



Failure analysis of cardan shaft's flange yoke fracture occurred during torsional fatigue test

Onur Akkaş^{1*}, Efe Işık¹, Osman Çulha²

¹Tirsan Kardan R&D Center, Manisa, 45104, Türkiye

²Department of Metallurgy and Materials Engineering, Faculty of Engineering, Manisa Celal Bayar University, Manisa, 45030, Türkiye

Highlights:

- Amount of MnS inclusions affect fatigue strength.
- Fatigue failure was examined with secondary cracks located in subsurface.
- Micro cracks occur because of plastic deformation between MnS inclusion and metal matrix.

Keywords:

- Driveshaft
- Torsional fatigue
- Material characterization
- Failure analysis
- Inclusion

Article Info:

Research Article

Received: 29.07.2021

Accepted: 23.04.2022

DOI:

10.17341/gazimmfd.976035

Acknowledgement:

The authors thank the Tirsan Kardan R&D Center and Test Center for their support and opportunities in the realization of this study.

Correspondence:

Author: Onur Akkaş

e-mail:

o.akkas@tirsankardan.com.tr

phone: +90 554 734 4859

Graphical/Tabular Abstract

The analysis and characterization of the failure that occurred during the torsional fatigue test of the flange yoke unit part of the cardan shaft used in heavy commercial vehicles were carried out. In order to determine the root cause of the failure according to the production, structure, property and performance relationship in materials science, chemical analysis of the steel raw material used in the production of flange yoke, hardness measurement, grain size analysis, decarburization measurement, inclusion analysis and raw material characterization by scanning electron microscopy (SEM) were carried out. The most important point of failure analysis with doing SEM and EDS was shown in Figure A. MnS inclusion is defined clearly in Area-1.

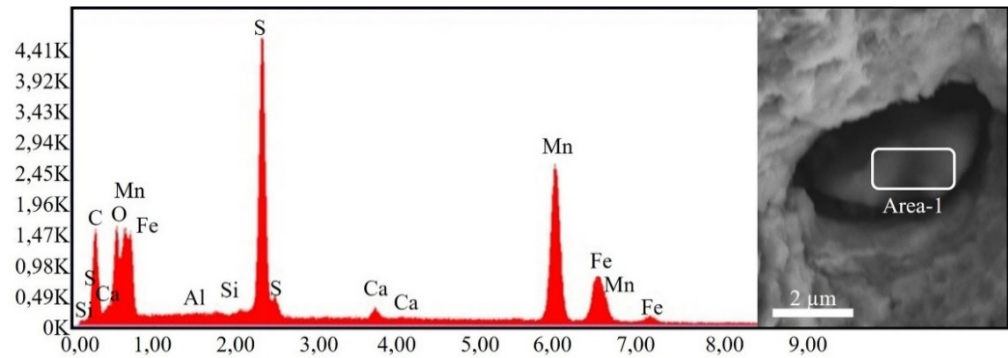


Figure A. SEM and EDS analysis of flange yoke subsurface zone

Purpose:

The purpose of this study is to perform failure analysis of a cardan shaft's flange yoke which occurred during bi-directional torsional fatigue test.

Theory and Methods:

In order to find the root cause of the failure, starting from the raw material to the tested end product, flange yoke, chemical analysis, hardness measurement, decarburization analysis, grain size measurement, phase analysis, inclusion analysis, SEM and EDX analysis were performed, respectively.

Results:

After all investigations, the root cause of the sub-surface crack which damaged cardan shaft's flange yoke during bi-directional torsional fatigue test was characterized as MnS inclusions. Similar inclusions were also detected and verified by SEM and EDX analysis during raw materials analysis. As a result of the characterization of the flange yoke unit part, it was determined that the MnS ratio was 2-4 µm x 898-1.181 µm according to the ASTM E45 standard, at the same level as the raw material and equivalent to the A-type value of 3.0-3.5. It was determined that MnS inclusion formations in the subsurface region formed crack propagation zones.

Conclusion:

It is concluded that the fatigue strength of the flange yoke was affected by the sub-surface cracks which were caused by MnS inclusion transferred from the raw material.



Torsiyonel yorulma testi sırasında kırılan kardan miline ait çatallı flanş parçasının hasar analizi

Onur Akkaş^{1*}, Efe Işık¹, Osman Çulha²

¹Tirsan Kardan ARGE Merkezi, Manisa, 45104, Türkiye

²Manisa Celal Bayar Üniversitesi, Metalurji ve Malzeme Mühendisliği Bölümü, Manisa, 45030, Türkiye

ÖNEÇIKANLAR

- MnS inklüzyonların yoğunluğu yorulma dayanımını etkilemektedir
- Yorulma hasarı yüzey altında mevcut olan ikincil çatlaklar yardımıyla incelenmiştir
- MnS inklüzyon ile metal matris arasında plastik şekil verme neticesinde mikro çatlaklar oluşmaktadır

Makale Bilgileri

Araştırma Makalesi

Geliş: 29.07.2021

Kabul: 23.04.2022

DOI:

10.17341/gazimmfd.976035

Anahtar Kelimeler:

Kardan mili,
torsiyonel yorulma,
malzeme karakterizasyonu,
hasar analizi,
inklüzyon

ÖZ

Bu çalışmada, ağır ticari araçlarda kullanılan kardan miline ait çatallı flanş birim parçasının torsiyonel yorulma testi sırasında meydana gelen hasarın analizi ve karakterizasyonu gerçekleştirilmiştir. Malzeme bilimindeki üretim-yapı-özellik ve performans ilişkisine göre hasarın kök nedeninin tespit edilmesi amacıyla çatallı flanş üretiminde kullanılan yuvarlak çelik hammaddenin kimyasal analizi, sertlik ölçümü, tane boyutu analizi, dekarbürizasyon ölçümü, inklüzyon analizi ve taramalı elektron mikroskobu yardımı ile mikroyapı incelemeleri ile hammadde karakterizasyonu tamamlanmıştır. İlave olarak, çatallı flanş birim parçasının tasarımının doğrulanmasında sonlu elemanlar analizi kullanılarak söz konusu çalışma desteklenmiştir. Yapılan çalışmalar neticesinde, çelik hammaddeden elde edilen değerler 41Cr4 ıslah TS EN ISO 683-2 standardına göre uygun olduğu tespit edilmesine rağmen SEM incelemesi ve EDS analizlerinde mikroyapıda uzamış MnS inklüzyonları ve metal matris ile MnS inklüzyonlarının ara yüzeylerinde çatlak tespit edilmiştir. Aynı kapsamda yapılan çatallı flanş birim parça karakterizasyonu sonucunda da MnS oranının hammadde ile aynı seviyede ASTM E45 standardına göre 2-4 µm x 898-1.181 µm değerlerinde olduğu ve A tipi 3,0-3,5 değerine eşdeğer olduğu belirlenmiştir. Yüzey altı bölge MnS inklüzyon oluşumlarının çatlak ilerleme bölgeleri oluşturduğu tespit edilmiştir.

Failure analysis of cardan shaft's flange yoke fracture occurred during torsional fatigue test

HIGHLIGHTS

- Amount of MnS inclusions affect fatigue strength
- Fatigue failure was examined with secondary cracks located in subsurface
- Micro cracks occur because of plastic deformation between MnS inclusion and metal matrix

Article Info

Research Article

Received: 29.07.2021

Accepted: 23.04.2022

DOI:

10.17341/gazimmfd.976035

Keywords:

Cardan shaft,
torsional fatigue,
material characterization,
failure analysis,
inclusion

ABSTRACT

In this study, the analysis and characterization of the failure that occurred during the torsional fatigue test of the flange yoke unit part of the cardan shaft used in heavy commercial vehicles were carried out. In order to determine the root cause of the failure according to the production, structure, property and performance relationship in materials science, chemical analysis of the steel raw material used in the production of flange yoke, hardness measurement, grain size analysis, decarburization measurement, inclusion analysis and raw material characterization by scanning electron microscopy (SEM) were carried out. As a result of the studies, it was determined that the values obtained for 41Cr4 steel raw material were conformant according to the TS EN ISO 683-2 standard, but in the SEM examination and EDS analysis, elongated MnS inclusions in the microstructure and cracks were detected at the interface of the metal matrix and MnS inclusions. In this context, as a result of the characterization of the flange yoke unit part, it was determined that the MnS ratio was 2-4 µm x 898-1.181 µm according to the ASTM E45 standard, at the same level as the raw material and equivalent to the A-type value of 3.0-3.5. It was determined that MnS inclusion formations in the subsurface region formed crack propagation zones.

