://www.thefabricator.com/article/shopmanagement/welding-fasteners-spot-or-projectionr>, 30 Eylül 2013.
- [5] Chan, K.R. ve Edwards, P., (2006). "Lowering Costs by Simulating Design of Complex Welds", The 4th International Seminar on Advances in Resistance Welding, 14-16 November 2006, Wels, Austria.
- [6] Cullen, J.D., Athi, N., Al-Jader, M., Johnson, P., Al-Shamma'a, A.I., Shaw, A. ve El-Rasheed, A.M.A., (2008). "Multisensor Fusion for on Line Monitoring of the Quality of Spot Welding in Automotive Industry", Measurement, 41 (4): 412-423.
- [7] Dent, P., Bohr, J.C., Gasser, R.G., Gerken, J.M., Hallum, D.L., Lee, J.W., McCauley, R.B., Orts, D.H., Oyler, G.W., Shieh, W.T., Wu, K.C. ve Manz, A.F., (1997). "Spot, Seam, and Projection Welding", Derleyen: O'Brien, R.L., (1997). Welding Handbook 8th Edition Vol. 2: Welding Processes, American Welding Society Inc., Miami.
- [8] Gould, J.E., Workman, D. ve Raynes, C., (1998). "An Examination of Projection Welding Coated Sheet Steels", Proceeding of the 8th Sheet Metal Welding Conference, 13-16 October 1998, Troy, Michigan, USA, 137-142.
- [9] Gültekin, N., (1991). Kaynak Tekniği, Engin Ofset, İstanbul.
- [10] Harris, J.F. ve Riley, J.J., (1961). "Projection Welding Low Carbon Steel Using Embossed Projects", Welding Journal, 40 (4): 363-376.
- [11] Hess, W.F. ve Childs, W.J., (1947). "A Study of Projection Welding", Welding Journal 27 (12): 712-723.
- [12] Holliday, R.J., Parker, J.D. ve Williams, N.T., (1995). "Electrode Deformation when Spot Welding Coated Steels", Welding in the World, 35 (3): 160-164.
- [13] Hwang, I.S., Kang, M.J. ve Kim, D.C., (2011). "Expulsion Reduction in Resistance Spot Welding by Controlling of Welding Current Waveform", Procedia Engineering, 10: 2775-2781.

- [14] Johnson, K.I., (1975). "Spot Welding Electrode Life Tests on Galvanized Steel Sheet", The Welding Institute Research Report, P/74/75.
- [15] Kimchi, M., Gugel, M.D. ve White, C.L., (2000). "Mechanisms of Electrode Wear During Resistance Spot Welding Hot-Dipped Galvanized Steel", Cooperative Research Program Summary Report SR0009, EWI, Columbus, Ohio.
- [16] Larsson, J., (2008). "Projection Welding for Nut and Bolt Attachment", <http://www.thefabricator.com/article/shopmanagement/projection-welding-for-nut-and-bolt-attachment>, 30 Eylül 2013.
- [17] Linden, M.J., (2010). Optimization of Weld Nut Geometry by Simulation, Diploma Work for Civilingenjörsexamen (MSC.), Kungliga Tekniska Högskolan (KTH), Industrial Production, Swerea KIMAB, Stockholm.
- [18] Müftüoğlu, F. ve Keskinel, T., (2007). "Effect of Coating Thickness on Electrode Life in the Spot Welding of Galvanized Steel", Turkish Journal of Engineering and Environmental Sciences, 31: 183-187.
- [19] Podrzaj, P., Polajnar, I., Diaci, J. ve Kariz Z., (2004). "Expulsion Detection System for Resistance Spot Welding Based on A Neural Network", Measurement Science and Technology, 15: 592-598.
- [20] Senkara, J., Zhang, H. ve Hu, J., (2004). "Expulsion Prediction in Resistance Spot Welding", Welding Journal, 83 (4): 123-132.
- [21] Sun, X., (2000). "Modeling of Projection Welding Processes Using Coupled Finite Element Analyses", Welding Research Supplement, September 2000, 244-251.
- [22] Sun, X., (2001). "Effect of Projection Height on Projection Collapse and Nugget Formation- A Finite Element Study", Welding Research Supplement, September 2001, 211-216.
- [23] SWANTEC, Parameters in Resistance Welding, <http://www.swantec.com/parameters-in-resistance-welding.php>, 11 Ekim 2013.
- [24] Tolf, E. ve Hedegard, J., (2006). Resistance Nut Welding of High Strength Steel, Swerea KIMAB Report, IM-2006-513, Stockholm.
- [25] Wangmin, W.C., (2005). "Effects of Surface Treatments of Galvanized Steels on Process Properties of Projection Welding", Welding in the World, 49 (1-2): 39-41.
- [26] Zhang, H. ve Senkara, J., (2006). Resistance Welding – Fundamentals and Applications, CRC Press, Taylor and Francis Group, Florida.
- [27] Zhang, X.Q., Chen, G.L. ve Zhang, Y.S., (2008). "Characteristics of Electrode Wear in Resistance Spot Welding of Dual-Phase Steels", Materials & Design, 29 (1): 279-283.