*Sorumlu Yazar/Yazarlar / Corresponding Author/Authors : *o.akkas@tirsankardan.com.tr, e.isik@tirsankardan.com.tr, osman.culha@cbu.edu.tr / Tel: +90 554 734 4859

1. Giriş (Introduction)

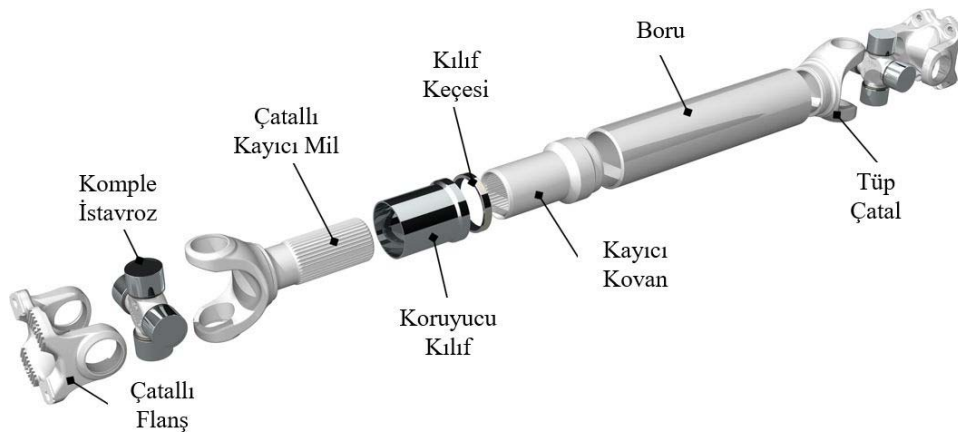
Kardan mili, motorda üretilen gücün ve devininin transmisyon yardımı ile arka diferansiyel ve tekerlere iletilmesini sağlayan; zeminden ve araç yerleşiminden gelen açısız ve boyutsal değişkenlikleri karşılayan bir güç aktarma organıdır. Kardan millerinin aynı zamanda aşağıda ifade edilen tork, devir, açı ve boy değişimi gibi ihtiyaçları karşılaması gerekmektedir [1]:

- **Tork:** Herhangi bir uygulamada kardan milinin öncelikli kullanım amacı, belirli bir açıda konumlanan güç kaynağı ile tahrik elemanı arasındaki tork aktarımını sağlamaktır.
- **Devir:** Kardan mili, kullanıldığı yere göre belirli bir hız aralığındaki devir isteklerini karşılamalıdır.
- **Açı:** İstavroz mafsalları kardan milinin sabit veya değişen açı isteklerini karşılamalıdır.
- **Boy Değişimi:** Kardan mili yerleşimi ve yerleşim açına göre istavroz mafsali arasında kalan eksenel hareketi kardan mili kayıcı takım elemanları karşılamalıdır [1].

Araç üreticileri prototip halindeki araçları, parkur özellikleri matematiksel olarak kurgulanmış, servis ömrü boyunca öngörülen çalışma süresine eşdeğer ve hızlandırılmış yol testlerine tabi tutarlar [2, 3]. Bu testler sırasında, kardan milinin servis ömrü süresince karşılaşılabileceği tüm senaryoların tespiti amacıyla araç üzerinden veri toplanmaktadır. Toplanan bu veriler ile kardan milleri, mevcut tasarımın doğrulanması ve potansiyel hasarların önceden tespiti amacıyla hızlandırılmış torsiyonel yorulma testine tabi tutulmaktadır [4]. Yorulma testi, kardan milinin servis ömrüne etki eden ve çalışması sırasında potansiyel hasar noktalarını tespit eden en kritik yapısal testlerden biridir. Yorulma testi sonrasında ise meydana gelen kırılmanın kök neden analizi ile potansiyel olarak yorulma kaynaklı hasarın %80-90 oranında engellenebileceği öngörülmektedir [5]. Bu çalışmada kullanılan kardan millinin şematik görüntüsü ve alt parçalarının tanımlamaları Şekil 1’de verilmiştir.

Yorulma hasarı sebebiyle meydana gelen kırılmalarla ilgili literatürde çeşitli araştırma çalışmaları mevcuttur. Das vd. yayınladıkları çalışmada, jeneratör dişlisinin hasar analizini gerçekleştirmişlerdir. İnceleme sonrasında, stres konsantrasyonun fazla olduğu parçanın yüzey bölgesinde, yorulma çatlağının oluştuğu ve düzensiz dağılım gösteren sülfür inklüzyonları sebebiyle de ilerlediği tespit edilmiştir [6]. Lai vd. yüksek karbonlu 100CrMnMoSi8 çeliğini ve orta karbonlu 50CrMo4 çeliğini farklı sertlik ve yüzey durumuna göre dinamik burulma yorulma testlerine tabi tutmuşlardır. Yüksek karbonlu çeliklerde yorulma testlerinde meydana gelen hasarın, yüzey

altındaki metalik olmayan inklüzyonlar sebebiyle başladığını tespit etmişlerdir [7]. Sandip vd. kireç ocağında kullanılan dişli kutusu giriş mili hasarını incelemişlerdir. Çatlağın kama kanalı pah çevresi boyunca ilerlediği ve mil kesiti kritik limitin altına düştüğünde kırıldığı tespit etmişlerdir. SAE 8620 kalite ve %0,035 S içeren uygun olmayan çelik kullanıldığı tespit edilmiş ve bu kırılmanın MS inklüzyonlarının nedeniyle ilerlediği görülmüştür [8]. Bayrakçeken vd. kardan mili istavroz mafsallının hasar analizini gerçekleştirmişlerdir. Hasarı tespit etmek amacıyla kimyasal analizler, metalografik analizler ve sertlik ölçümleri yapılmış; ilave olarak sonlu elemanlar analizi ile stres noktaları belirlenmiştir. İncelemeler sonucunda, hasarın yorulma kaynaklı olduğu ve ısıl işlem problemi sebebiyle en yüksek stres yoğunluğuna sahip bölgede oluştuğu tespit edilmiştir [10]. Bayrakçeken vd. krank millerinin iki farklı hasar durumunu analiz etmişlerdir. Kök neden tespiti kapsamında karakterizasyon çalışmaları ile fraktografik analizler gerçekleştirmişlerdir. Bu çalışma sonucunda, krank milleri arasında minor tasarım farklılıkları olmasına rağmen, her iki hasarın da yorulma mekanizması sonucu ile gerçekleştiğini tespit etmişlerdir [11]. Bayrakçeken yaptığı çalışmada, diferansiyel pinyon şaftının hasar analizini gerçekleştirmiştir. Bu amaçla, ilk olarak malzemenin mekanik özelliklerini tespit etmiş, daha sonra mikroyapı ve kimyasal özelliklerini incelemiştir. Fraktografik incelemeler sonucunda, hasarın yorulma kırılması olduğu sonucuna varılmıştır [12]. Asi yaptığı çalışmada, otomobilde meydana gelen bir kazanın kök neden analizini gerçekleştirmiştir. Bu amaçla görsel muayene, detaylı fotoğraf dokümantasyonu, kimyasal analiz, mikro-setlik ölçümü, çekme testi, metalografik analiz ve SEM-EDS analizi gerçekleştirmiştir. Hasar analizi sonucunda hasarın, uygun olmayan kaynak prosesi sebebiyle burulma yorulması kaynaklı olduğunu tespit etmiştir [13]. Kresinsky vd. gerçekleştirdikleri çalışmada torsiyonel burulma test cihazında üç farklı malzemeden (C45+N, 42CrMo4+QT, 16MnCr5+Case Hardened) üretilen numunelerin testini gerçekleştirmiştir. Aynı tasarıma sahip farklı malzemelerin testi sonrasında normalizasyon işlemi görmüş C45 kalite malzeme kullanılan şaftın kama kanalında kırılma gözlenirken, ıslahlı 42CrMo4 ve sementasyonlu 16MnCr5 kalite şaftlarda ise malzeme içerisinde oluşan mikro çatlaklar sebebiyle hasar meydana gelmiştir [14]. Roy vd. gerçekleştirdikleri çalışmada, pompa milinin burulma yorulması sonucunda meydana gelen erken kırılma olayını incelemişlerdir. Martenzit mikroyapısına sahip çelik ve ısıl işlem şartları iyileştirilmiş eşdeğer tasarıma sahip malzeme optik mikroskop ve SEM-EDS analizleri yardımı ile karakterize edilmiştir. Bu çalışmalar sonucunda, ısıl işlem şartları iyileştirilen malzemede yorulma dayanımının arttırıldığı tespit edilmiştir [15]. Bu çalışmada, ağır ticari araçların kardan miline ait çatalı flanş parçasının torsiyonel



Şekil 1. Ağır ticari araçlardan kullanılan kardan mili [9] (Heavy vehicle's driveshaft)

yorulma testi esnasında kırılmasının ardından meydana gelen hasarın sonlu elemanlar metodundan da yararlanılarak analizi ve laboratuvar ölçekli karakterizasyon çalışmaları gerçekleştirilmiş ve sonuçlar yapı-özellik-işlem-performans ilişkisine dayanarak yorumlanmıştır.

2. Sonlu Elemanlar Analizi (Finite Element Analysis)

Torsiyonel yorulma testinde hasarlanan çatalı flanş birim parçasının lif akışı, çentik duyarlılığı ve geometrik özellikleri sonlu elemanlar analizi yardımıyla doğrulanmıştır. Bu işlem Altair HyperMesh programı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. İlk olarak kardan milinin katı modeli Catia V5 2014 programı kullanılarak oluşturulmuştur. Daha sonra tanımlanan sınır koşullarına göre sonlu elemanlar analizi gerçekleştirilmiştir. Sonlu elemanlar modelinde sınır koşulları gerçek test koşullarına uygun bir benzetimle oluşturulmuştur [33]. Buna göre kardan mili bir bağlantı noktasından sabitlenmektedir. Diğer bağlantı noktasından da moment uygulanmaktadır. Moment uygulanan noktada, test cihazındaki bağlantıya benzer şekilde, moment uygulama doğrultusundaki dönme ve öteleme serbestlikleri tanımlanmaktadır. Diğer doğrultulardaki dönme ve öteleme serbestlikleri ise engellenmektedir [16]. CATIA V5 2014 programı kullanılarak oluşturulan kardan miline ait katı model görüntüsüne Şekil 2’de yer verilmiştir.

Sonlu elemanlar analizleri doğrultusunda hesaplanan en yüksek gerilme değeri A noktasında 280 MPa’dır ve şekil 3’te gösterilmiştir. Özbakış ve arkadaşlarının yaptığı çalışmada 41Cr4 malzemeden imal edilmiş çatalı flanş parçasından alınan numune üzerinde çekme testi gerçekleştirilmiştir. Çekme testi sonucunda akma dayanımının 647

MPa, çekme dayanımının ise 846 MPa olduğu görülmüştür [17]. Sonuç olarak sonlu elemanlar analiziyle elde edilen A noktasındaki en yüksek gerilme değeri (280 MPa), nihai çatalı flanş numune alınarak gerçekleştirilen çekme testi sonrası elde edilen akma gerilmesi değerinin (647 MPa) yaklaşık %40’ına karşılık gelmektedir. Bu durumda tasarım, malzeme ve performans ilişkisine göre uygun geometrinin kullanıldığı öngörülmektedir.

3. Deneysel Çalışmalar (Experimental Procedure)

3.1. Malzeme ve Metot (Materials and Method)

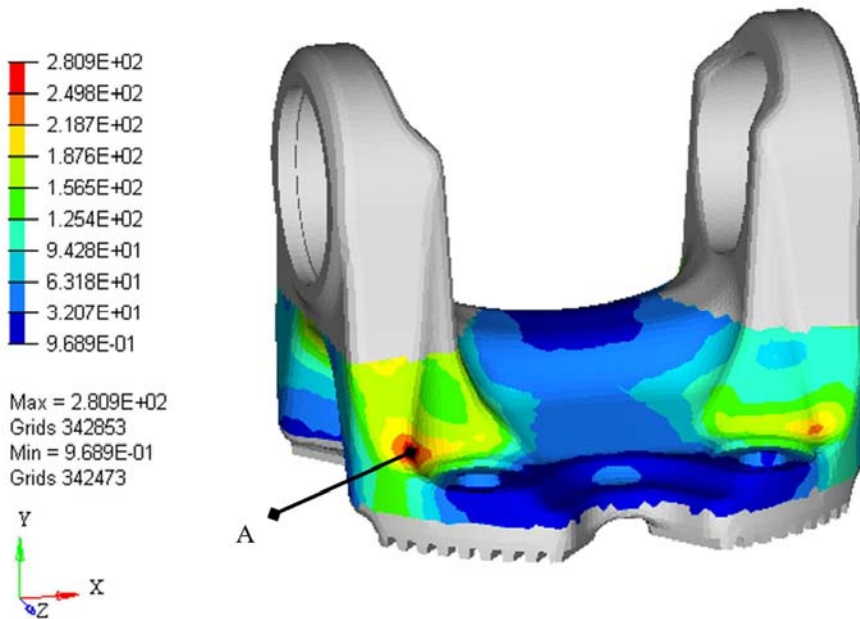
Bu çalışmada kullanılan kardan mili çatalı flanş birim parçası sıcak haddelenmiş yuvarlak 41Cr4 kalite ıslah çeliği kullanılarak sıcak dövme yöntemi ile şekillendirilmiştir. Tablo 1’de kimyasal kompozisyonu verilen 41Cr4 çelik çubuk, Ø75 mm x 200-215 mm uzunluğunda kesildikten sonra $1.100 \pm 100^\circ\text{C}$ aralığında ön ısıtmaya tabi tutulmuş ve 2.000 ton kapasiteli hidrolik pres kullanılarak sıcak dövülmüştür. Parça, teknik spesifikasyonda belirtilen mekanik özelliklerin elde edilmesi amacıyla ıslah işlemine tabi tutulmuştur (Tablo 2).

3.2. Torsiyonel Yorulma Testi (Torsional Fatigue Test)

Yorulma testlerinde kardan milleri ve çatalı flanş gibi alt parçaları mevcut servis koşullarındaki gibi değişken büyüklük ve yönlerde farklı burulma yüklerine maruz bırakılır. Spesifik uygulamaya bağlı olarak, bu yükleme koşulları sıfır ila maksimum yük, tamamen tersinir yükler veya ön yüklemeleri yüklerden oluşabilir. Yorulma testi, makul



Şekil 2. HyperMesh sonlu elemanlar modeli (Hyper Mesh Finite Element Analysis Model)



Şekil 3. Sonlu elemanlar analizi sonucu (Finite Element Analysis Result)

bir sürede, anlamlı ve güvenilir test sonuçları üretmelidir. Bu nedenle yorulma deneyi, makul bir yüklem frekansında yapılmalıdır. Genel olarak bir kardan mili için tersinir yüklem frekansı, yaklaşık 4 Hz'dir (250 Cpm). Ancak, yaklaşık 8 Hz (500 Cpm) üzerindeki yorulma testlerinde birim parçada ısınma gerçekleşebilir. Sıfırdan maksimum yük veya ön yüklemli maksimum yük ile yapılan yorulma testlerinde yüklem frekansı biraz daha artırılabilir. Yorulma testi; mekanik, elektrik ve hidrolik ekipmanlarla bazen de bu temel bileşenlerden ikisinin bir kombinasyonu ile oluşan sistemle kurgulanmış çok sayıda farklı türde cihazla gerçekleştirilebilir [1].

Bu çalışmada ise, ağır ticari araçlarda kullanılan kardan mili torsiyonel yorulma testine tabi tutulmuştur. Torsiyonel yorulma testinde kullanılan yorulma cihazının ve kardan mili bağlantısının şematik görüntüsü Şekil 4'te verilmiştir.

3.3. Hasar Analizi (Failure Analysis)

Torsiyonel yorulma testi sonrasında meydana gelen çatalı flanş kırılmasının kök neden tespiti ve hasar analizi amacıyla mekanik, metalografik ve kırılma yüzey analizi gerçekleştirilmiştir. Öncelikle çelik hammaddeden ve kırık parçadan kesme cihazı ile numune alınmıştır. Uygun boyutlara getirilen parçalar, sıcak kalıplama yöntemi ile bakalite alınmıştır. Daha sonra sırasıyla 120, 400, 600, 800, 1000, 1200 SiC zımpara kağıtlarından geçirilmiş ve 6 µm elmas solüsyon yardımıyla parlatılmıştır. Mekanik özelliklerin değerlendirilmesi amacıyla Vickers mikrosertlik testi ölçümleri

gerçekleştirilmiştir. Numuneler üzerinden yüzeyden 100 µm içeride ve 200 µm aralıklarla parça merkezine doğru izler alınmış ve 4,903 N yük altında ve 15 s süre ile TS EN ISO 6507-1 standardına göre test gerçekleştirilmiştir [20].

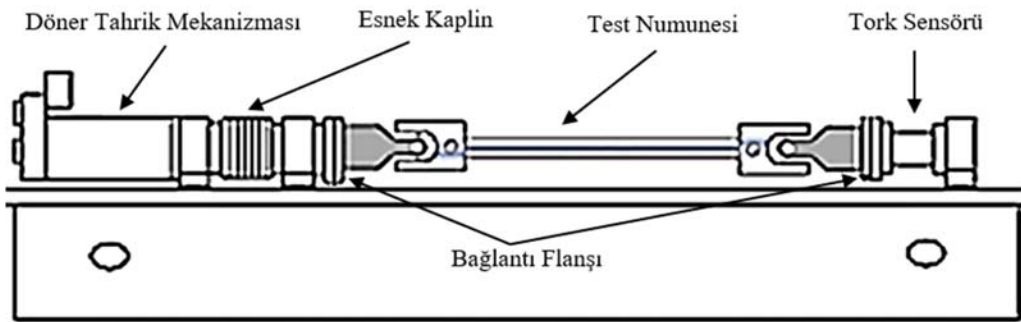
Metalografik özellikleri değerlendirilmesi amacıyla çelik hammaddesinin ve yorulma testinde kırılan çatalı flanş birim parçasının mikroyapı özellikleri, faz dağılımları, dekarbürizasyon durumu, tane boyutu (ASTM E112) ve inklüzyon incelemesi (ASTM E45) gibi metalografik inceleme gerçekleştirmek amacıyla numuneler hazırlanmıştır [21,22]. Inklüzyon incelemesi yapılan numune parlatılmış halde, faz analizi, tane boyutu, dekarbürizasyon incelemesi yapılması planlanan numune ise %3'lük nital çözeltisi ile 5 s dağlanmış halde metal mikroskobu ve yazılım yardımıyla incelenmiştir. Metalografik hazırlık aşamalarına tabii tutulan numunelere ait görsellere Şekil 5'te yer verilmiştir. Çatalı flanş sıcak dövme işleminde hammadde olarak kullanılan yuvarlak çelik çubuktan alınan numunenin inklüzyon incelemesi ve yorulma testinde kırılan çatalı flanş birim parçasının kırık yüzey incelemesi taramalı elektron mikroskobu (SEM) kullanılarak gerçekleştirilmiştir. SEM incelemelerine uygun olarak hazırlanan numunelerde gerçekleştirilen inklüzyon incelemesinde EDS detektörü ile malzeme içerisindeki inklüzyonların nitel ve nicel elemental analizi yapılmış ve haritalandırma tekniği ile elementlerin mikroyapı içerisindeki dağılımları belirlenmiştir. Yorulma testi sonrasında kırılan çatalı flanş parçasının kırılma yüzeyine ait görüntüye Şekil 6'da yer verilmiştir.