ÖZGEÇMİŞ

Dr. Cemil Günhan ERHUY

1976 yılı Silifke-Mersin doğumludur. 1997 yılında Yıldız Teknik Üniversitesi Makine Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümünden mezun olmuştur. Aynı Üniversiteden 2001 yılında Yüksek Mühendis; 2008 yılında Doktor unvanını almıştır. 1999-2004 yılları arasında Yıldız Teknik Üniversitesinde Araştırma Görevlisi olarak görev yapmıştır. 2004-2007 yılları arasında Ermetal Şirketler Grubu ve Erkalıp A.Ş. bünyesinde Ar-Ge Proje Koordinatörü ve Kalite Mühendisi olarak görevler üstlenmiştir. 2009 yılında Platform A.Ş.'nin bir Tofaş projesinde Araştırmacı olarak görev almıştır. 2009-2010 yıllarında vatani görevini yedek subay olarak yerine getirdikten sonra, 2011-2012 yıllarında Tofaş A.Ş. Ar-Ge Merkezinde İleri Araştırmalar Uzmanı olarak görev yapmıştır. 2012-2013 yıllarında Urtim firmasında Ar-Ge Müdürü olarak çalışmıştır. 2013 yılında Ermetal A.Ş. Ar-Ge Merkezinde Teknolojik Araştırmalar Planlama ve Koordinasyon Şefi olarak atandığı görevini, 2014 yılından beri aynı alandan sorumlu Ar-Ge Müdür Yardımcısı olarak sürdürmektedir.

Fatih ATEŞ

1985 yılı Bursa doğumludur. 2009 yılında Uludağ Üniversitesi Mühendislik-Mimarlık Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümünden mezun olmuştur. 2011 yılında Gebze Yüksek Teknoloji Enstitüsü'nde başladığı yüksek lisans öğrenime devam etmektedir. 2015 yılında ise Bursa Teknik Üniversitesi'nde doktora programına kaydolmuştur. İş hayatına 2011 yılında Ermetal A.Ş.'de başlamış; aynı yıl içinde Ermetal Ar-Ge Merkezi'nde Araştırma ve Proje Mühendisi olarak üstlendiği görevini 2013 yılına kadar sürdürmüştür. 2013 yılından bu yana Ermetal Ar-Ge Merkezi bünyesindeki Teknolojik Araştırmalar biriminde Ar-Ge Mühendisi olarak çalışmalarına devam etmektedir.

Umut İNCE

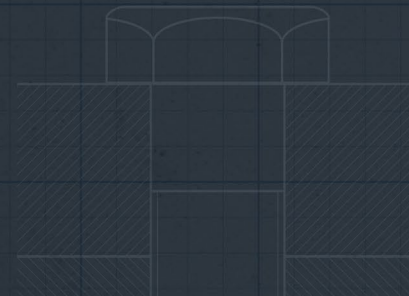
1977 yılı Ankara doğumludur. 2000 yılında Trakya Üniversitesi Makine Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümünden mezun olmuştur. 2000-2005 yılları arasında Alkim Kağıt Fabrikası'nda Proses Mühendisi olarak görev yapmıştır. 2005 yılında Atalan Makine Mühendislik Savunma ve Havacılık San. Tic. Ltd. Şti'de Tasarım Mühendisi olarak çalışmaya başlamış; 2006 yılında da Tasarım Ekip Lideri görevini üstelenerek sonraki dönemde sırasıyla CLAIRIS Technologies ve TUSAŞ'ta, Airbus A400M Atlas Projelerinde Tasarım Mühendisi olarak çalışmıştır. 2008 yılında Norm Cıvata San. Tic. A.Ş.'de Ar-Ge Mühendisi olarak çalışmaya başlamıştır. 2011'den bu yana aynı firmada Ar-Ge Müdürü olarak görev yapmaktadır. Yüksek lisansını 2002 - 2005 yılları arasında İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü Malzeme Bilimi ve Mühendisliği Programında tamamlamıştır. 2012 yılında aynı Programda başladığı doktora öğrenimi devam etmektedir.

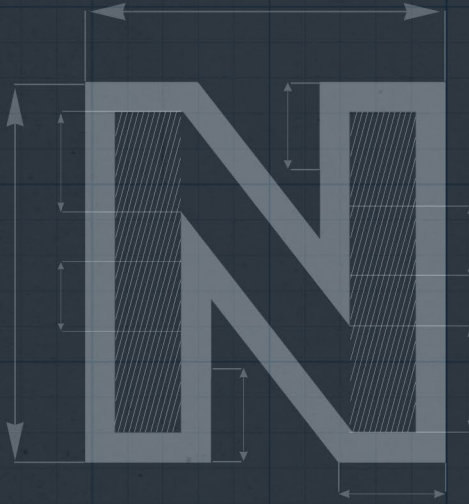
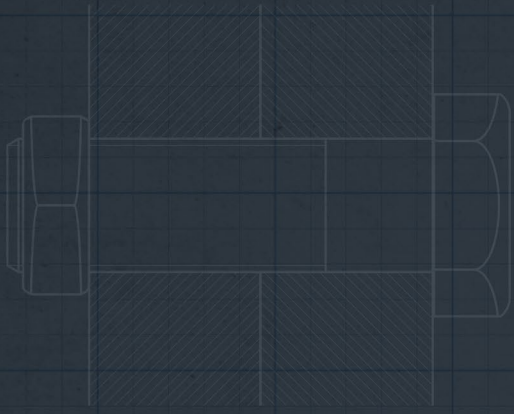
Aysel BIYIK

1990 yılı İzmir-Konak doğumludur. 2013 yılında Kocaeli Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Endüstri Mühendisliği Bölümünden mezun olmuştur. 2014 yılında Dokuz Eylül Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Endüstri Mühendisliği Yüksek Lisansına başlamış ve halen devam etmektedir. 2013 yılında Borusan Makine ve Güç Sistemleri firmasında Üretim Mühendisi olarak çalışmıştır. 2014 yılı Şubat ayından beri Norm Cıvata San. Tic. A.Ş.'de Ar-Ge Mühendisi olarak görevini sürdürmektedir.