Tablo 1. 41Cr4 çeliğinin kimyasal kompozisyonu (%ağ.) (Steel quality of flange yoke) TS EN ISO 683-2 [18]

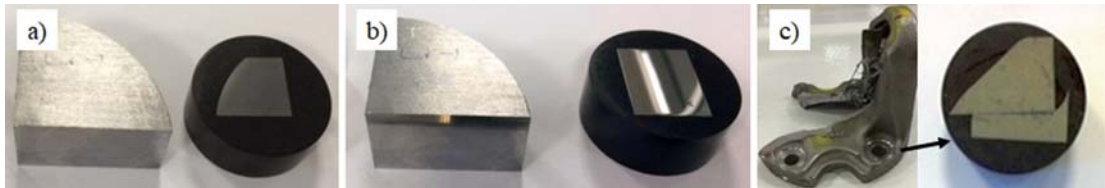
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Cu	Al
Maksimum	0,45	0,40	0,90	0,025	0,035	1,20	-	-	0,40	-
Minimum	0,38	0,10	0,60	-	-	0,90	-	-	-	-
Ölçülen Kompozisyon	0,43	0,27	0,75	0,009	0,033	1,08	0,03	0,11	0,16	0,017

Tablo 2. Isıl işlem prosesine ait parametreler (Heat treatment process parameters)

Tavlama	Süre,	Su Verme	1. Temperleme		2. Temperleme	
Sıcaklık,	dk	Ajan	Sıcaklık,	Süre,	Sıcaklık,	Süre,
°C			°C	dk	°C	dk
850 ± 25	190 ± 10	Yağ	50 ± 10	30 ± 5	560 ± 10	150 ± 10
						570 ± 10
						150 ± 10



Şekil 4. Torsiyonel yorulma test cihazının şematik gösterimi [19] (Scheme of torsional fatigue test rig)



Şekil 5. a) Çelik hammadde numunesi, b) inklüzyon numunesi ve c) kırık numune
(a)Steel raw material's sample, (b) inclusion sample and (c) fractured sample)



Şekil 6. Çatallı flanş kırık yüzeyi (Fractured surface of flange yoke)

4. Sonuçlar ve Tartışmalar (Results and Discussions)

4.1. Mekanik Özelliklerin Değerlendirilmesi (Evaluation of Mechanical Properties)

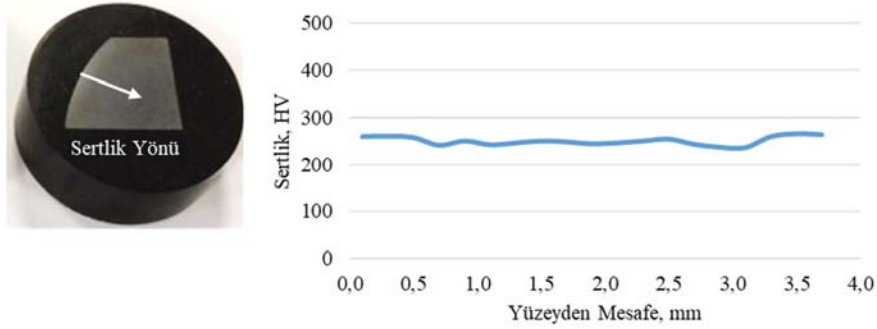
Tablo 3'teki mekanik özelliklere göre, çatallı flanş birim parçasında 41Cr4 çelik kalitesi kullanılmıştır. Bu kalite çelikler; şanzıman parçaları, mil, piston kolu gibi talaşlı şekillendirilerek ıslahlı halde kullanılmaktadır. Yüksek darbe direnci, yorulma dayanımı, mukavemet ve tokluk özellikleri sebebiyle tercih edilmekte, bünyesinde ihtiva ettiği krom sayesinde sertleşebilirlik kabiliyetleri

yüksektir [23, 24]. Bu çalışmada kullanılan çatallı flanş birim parçası kimyasal analizi istenilen değerlerin içerisinde yer almaktadır. %1,08 Cr ihtivası yardımıyla sertleşebilirlik bandını arttırarak yüzeyden çekirdeğe kadar yüksek sertlik ve mukavemet artışı sağlamış olmaktadır [25]. %0,033 S ihtivası, talaşlı imalat özelliklerini iyileştirirken inklüzyon oluşumunu arttırmaktadır. Çelik hammadde mikro sertlik taramasında dış yüzey bölgesinde merkeze doğru 3,70 mm hat boyunca 19 adet ölçüm alınmış ve 236-265 HV arasında değerler elde edilmiştir. Yüzeyle 259 HV ölçülen değer herhangi bir dekarbürizasyon oluşumu olmadığını ve yapı olarak kararlı bir mekanik özellik göstermektedir. Çelik hammadde üzerinde gerçekleştirilen sertlik ölçümlerinden elde edilen sonuçlara dayalı olarak oluşturulan mesafe-sertlik değeri grafiğine Şekil 7'de yer verilmiştir.

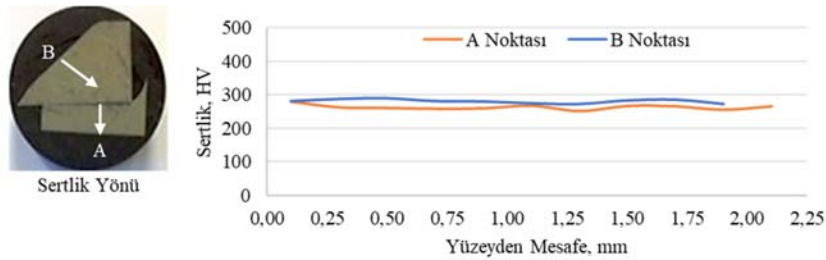
Test sonucunda kırılan çatallı flanş birim parçasından iki farklı noktadan sertlik ölçümü yapılmıştır. Parçanın dış yüzey bölgesinde merkeze doğru 1,90 ve 2,10 mm'lik hat boyunca 10 adet ölçüm alınmıştır. A numunesinde 253-281 HV arasında değerler elde edilmiş iken, yüzeyle 281 HV ve ortalama değer ise 264 HV olarak tespit edilmiştir. B numunesinde 274-290 HV arasında değerler elde edilmişken, yüzeyle 282 HV ve ortalama 281,7 HV olarak tespit edilmiştir. Bu ölçüler sonucunda malzemenin mekanik özellikleri kararlı bir yapı gösterirken yüzeyden elde edilen ölçüm sonuçları da dekarbürizasyon oluşumu olmadığını göstermektedir. TS EN ISO 18265 standardı Tablo B.2 dönüşüm tablosu yardımıyla 264 HV değeri 826 MPa ($\pm 41,4$), 281,7 HV değeri ise 882 MPa (± 26) değeri hesaplanmıştır [26]. Çatallı flanş parçası üzerinde gerçekleştirilen sertlik ölçümleri sonucunda elde edilen sertlik değerleri Şekil 8'de görülebilmektedir.

Tablo 3. Su verilmiş temperlenmiş haldeki oda sıcaklığındaki 41Cr4 malzemenin mekanik özellikleri [18]
(Mechanical properties of the 41Cr4 materials at the room temperatures)

Kalite	Malzeme No	R _e	R _m	A	Z	KV
		min.		min.	min.	min.
		MPa	MPa	%	%	J
41Cr4	1.7035	560	800- 950	14	40	35
40 mm < d ≤ 100 mm; 20 mm < t ≤ 60 mm						



Şekil 7. Çelik hammadde sertlik numunesi ve sertlik sonucu (Steel raw material's hardness sample and hardness results)

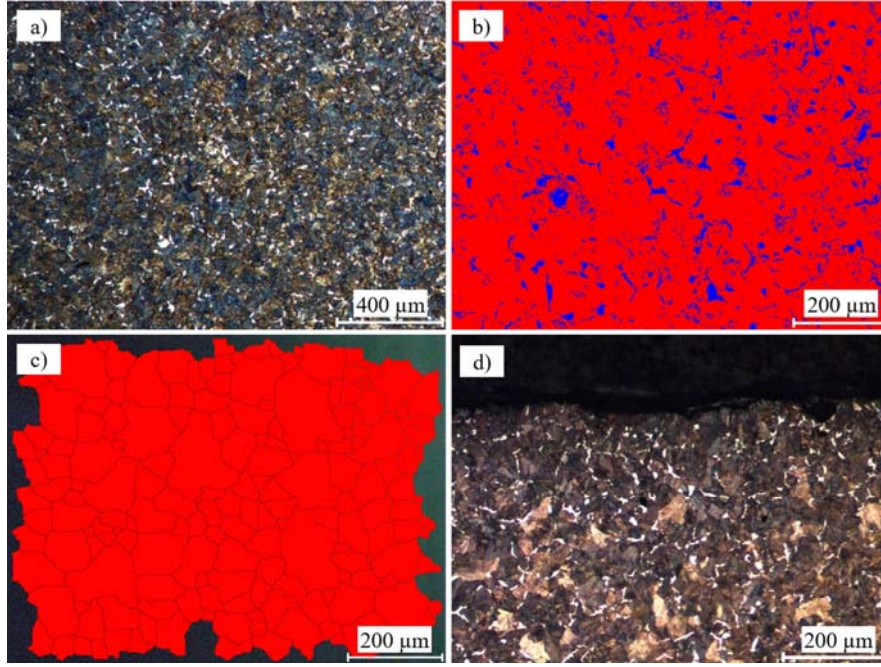


Şekil 8. Çatallı flanştan alınan sertlik numunesi ve sertlik testi ölçüm sonuçları (Flange yoke's hardness sample and hardness results)

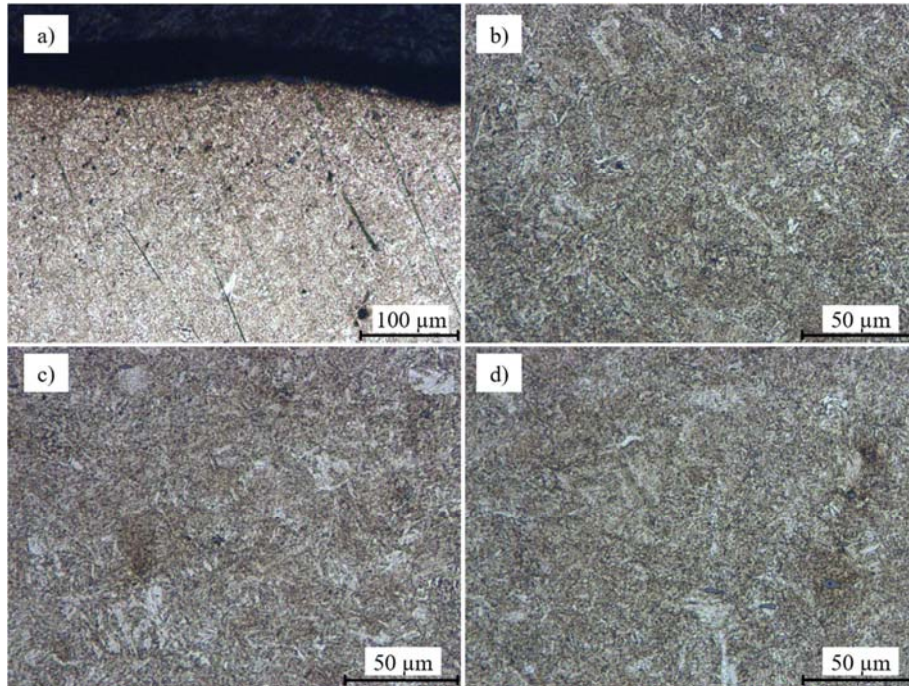
4.2. Metalografik Özelliklerin Değerlendirilmesi (Evaluation of Metallographic Properties)

Metalografik özelliklerinin uygunluğunu tespit etmek amacıyla çelik hammadde ve çatalı flanş birim parçasından alınan numuneler neticesinde inklüzyon tayini, faz analizi, tane boyutu ve dekarbürizasyon incelemesi gerçekleştirilmiştir. Sıcak dövme prosesi öncesi hammaddeden alınan numune yardımıyla faz analizi, tane boyutu ve dekarbürizasyon incelemesi gerçekleştirilmiştir. Bunun

sonucunda elde edilen görüntüler Şekil 9'da gösterilmektedir. Malzeme mikroyapısı incelendiğinde %0,43 C ve %1,08 Cr ihtivasi ile perlitik yapıda olup %95,78 oranında perlit ve %4,22 oranında ferrit içerdiği faz analizi yardımıyla tespit edilmiştir. ASTM E112 ye göre yapılan tane büyüklüğü hesabına göre, $G = 5,31$ olarak ölçülmüş olup dövmeğe uygun tane boyutuna sahiptir. Çelik hammadde üzerinde gerçekleştirilen yüzeydeki mikroyapı incelemesinde herhangi bir dekarbürizasyon oluşumu gözlenmemiştir. Test sonrası hasarlanan çatalı flanş mikroyapı görüntüleri Şekil 10'da



Şekil 9. Çelik hammaddesinin metalografik analizi. a) 50x, b) faz analizi, c) tane boyutu ölçümü, d) dekarbürizasyon incelemesi.
(Metallographic analysis of steel raw materials. a) 50x, b) phase analysis, c) grain size measurement, d) decarburisation depth measurement)



Şekil 10. Yorulma testi sonrası ıslahlı haldeki çatalı flanş birim parçası mikroyapısı. a) 200x, b)500x, c)500x, d)500x.
(Quench Tempered flange yoke microstructure after fatigue test. a) 200x, b)500x, c)500x, d)500x)

görülmektedir. Bu görüntüler incelendiğinde parça yüzeyinde herhangi bir dekarburizasyon oluşumu tespit edilmemiştir. İslah sonrası istenilen sertliğe ulaşabilmek amacıyla temperlenmiş martenzit, beynit yapıları görülmektedir.

ASTM E45 standardına göre çelik hammaddeye yapılan inklüzyon analizi neticesinde, kimyasal analiz sonucuna paralel olarak, yüksek oranda A tipi uzamış sülfür inklüzyonları tespit edilmiştir (Tablo 4). A-Tipi Thin(T) sülfürün 3,00 ölçülmesi, 2-4 µm genişliğinde minimum 898,0-1.181,0 µm uzunluğunda sülfür inklüzyonu ihtiva ettiği A-Tipi Heavy (H) 1,00 olmasının sebebi 127,0-261 µm uzunluğunda 4-12 µm genişliğinde inklüzyon içermesidir. Çelik hammadde üzerinde gerçekleştirilen inklüzyon taraması sonucunda elde edilen oluşumlara yönelik veriler Tablo 4'te sunulmuştur.

Şekil 11a ve Şekil 11b'deki parlatılmış haldeki mikroyapı görüntüleri sonucunda 228,9 x 8,8 µm boyutlarında uzamış sülfür inklüzyonları görülmüş ve matris yapı olan 41Cr4 ile MnS ün farklı termomekanik özelliklerinin olmasından dolayı deformasyon sırasında arayüzeylerinde mikro çatlak varlığı tespit edilmiştir. Şekil 11d'deki görüntüde ise 60,4 x 7 µm ve 59,24 x 4,6 µm boyutlarında uzamış sülfür inklüzyonu tespit edilmiştir. Bu tür inklüzyonların dövme sonrasında düşük tork yüksek çevrimli yorulma davranışlarında çatlak başlangıç noktaları olabileceği düşünülmektedir.

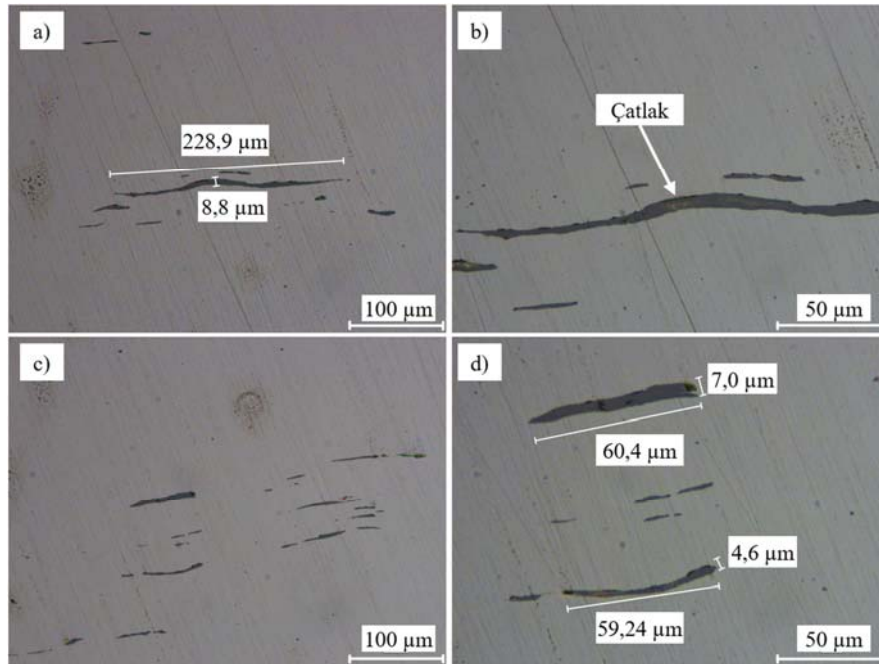
Testten çıkan çatalı flanş birim parçası inklüzyon mikroyapıları Şekil 10'da gösterilmiştir. Şekil 12b'de 85,8 µm uzunluğunda uzamış sülfür inklüzyonu, Şekil 12c'de ise 101,8 µm uzunluğunda uzamış sülfür inklüzyonu tespit edilmiştir. Dövme işleminden önce mikroyapıda görülen uzamış sülfür yapıları devam etmekte olup, bir kısım inklüzyonun plastik şekil verme etkisi ile incelendiği ve deformasyon-malzeme akışı yönünde parçalı hal aldığı düşünülmektedir.