Yrd. Doç. Dr. Kemal DAVUT

1982 İstanbul doğumludur. Üniversite öğrenimini Orta Doğu Teknik Üniversitesi Metalürji Mühendisliği Bölümü'nde 2004 senesinde tamamlamıştır. Sonrasında aynı bölümde araştırma görevlisi olarak çalışmaya başlamıştır. Yüksek Lisansını yine aynı bölümde "Çelik İçyapılarının Manyetik Barkhausen Gürültüsü Yöntemi ile Karakterizasyonu" üzerine yapmıştır. Doktora çalışmalarını Dr-Ing. Stefan Zaefferer ve Prof.Dr.-Ing. Dierk Raabe danışmanlığında "Düşük Alaşımli TRIP-çeliklerinde Mekanik Özellikler ve İçyapı arasındaki Bağlantılar" üzerine Max-Planck Enstitüsü, Düsseldorf Almanya'da gerçekleştirmiş ve doktora derecesini RWTH Aachen Üniversitesi'nden 2013 senesinde almıştır. Mart 2013'den beri Atılım Üniversitesi Metal Şekillendirme Mükemmeliyet Merkezi'nde, SEM (taramalı elektron mikroskobu) ve metalografi laboratuvarlarının direktörü olarak çalışmaktadır. Aynı zamanda Atılım Üniversitesi Metalürji ve Malzeme Mühendisliği Bölümü'nde "Metalografi ve İçyapıların Yorumlanması" ile "Çeliklerin Isıl İşlemi ve Yüzey Sertleştirilmesi" derslerini vermektedir.





ISIL İŞLEMSİZ YÜKSEK MUKÁVEMETLİ ROT MİLLERİNİN MİKRO ALAŞIMLI ÇELİKLERDEN SOĞUK DÖVÜLMESİ

Tayfur YAVUZBARUT,
N.Emrah KILINÇDEMİR
Umut İNCE



2. Uluslararası Demir Çelik Sempozyumu (IISS'15), 1-3 Nisan 2015, Karabük, Türkiye

ISIL İŞLEMSİZ YÜKSEK MUKAVEMETLİ ROT MİLLERİNİN MİKRO ALAŞIMLI ÇELİKLERDEN SOĞUK DÖVÜLMESİ

Tayfur Yavuzbarut*, N.Emrah Kılınçdemir* ve Umut İnce*

* R&D Center, Norm Cıvata San. ve Tic. A.Ş., Çiğli, İzmir, Turkey
E-posta: tayfur.yavuzbarut@normcivata.com

Özet

Mekanik özellikleri geliştirilmiş 27MnSiVS6 mikro- alaşımlı çeliğin kullanımı ile ISO 898-1“Mechanical properties of fasteners made of carbon steel and alloy steel – Part 1: Bolts, screws and studs with specified property classes – Coarse thread and fine pitch thread” de belirtilen 8.8 kalite sınıfına uygun rot mili herhangi bir ısıtıl işlem uygulanmaksızın özel istasyon tasarımları geliştirilerek soğuk dövme yöntemi ile üretilmiştir. Bu çalışmada kalıplarda oluşabilecek kusurların yakalanması, dövme yüklerinin ve kalıpta oluşan gerilmelerin tespit edilmesinin yanı sıra kalıp ömür tahminlerinin yapılması, kalıntı gerilmelerin ve malzeme akışının tespit edilmesi ve soğuk dövme sonucunda elde edilecek mekanik özelliklerin proje öncesinde tahmin edilmesi için sayısal simülasyon kullanımı ile üretim benzetimleri yapılmıştır.

297 mm uzunluğa sahip rot mili parçasının soğuk şekillendirme ile üretilebilirliği için yeni istasyon tasarımları ve dövme kalıpları tasarlanmış, üretilen rot milleri üzerinde yapılan testler, ISO 898-1’de yer alan ve her biri gereklilik kabul edilen çekme mukavemeti ve sertlik gibi mekanik özelliklerin karşılandığını göstermiştir. Üretimin sayısal simülasyon çalışmalarından elde edilen sonuçlar ile deneysel çalışma sonuçlarının büyük ölçüde benzeştiği görülmüştür. Sonuç olarak, mikro-alaşımlı çeliklerin soğuk dövme prosesinde kullanımı, ısıtıl işlem sürecini ortadan kaldırarak ekonomik ve ekolojik önemli avantajlar sağlamaktadır.

Anahtar kelimeler: Rot mili; Mikro-alaşımlı çelik; Sonlu elemanlar metodu

Abstract

By the use of mechanically improved micro-alloy steel 27MnSiVS6, the ball stud with grade 8.8 which is in accordance with the properties mentioned in ISO 898-1“Mechanical properties of fasteners made of carbon steel and alloy steel –Part 1: Bolts, screws and studs with specified property classes – Coarse thread and fine pitch thread” is manufactured by cold forging with no subsequent heat treatment procedure and by developing unique station designs. In this study, manufacturing simulations are carried out by using numerical simulation techniques in order for capturing the probable die defects, determining the process parameters such as press forces, die stresses as well as predicting the tool life, residual stresses, material flow and forecasting the mechanical properties occurred after forging previous to project initiation.

Furthermore, newly station designs and forging dies are implemented for a ball stud with 297 mm in length due to its further manufacturability by cold forging and the tests that are performed on the final products show that the absolute necessities in ISO 898-1 such as tensile

strength and hardness (mechanical properties) are met.

In conclusion, it is seen that the results exported from the numerical analysis and the experimental results are vastly consistent with each other. Hence, the use of micro-alloyed steels on cold forging process has ability to eliminate the subsequent heat treatment process which results to a significant advantages both economically and ecologically.

Keywords: Ball stud; Micro-alloyed steel; Finite element method

1. Giriş

Bağlantı elemanlarının güncel üretim teknolojisine göre, amaçlanan mekanik özellikleri elde edebilmek ve içyapılarını düzenlemek amacıyla ısıtıl işlem uygulanmaktadır. Ancak bağlantı elemanlarının ısıtıl işlemi oldukça maliyetli, bağlantı elemanlarının yüzey kalitesini olumsuz yönde etkileyen, üretim basamaklarını ve zamanını uzatan, bilhassa uzun boy ürünlerde salgı ve doğrusallık gibi kalite problemlerine neden olarak kalitesizlik maliyetlerinin de ortaya çıkmasına neden olabilen bir uygulamadır. Bu çalışma, 8.8 kalite sınıfının gerektirdiği mekanik özellikleri sağlayacak bağlantı elemanlarının, yeni nesil mikro alaşımlı hammaddeler kullanarak soğuk dövme yöntemi ile ısıtıl işlemsiz ve kalıp- zımba gibi sarf malzemelerin sarfiyatı açısından verimli bir şekilde üretilmesi için bilgisayar destekli mühendislik çalışmaları ile uygun üretim tasarımlarının yapılması, prototip üretimler ve nihai uygunluk testlerini içermektedir. 8.8 kalite sınıfının gerektirdiği mekanik özellikleri sağlayacak bağlantı elemanlarının, yeni nesil mikro alaşımlı hammaddeler kullanılarak üretilmesi ile üretim, işçilik ve kalitesizlik maliyetlerinin düşmesi, üretim sürecinin kısalması, cıvataların ısıtıl işleme girmemesine bağlı olarak, doğal gaz sarfiyatının ve CO₂ salınımının azaldığı bir üretim elde edilecektir. İlk adım olarak malzemenin plastik şekil değiştirme davranışı yani akış eğrisi grafiği basma testleri ile deneysel olarak tespit edilmiştir. Bu veriler sonlu elemanlar yazılımı olan Simufact Forming 12’ye girdi olarak hazırlanmıştır. Ardından yapılan sayısal benzetim çalışmaları sonucunda kalıplarda oluşabilecek kusurlar tespit edilerek en iyi kalıp geometrileri ve ürün istasyon tasarımları oluşturulmuştur. Yapılan tasarımlar ışığında kalıpların ve istasyon tasarımlarının üretim teknik resimleri oluşturulmuştur. Üretimi yapılan rot mili parçasına çekme testi ve sertlik testleri uygulanmış olup 41CrS4 ile ısıtıl işlemleri olarak üretilen aynı ürünün mekanik özellikleriyle karşılaştırılmıştır. Elde edilen test sonuçları ile ISO 898-1 standardında ki gereklilikler karşılaştırılmış ve sonuçların uygunluğu tespit edilmiştir.

2. Malzeme ve Metot

2.1 Malzeme Akış Eğrisinin Tespiti

Akış eğrileri ait oldukları malzemelerin mekanik özellikleri hakkında en çok bilgiyi içeren grafiklerdir. Literatürde bulunan araştırmalara göre akış eğrilerinin tespit edilmesindeki en doğru ve etkin yol malzemeye basma testi uygulamaktır. 27MnSiVS6 malzemesinin 20° C’de 0.001 1/s, 0.01 1/s genleme hızlarında akış eğrileri çıkarılmış ve sonlu elemanlar yazılımına adaptasyonu gerçekleştirilmiştir. Her bir genleme hızı için Şekil 1’de gösterilen silindirik ve etrafı parafin kaplı sürtünmesiz basma numunesinden 3’er tane hazırlanarak testler gerçekleştirilmiştir.

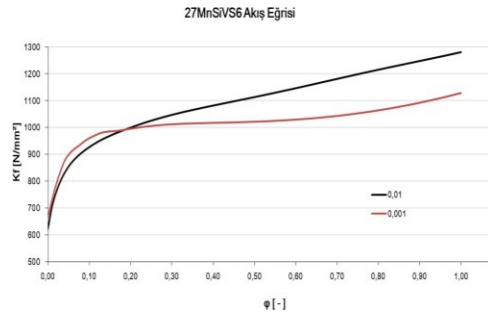


Şekil 1. Test Numuneleri.

Daha sonra deneylerin ortalama sonuçları alınarak, malzemelerin akma noktaları tespit edilmiş ve Şekil 2'deki akış eğrileri çıkarılmıştır.

Malzemenin İç Yapısı ve Kimyasal Kompozisyonu

27MnSiVS6 mikro-alışımli çeliğinin kimyasal kompozisyonu Tablo 1'de verilmiştir. Tablo 1. 27MnSiVS6 Çeliğinin Kimyasal Kompozisyonu Malzeme içyapısı mikroskop altında incelendiğinde ince taneli ferrit ve perlit fazlarından oluştuğu Şekil 3'te gösterilmiştir.



Şekil 2. Akış Eğrisi.