4.3. Taramalı Elektron Mikroskobu Sonuçlarının Değerlendirilmesi (Evaluation of Scanning Electron Microscopy Results)

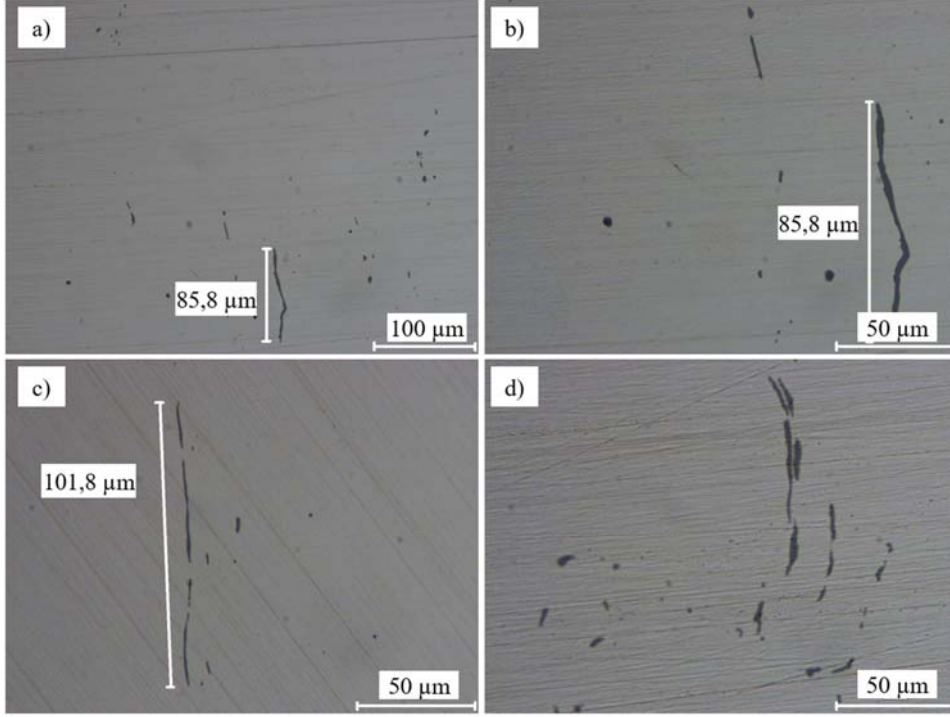
Parlatılmış haldeki çatalı flanş çelik hammadde numunesi üzerinde SEM görüntüleri alınmış ve EDS analizleri icra edilmiş, içerisinde ihtiva eden inklüzyonlar detaylı bir şekilde analiz edilmiştir. SEM analizi sonucunda elde edilen görüntülere Şekil 13'te yer verilmiştir. Haddeme ile şekil verilen çelik hammadde, şekil verme sıcaklığına bağlı olarak hadde akış yönüne doğru uzar ve lif yapısı bu yönde oluşur. Plastik şekil verme sırasında yapı içerisinde bulunan sülfürler de uzamaktadır. Oksit yapılar çeliğin plastik şekillendirme sıcaklığında şekillendirilemezler, ancak bu yapılar çelik içerisinde küresel halde oluşumunu sürdürürler. Çelik içerisindeki inklüzyonların türünü ve dağılımını tespit edebilmek, inklüzyon sebebiyle oluşabilecek hasarların önüne geçmek açısından önem arz etmektedir. Bu amaçla, inklüzyonun olduğu bölgeye EDS analizi yapılarak inklüzyonun kimyasal yapısı belirlenmiştir. EDS analizleri yapılan bölgeler noktasal olarak seçilerek grafik halinde verilmiştir. SEM görüntüleri değerlendirildiğinde yapıda uzamış sülfür inklüzyonları olduğu görülmektedir. Bazı inklüzyon yapısındaki kopmalar numune hazırlama sırasında oluşmuştur. Özellikle çelik metal matrisi ve sülfür inklüzyonu ara yüzeyi incelendiğinde belli bir boşluk ve topografi olduğu görülmektedir. Inklüzyonlar yapısı itibarı ile seramik malzemeler olup çelik ile aynı sıcaklıkta aynı özellikleri taşıyamazlar. Plastik şekil verme sırasında o sıcaklıktaki şekillendirilebilirlik farkı sebebiyle metal ve inklüzyon arayüzeyleri arasında uyumsuzluklar meydana gelir. %1 C + %1,5 Cr içeren metal matrisin elastisite modülü 206 GPa iken MnS inklüzyon yapısının elastisite modülü 69-138 GPa'dır. Bu da MnS inklüzyonlarının yoğun olduğu çeliklerde akma noktasının düştüğü ve bu sebeple şiddetli ani kırılmalar gözlemlendiği düşünülebilir. Malzemenin tokluk özelliğinin de eş zamanlı olarak düşecek ve dolayısıyla çatlak ilerlemesine karşı

Tablo 4. ASTM E45 Metot A'ya göre inklüzyon analizi sonucu (Inclusion analysis results according to ASTM E45 Method A)

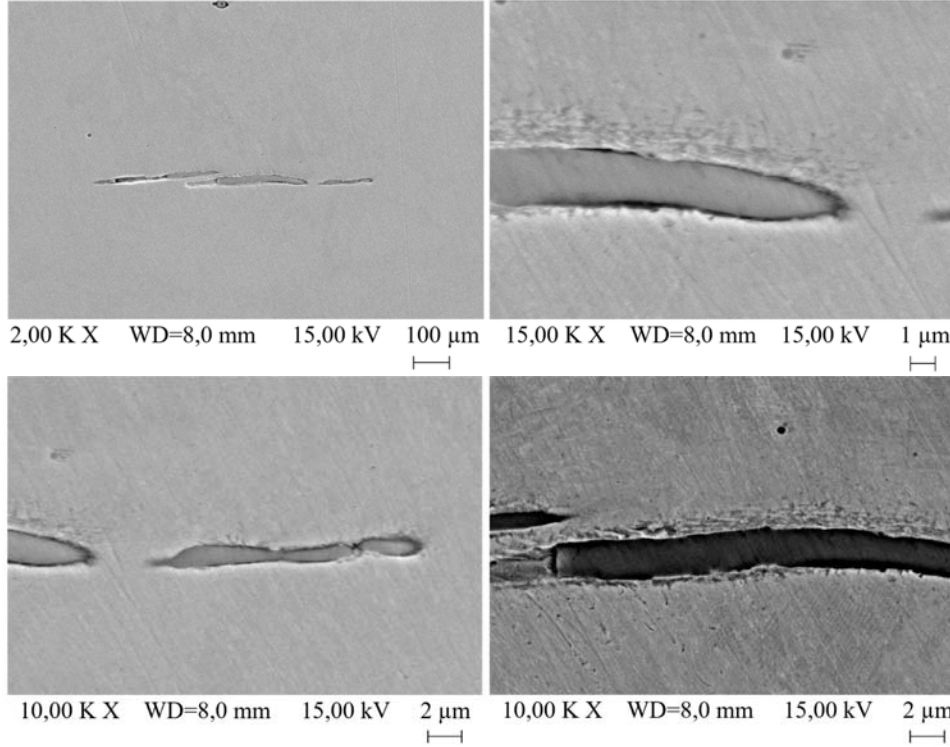
		A	B	C	D
41Cr4	T	3,00	0,60	0,00	1,00
	H	1,00	0,16	0,00	0,50



Şekil 11. Çelik hammaddenin inklüzyon mikroyapı görüntüleri. a) 200X, b)500X, c) 200X, d)500X. (Inclusion microstructure images of steel raw materials. a) 200X, b)500X, c) 200X, d)500X)



Şekil 12. Çatallı flanşın inklüzyon mikroyapı görüntüleri. a) 200x, b)500x, c) 500x, d)500x.
(Inclusion microstructure images of flange yoke. a) 200x, b)500x, c) 500x, d)500x)