2.2 Ürün İstasyon ve Kalıp Tasarımları

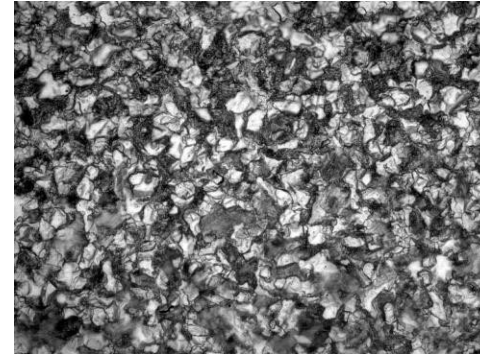
Şekil 4'te gösterilen ürün istasyon ve kalıp tasarımları soğuk şekillendirme alanında uzun yıllar boyunca yapılmış çalışmalardan elde edilen bilgi birikiminden, literatür araştırmalarından ve günümüz teknolojilerinden yararlanılarak tasarlanmıştır. Şekil 4'te gösterilen rot mili parçasının istasyon tasarımı; kafa şişirme, redüksiyon ve sivrilme basamaklarından oluşmaktadır.

Mikro-alışımli çeliklerde soğuk dövme esnasında malzeme içyapısında oluşan deformasyon

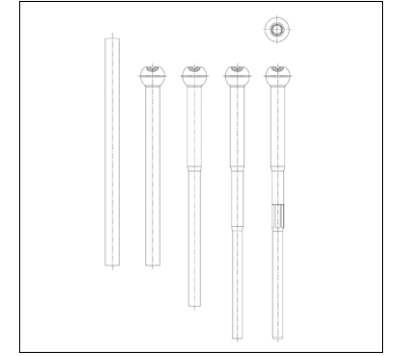
Tablo 1. 27MnSiVS6 Çeliğinin Kimyasal Kompozisyonu.

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	Al	Ti
0,2703	0,5722	1,4306	0,0133	0,0188	0,1286	0,0149	0,0147	0,0022	0,0163
Mo	V	Sn	N	Nb	As	Pb	Co	Ca	W
0,0054	0,886	0,0012	0,0167	0,0016	0,0028	0,0033	0,0023	0,0002	0,0000

sertleşmesi, konvansiyonel çeliklere göre daha fazla olmaktadır. Kafa formunu oluşturmak için kafa hazırlık formu veya formlarının ilk aşamalarda dövülmesi malzemenin sertleşmesine neden olacak, buda kendisinden sonraki istasyonlarda bulunan kalıpların sarfiyatını arttıracaktır. Bu nedenle kafa formu tek seferde dövülerek oluşturulmalıdır. Bu işlem burkulma gibi

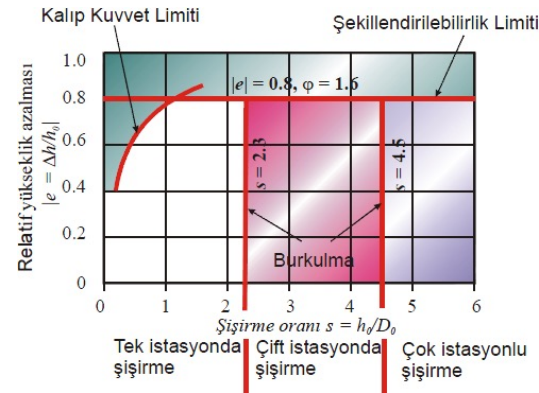


Şekil 3. 27MnSiVS6 Malzemesinin Mikro Yapısı (50X).



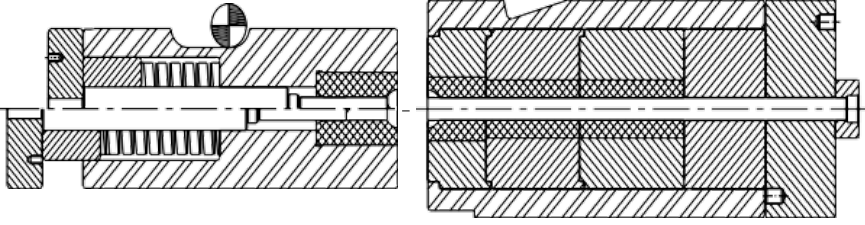
Şekil 4. İstasyon Tasarımı.

sorunları da yanında getirmektedir. Şekil 5'te dövülecek tel malzemenin çapı ile yüksekliği arasındaki oransal ilişkinin, o malzemenin dövülebilirliğine etkisi gösterilmektedir [1].



Şekil 5. Çap ile Yükseklik Arasındaki Oransal İlişkinin Malzemenin Dövülebilirliğine Etkisi[1].

Genellikle, soğuk dövme endüstrisinde kullanılan malzemeler ile yapılan soğuk şekillendirme işleminde kafa dövme oranı kırmızı bölgede kalan parçalarda kafa hazırlık formu oluşturularak işlem birden çok istasyona yayılır. Ancak özel olarak tasarlanmış yaylı bir kalıp tasarımı ile rot mili parçasında kafa dövme oranı kırmızı bölgede olmasına rağmen tek istasyonda oluşturulmuştur (Şekil 6).



Şekil 6. Birinci İstasyon Kalıp Tasarımı.

2.3 Sayısal Benzetim Yöntemi ile Kritik Dövme Parametrelerinin Tespiti

Soğuk dövme tasarım süreçlerinin belirlenmesinde sayısal benzetim yöntemlerinin kullanılması, ürünün müşteriye gönderilmesi sırasında meydana gelebilecek risklerin belirlenebilmesine ve soğuk dövme preslerinde yapılacak deneme yanılma yöntemlerinin önüne geçerek oluşabilecek tasarımsal hataların dizayn aşamasında tespit edilmesine olanak sağlamaktadır [2]. Bilgisayar Destekli Sayısal Benzetimlerde, 27MnSiVS6 malzemesinden elde edilen akış eğrileri kullanılmıştır. 297 mm uzunluğundaki rot milinin tasarım süreçlerinin belirlenmesi sırasında tespit edilen kritik parametreler; malzeme akışı, gerekli pres dövme kuvvetinin tespiti, sertlik tahmini ve kalıp analizi olarak sıralanabilir.