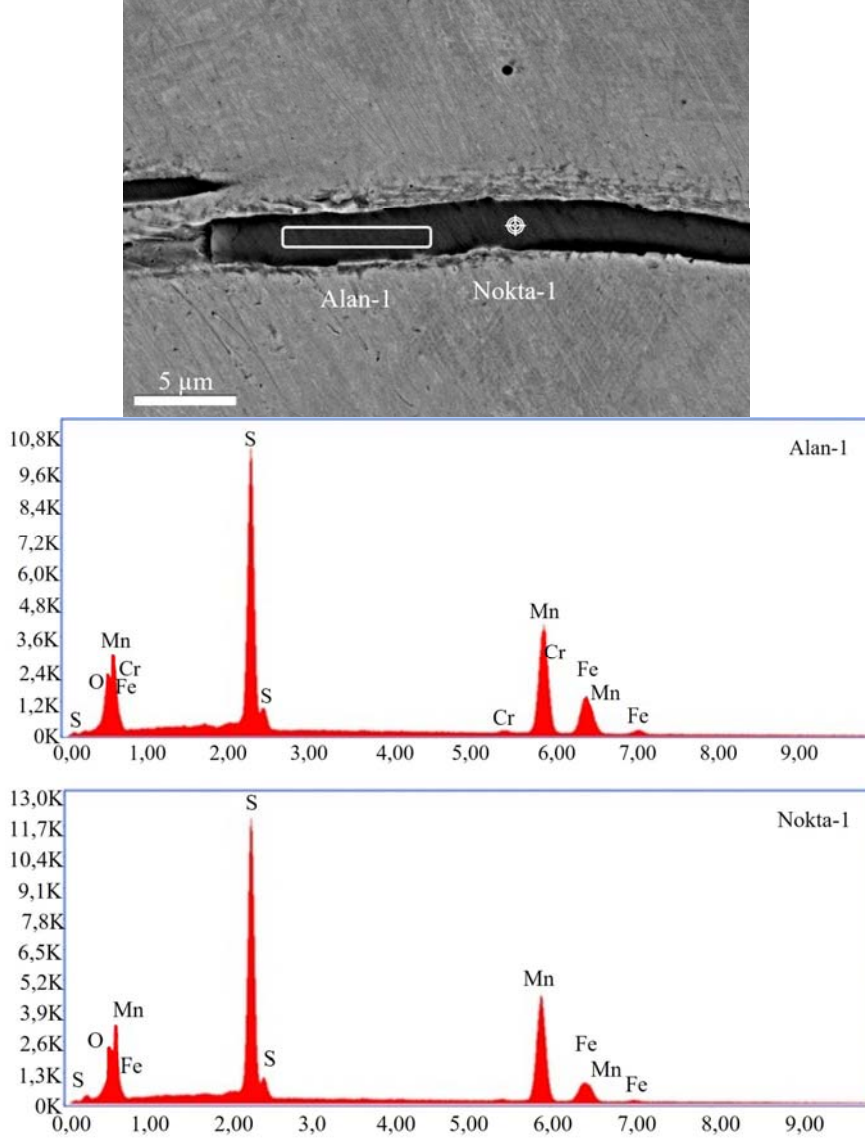
Şekil 13. Çelik hammaddede SEM analizi (SEM analysis of the steel raw material)

direnç de azalacaktır. Bu oluşumlar da yorulma gibi düşük yükte ve yüksek tekrarlı mekanik zorlamalarda potansiyel çatlak başlangıç noktalarını oluşturmaktadır [27]. Bu inklüzyonlar, parçanın yüzey veya yüzeyaltı gibi gerilmenin yüksek olduğu bölgelere konumlandığı anda çatlak oluşturma potansiyeli katlanarak artmaktadır. Çatallı flanş

hammaddesinden elde edilen EDS sonuçları Şekil 14'te verilmiştir. Bu sonuçlar incelendiğinde mevcut inklüzyonların MnS bileşiği olduğu görülmektedir. Malzemenin kimyasal analizinde üst limite yakın olan kükürt oranı ve inklüzyon tayininde sülfür inklüzyonlarının yüksek oranda olduğunun tespiti, EDS analizi sonuçlarıyla

örtüşmektedir. Malzemenin akma dayanımının altında yorulma testi yapılması sebebiyle yorulma testleri sırasında ani kırılmalar gerçekleşmez. Bunun yerine mikro düzeyde başlayan çatlak bir süre sonra kesme açısında uzama gösterir, çatlak parçanın kritik taşıma kapasitesini geçtiği anda hasar gerçekleşir. Çatalı flanş birim parçası tasarımı gereği ve burulma toraklarında test yapıldığı için çatlak

sebebiyle ayrılan bölgeler birbirine temas ederek çatlak başlangıç bölgesini aşındırır. Şekil 15'te de görüldüğü gibi yüzey bölgesinde kırılan parça birbiri üzerine temas ederek, yüzeyi aşındırır ve bu sebeple çatlak başlangıç noktasının mikro düzeyde tespit edilmesi güçtür. Yorulma testi sırasında çalışan ve birbirini aşındıran yüzeylerin ve yüzey altı kırılma bölgesine ilişkin SEM görüntülerine



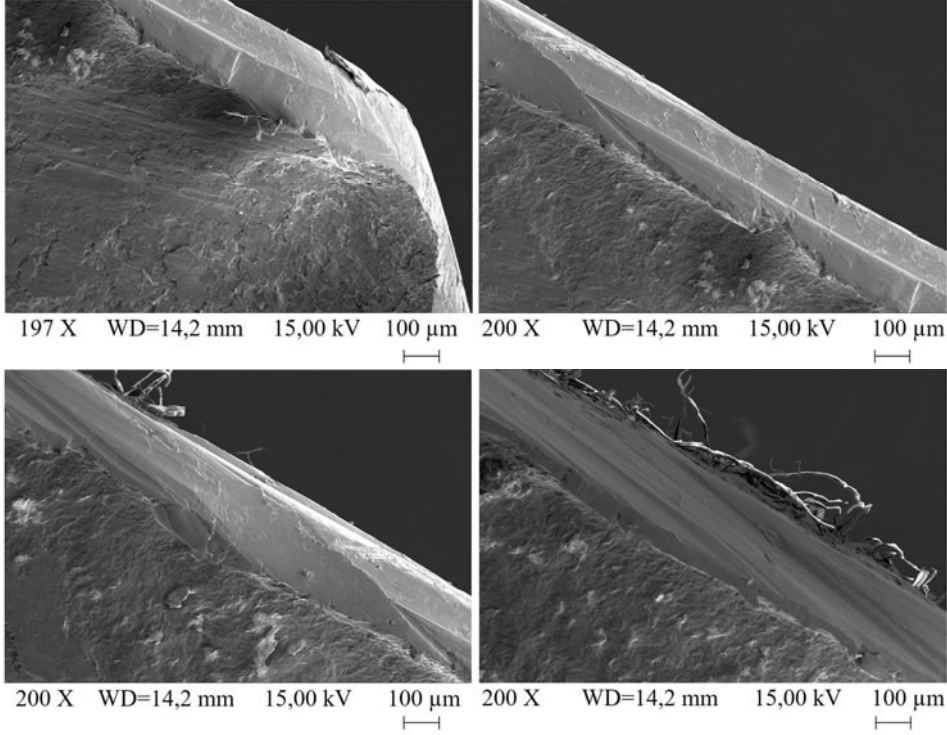
Şekil 14. Çelik hammadde EDS analizi. (EDS analysis of steel raw material)



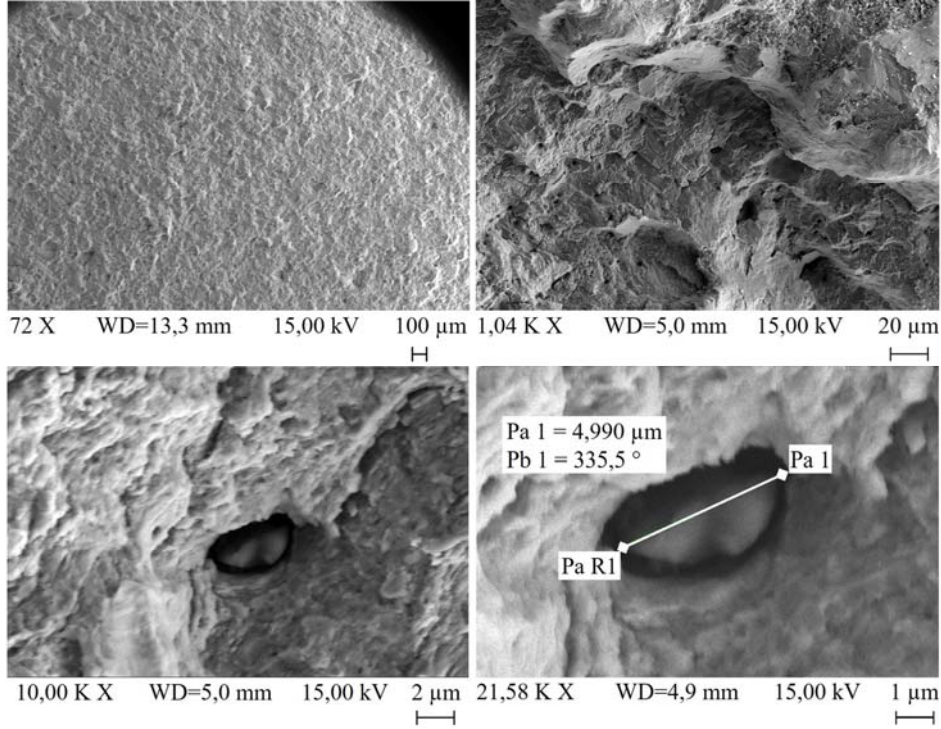
Şekil 15. Yorulma testi sırasında kırılan çatalı flanş parçasına ait görsel (Fractured flange yoke during fatigue test).