Malzeme Akışı

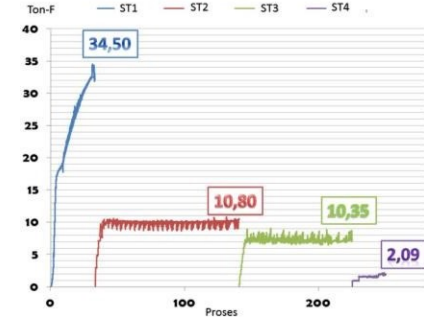
297 mm uzunluğundaki rot milinin, istasyonlarda dövme sonucunda olası kusurları incelemek amacı ile analiz çalışmaları yapılmıştır. Yapılan üretim benzetimleri sonucunda dövme kaynaklı herhangi bir malzeme akış kusuru tespit edilmemiştir. Üretim benzetimi sonucunda istasyonlara göre elde edilen efektif plastik birim şekil değiştirme dağılımları Şekil 7'de verilmiştir.

Pres Dövme Kuvvetinin Tespiti

Soğuk şekillendirme ile üretilen ürünlerin dövme kuvvetlerinin tespiti, bu ürünlerin üretilmesi esnasında kullanılacak soğuk dövme presinin seçimi açısından çok önemlidir. Yanlış pres

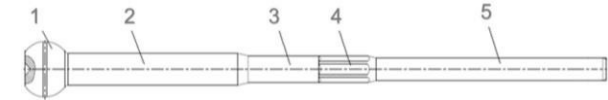


Şekil 7. İstasyonlara Göre Efektif Plastik Birim Şekil Değiştirme Dağılımı.



Şekil 8. İstasyonlara Göre Dövme Yük Dağılımı.

seçimi, kimi zaman soğuk dövme presinin bakım periyodunu kısaltmakta kimi zaman ise pres üzerinde geri dönüşü olmayan hasarlara neden olmaktadır. Dövme yükü; ürünün geometrik şekline, hammaddenin kesme yüzey kalitesine sürtünme katsayısına, hammaddenin yüzey koşullarına, son ürünün toleranslarına, kullanılan hammaddenin çapına bağlıdır. Ürünün sayısal benzetimi sonucunda elde edilen dövme yük grafiği Şekil 9'da gösterilmiştir.



Şekil 9. Kritik Sertlik Kesitleri.

Prosesin genelinde ihtiyaç duyulan toplam yükü 57,74 ton olarak hesaplanmış ve tespit edilen dövme yüklerine göre uygun soğuk dövme presi seçilmiştir.

Sertlik Tahmini

Otomotiv için üretilen ve emniyet parçası olarak tanımlanan rot millilerinde son ürün sertlik değerleri ürünün dayanımı bakımından büyük önem teşkil etmektedir. Soğuk dövme sürecinde artık gerilmeler oluşmakta ve dövülen ürünlerde pekleşme artmaktadır. Sayısal benzetim yöntemi ile soğuk dövme ile üretilen ürünlere sertlik tahminleri yapılabilmektedir. Soğuk dövme sonrası son ürünlerin sertlik değerlerini tahmini ile ilgili birçok teori bulunmaktadır. Bu proje kapsamında, Tabor ve Tekkaya'nın geliştirmiş olduğu teoriler ile son ürün üzerinde oluşan artık gerilme değerlerine göre sertlik tahminleri yapılmış ve soğuk dövme ile elde edilen ürünlerin sertlik dağılımı ile karşılaştırılmıştır [3]. Yapılan sayısal simülasyon çalışmaları doğrultusunda ürünün üzerinde sertlik değerleri bakımından 5 kritik nokta tespit edilmiştir. Kritik noktaları gösteren teknik resim Şekil 9'da gösterilmiştir.

Tabor ve Tekkaya yöntemlerine göre yapılan sertlik tahminleri aynı kesit içerisindeki aynı noktalar için sırasıyla Tablo 2'de verilmiştir.

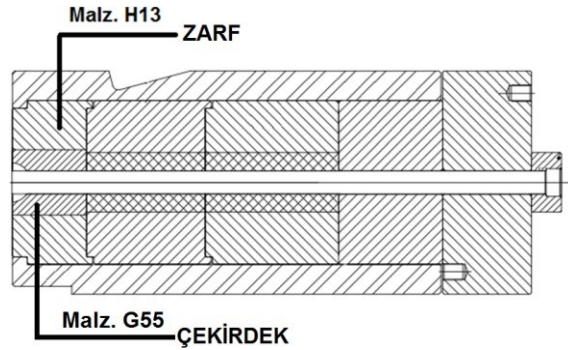
Kalıp Analizi

Yapılan çalışmalar ve elde edilen bulgular sonucunda Şekil 10'da verilen birinci İstasyon sabit kalıbı bu üretim süreci için yorulma ömrü bakımında kritik kalıp olarak belirlenmiştir. Yapılan tasarımlarda çekirdek malzemesi olarak G55(WC-27Co) ve zarf malzemesi olarak da H13 (DIN1.2344) malzemesi kullanılmıştır.

Tablo 2. Sertlik Tahminleri.

Ölçüm Noktaları	Sertlik Değerleri(HRC)				
	Kesit 1	Kesit 2	Kesit 3	Kesit 4	Kesit 5
Tabor&Tekkaya Sertlik Tahminleri	35-40	26-32	30-35	30-35	35-40

Soğuk dövme esnasında meydana gelebilecek muhtemel sorunları tespit etmek amacıyla sonlu eleman analizleri gerçekleştirilmiştir. Yorulma ömür tahminleri için Morrow denklemi [4] kullanılmıştır.



Şekil 10. Birinci İstasyon Sabit Kalıbının Teknik Resmi.

Ayrıntılı olarak incelenen 1. istasyon kalıpları için yapılan sonlu elemanlar analizlerinde sabit tarafta bulunan çekirdek ve zarf malzemesi elastik, diğer kalıplar rijit ve iş parçası plastik olarak modellenmiştir. Çekirdek ile kovan arasında % 0.5'lik sıkı geçme işlemi yapılmıştır. Soğuk dövme ile bağlantı elemanı üretimi sırasında kullanılan çekirdek ve zarf bileşenleri mekanik çakma veya ısıtma/soğutma yoluyla dövme işleminden önce birbirlerine sıkı geçirilirler. Sıkı geçme ile amaçlanan en içteki çemberde basma yönünde gerilme oluşturarak soğuk dövme işleminde çekirdek üzerine etkiyen kuvvetler nedeniyle oluşacak gerilme genliğini minimize etmek ve böylece soğuk dövme kalıplarının yorulma dayanımını artırmaktır. Sıkı geçme işleminin sonucunda oluşan ve dövme işlemi sırasında oluşan minimum asal gerilme değerleri Şekil 11'de verilmiştir.

Yapılan sonlu elemanlar analizleri sonucunda elde edilen verilerin Marrow denkleminde gir-



Şekil 11. Kalıplarda oluşan Minimum Asal Gerilmeler.

di oluşmasının ardından G55 malzemesinden üretilen çekirdek kalıbının ömrü 37654-62758 çevrim aralığında olacağı tespit edilmiştir. Şekil 12'de "kırılma beklenen bölge"ye ait gerilme akışı verilmiştir.

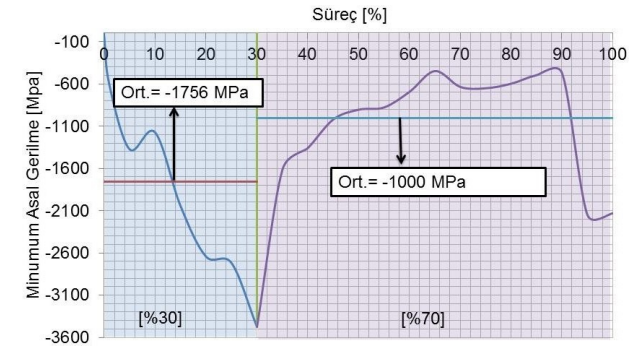
2.3 Kalıp Üretimleri

Yapılan sonlu elemanlar analiz çalışmalarına göre, kalıp içerisinde yüksek gerilmelere maruz kalan kritik bölgeler tespit edilmiş ve kalıp geometrileri optimize edilmiştir. Revize edilen

kalıp geometrilerinin detaylı teknik resimleri üretilmek üzere çizilmiştir. Kalıp üretimi çok dikkat edilmesi gereken bir aşama olmakla birlikte, bu süreçte meydana gelebilecek mikro ölçekli imalat kusurları kalıp ömürlerini kısaltmakta ve son ürünlerin yüzey kaliteleri üzerinde istenmeyen etkilere neden olmaktadır. Kalıp ömrüne etki eden diğer başlıca etkenler aşağıda sıralanmıştır [5];

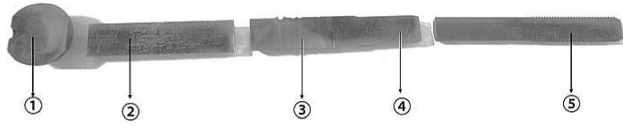
- İş parçası ve kalıp malzeme cinsi,
- Kalıp geometrisi ve tasarımı,
- Kaplama.

Kalıp iç yüzeyleri ile iş parçası arasındaki sürtünme katsayısı, malzeme akışını ve yüzeylerde oluşacak gerilmeleri direkt olarak etkilemektedir. Kalıp iç yüzeylerine kaplama uygulama, iş parçası ile kalıp arasındaki sürtünme katsayısını azaltacak en verimli ve işe yarar yollardan biridir. Genel olarak soğuk şekillendirme proseslerinde kullanılan kalıplar G serisi olarak bilinen ve içerisinde volfram ve karbür (WC-27Co) ihtiva eden elmas malzemelerden üretilir. Bu malzeme türü için en yaygın kullanıma sahip kaplama türü ise titanyum nitridür (TiN).



Şekil 12. "Kırılma Beklenen Bölge"ye Ait Gerilme Akışı.

Kullanılan kalıplar içerisinde kritik öneme sahip bazı kalıplar sürtünme katsayısını azaltmak ve oluşabilecek yüksek gerilmelerden kaçınmak için TiN kaplanmıştır.



Şekil 13. Sertlik ölçümlerinin yapıldığı bölgeler.

3. Sonuçlar ve Tartışma

Tasarımlar ışığında gerçekleştirilen 100000 adetlik deneme üretiminde üretilen rot millerine çekme ve sertlik testleri yapılmıştır. Kritik kalıp olarak öngörülen 1. İstasyon sabit kalıp yorulma ömrü takip edilmiştir. ISO 898-1 standardına ve müşteri taleplerine göre üzerinde çalışılan 8.8 kalite sınıfındaki rot mili parçasının kopma gerilmesi değeri tüm bölgede minimum 850 MPa, sertlik değerlerinin ise parça dış yüzeyinden çekirdeğe kadar tüm bölgede minimum 23 HRC olması gerektiği belirlenmiştir. Bu gerekliliklerin doğrulanması için üretilen final parçası Şekil 13'te görüldüğü gibi kesilmiş ve birçok noktadan sertlik ölçümleri yapılmıştır. Elde edilen sertlik değerleri DIN 51501 'Conversion of hardness values' göre gerilme değerlerine çevrilmiştir (Tablo 3) [6].

Sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak yapılan sertlik tahminleri ile deneysel sonuçların karşılaştırılması Tablo 3'de gösterilmektedir. Üretilen rot mili numunesine Zwick çekme test cihazında standartlara uygun şekilde çekme testi uygulanmış ve dış kısmında oluşan kopma sonucunda 1067 MPa kopma gerilmesi değeri ölçülmüştür. Şekil 14'de çekme testinde kopan test numunesi görülmektedir. 100000 adetlik deneme üretiminde 67000 adet çevrim sonunda kritik kalıp olarak öngörülen ve sonlu elemanlar analizleri ile 37654-62758 çevrim aralığında yorulma dayanımına sahip olacağı tahmin edilen 1. İstasyon sabit kalıbı kırılmıştır. Yerine takılan kalıp ile üretim kalıpta herhangi bir hasar olmaksızın tamamlanmıştır. Dolayısı ile sonlu elemanlar analizlerinden elde edilen kalıp ömürlerinin tespit edilen gerçek kalıp ömürleri ile benzeştiği görülmüştür. Çalışma sonucunda 297 mm uzunluğa sahip rot mili mikro alaşımlı malzeme kullanılarak ısıtılma işlemine gerek duyulmadan ve doğru tasarımlar ile kabul edilebilir ka-

Tablo 3. Sertlik Tahminlerinin Deneysel Sonuçlar İle Karşılaştırılması.

Ölçüm Noktaları	Sertlik Değerleri(HRC)				
	Kesit 1	Kesit 2	Kesit 3	Kesit 4	Kesit 5
Tabor&Tekkaya Sertlik Tahminleri	35-40	26-32	30-35	30-35	35-40
Deneysel Sonuçlar	34,1	24,9	30,3	31,6	33,1
Çevrilen Gerilme Değerleri (MPa)	1080	850	977	1012	1055



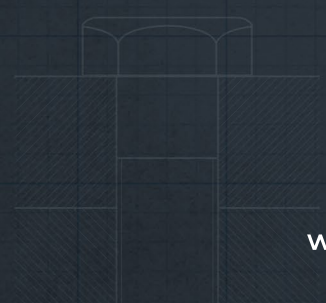
Şekil 14. Çekme testi yapılmış rot mili.

lıp sarfıyatı ile üretilebileceği gösterilmiştir. Isıl işlem maliyetleri ve ısıtılmanın özellikle uzun parçalarda oluşturacağı vergi gibi problemleri ile karşılaşma riskleri

ortadan kaldırılmıştır. Sonlu elemanlar analizleri ile gerçekleştirilen üretim simülasyonlarının endüstriyel anlamda sıklıkla kullanılmayan sertlik tahmini ve kalıp ömür tahminlerinde de gerçek sonuçlarla benzeştiği gösterilmiştir. Bu çalışma kapsamında Tabor sertlik tahmini yönteminin Tekkaya yönteminden gerçek sonuçlara göre daha yakın sonuçlar verdiği görülmüştür. Ancak, sayısal simülasyonda kullanılan sürtünme model ve değerleri ile malzeme verileri ve sayısal girdilerdeki bir takım öngörülemez hatalar nedeni ile bu çalışma kapsamında böyle bir karşılaştırmanın yapılması uygun değildir. Bununla birlikte her iki modelinde sertlik değişimlerini tahmin edebildiği ve son ürünün sertlik dağılımları hakkında gerçeğe yakın fikirler verebildiği söylenebilir.

Kaynaklar

- [1] Önder, C., 'Analysis of Bolt Production by Metal Forming' 2004 P.133
- [2] Önder, C.ve Aygen, M. 'Bağlantı Elemanlarının Soğuk Dövme İle Üretilmesinde Sonlu Elaman Analiz Uygulama Örnekleri' Mühendis ve Makine Cilt 47 Sayı:562 18-23
- [3] Erbil, E., İnce. U., "Sayısal Benzetim Yöntemiyle Soğuk Dövme Uygulamaları" Mühendis ve Makine Cilt 51 Sayı:611 9-22
- [4] Saroosh M.A., Lee H.-C., Im Y.-T., Cohoi S.-W., Lee D.-L.2007 'High Cycle Fatigue Life Prediction of Col Forging Tools Based On Workpiece MATERIAL Property,' Saroosh et. al. Journal of Materials Processing, 191,178- 181.
- [5] Aygen, M., "Die Stress and Friction Behaviour Analysis In Bolt Forming" 2006 P.14
- [6] Ulrich U., Stephan H., Jochen K. 'Micro-alloyed steels for non heat treated ball studs and pins', International Conference on Steels in Cars and Trucks, Wiesbaden, 5. - 10. Juni 2005, p. 374/83



NORM FASTENERS

www.normfasteners.com