Şekil 16 ve Şekil 17’de verilmiştir. Çatalı flanş parçasının kırılması sonrasında kırılma yüzeyi altındaki bölgede EDS analizi yapılmıştır ve analizin sonuçlarını Şekil 18’de verilmiştir. İnküzyon üzerindeki alınan ölçümde yüksek oranda Mn ve S elementleri tespit edilmiş ve bu da MnS bileşiğini temsil etmektedir. Bunun yanında ikinci ve üçüncü bölgeler kırılmanın olduğu metal matrisinde ise yüksek oranda

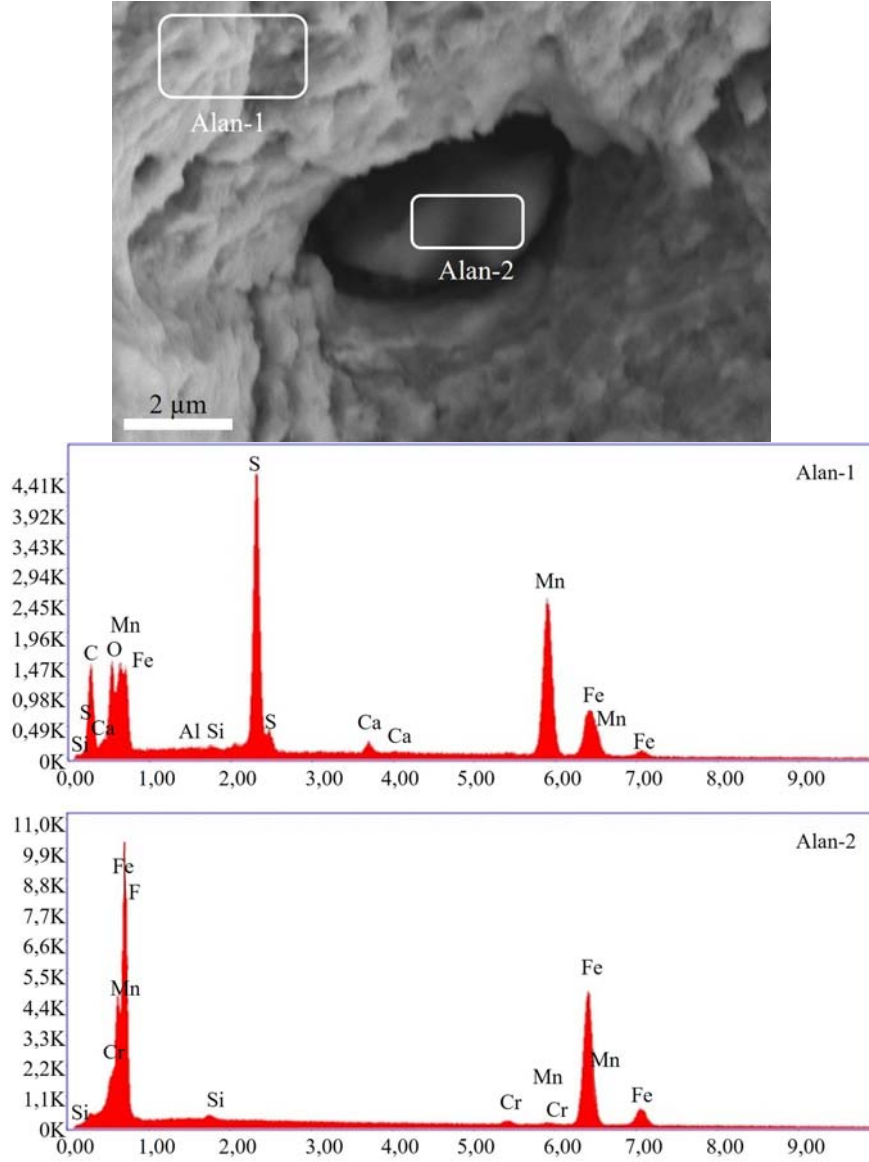
Fe elementinin ve geri kalan alaşım elementlerinin varlığı tespit edilmiştir. Konuyla ilgili literatürde birçok benzer çalışma yapılmış ve malzeme içerisinde sülfür oranının artışı ile MnS inküzyonlarının sayısını ve dağılımını etkileyeceği yüzeyde ve yüzey altında meydana gelen MnS çatlakları sebebiyle ilerlediği görülmektedir [28, 29]. Wilks vd. maden sanayindeki güç aktarım elemanlarında kullanılan



Şekil 16. Çatalı flanş çatlak başlangıç bölgesine ait SEM görüntüleri (SEM analysis of flange yoke’s crack initiation zone).



Şekil 17. Çatalı flanş yüzeyaltı kırılma bölgesine ait SEM görüntüleri (Subsurface crack initiation zone of flange yoke).



Şekil 18. Çatalı flanş yüzeyaltı bölgesindeki EDS analizi sonuçları (EDS analysis of flange yoke subsurface zone).

dişlilerde üç farklı ıslah edilebilir çelik kullanarak yorulma testine tabi tutmuşlardır. Optik mikroskop ve taramalı elektron mikroskopuyla yaptıkları kırık yüzey analizinde yorulma çatlaklarının yüzeyaltı bölgesinde MnS inklüzyonları sebebiyle oluştuğu, yorulmanın ilk aşamasında çatlağın taneler arası (intergranuler) kırılma davranışı gösterdiği, parça geometrisi ilerleyen çatlak uzunluğunda yapıyı taşıyamayacak seviye geldiğinde intergranuler/transgranuler karakteristik gösterdiği tespit edilmiştir [30]. Drar gerçekleştirdiği çalışmada Nikel alaşımlı sinterlenmiş çeliklerde gözenekli ve MnS yoğunluk yapılarında yorulma kırılma morfolojileri incelemiştir. Gözenek yoğun yapıların çatlak başlangıçları yüzeydeki birden fazla bölgede başlamış iken MnS inklüzyonu yoğun malzemede yüzeyde ve yüzeyaltı çatlak başlangıcı gerçekleşmiştir [31]. Bruce vd. yaptıkları çalışmada rüzgâr türbini dişli kutusu rulmanındaki beyaz dağlama çatlaklarını incelemiştir. 112 adet MnS inklüzyonun çatlak başlamasına sebep olduğu tespit etmişlerdir. 3-45 μm uzunluğundaki MnS inklüzyonların önce kendi yapıları içerisinde çatlamış, daha sonra çelik matrisinden ayrılmış ve böylece çatlak başlangıcına neden olduğunu gözlemlenmiştir [32].

5. Simgeler (Symbols)

C	: Karbon
Si	: Silisyum
Mn	: Mangan
S	: Kükürt
P	: Fosfor
Mo	: Molibden
Ni	: Nikel
Al	: Alüminyum
Cu	: Bakır
C	: Celsius
MnS	: Mangan Sülfür
R _e	: Akma Dayanımı
R _m	: Çekme Dayanımı
A	: Uzama
Z	: Kesit Daralması
KV	: V çentik açılmış numuneyi kırmak için gereken enerji
+N	: Normalize edilmiş

+QT	: Su verilmiş ve temperlenmiş
Cpm	: Dakikadaki çevrim sayısı
Hz	: Hertz
Dk	: Dakika

5.1. Kısaltmalar (Abbreviations)

SEM	: Taramalı elektron mikroskobu
EDS/EDX	: Enerji Dağıtıcı X-ışını Spektroskopisi
ASTM	: Amerikan Test ve Malzeme Topluluğu
TS	: Türk Standartları
EN	: Avrupa Standartları
ISO	: Uluslararası Standartlar Teşkilâtı
Malz.	: Malzeme
HV	: Vickers Sertliği
Min.	: Minimum

6. Sonuçlar (Conclusions)

Bu çalışmada kardan milinin yorulma testleri sırasında çatalı flanş birim parçasında meydana gelen yorulma kırılmasının hasar analizi gerçekleştirilmiştir. Öncelikle sağlıklı bir kök neden araştırması için çatalı flanşın hammaddesi incelenmiştir. Kimyasal analiz, sertlik, tane boyutu, faz ve dekarbürizasyon oranı konusunda 41Cr4 malzeme kalitesinin beklentileri karşılarken, parlatılmış halde incelenen inklüzyon oranı yorulma dayanımı konusunda olumsuz etkiler ortaya koyacağı öngörülmüştür.

Çatalı flanşın yüzeyinde çatlak oluşumu sonrasında parça çalışmaya devam etmiştir. Ancak çatalı flanş teste devam ederken çatlak başlangıç yüzeyi zarar görmüştür. Bu sebeple yorulma hasarının tespiti amacıyla yüzey altındaki çatlak ilerleme bölgeleri incelenmiş, bu yönde araştırmalar gerçekleştirilmiştir. Hasara sebep olan inklüzyonlar şekil ve boyut olarak uzamış sülfür kalıntılarının dikey yönde kesen hasar nedeniyle inklüzyonun eni görülmektedir. Inklüzyon ölçümü sonucunda 5-10 µm eninde ölçülmüş, bu değer optik mikroskopta elde edilen mikroyapı görüntüleri ile örtüşmektedir. Böylece yüzeyaltı bölgesindeki ikincil çatlaklar yardımıyla MnS inklüzyonlarının çatlak başlangıcına ve çatlak ilerlemesine sebep olduğu bu çalışma kapsamında tespit edilmiştir

Yorulma testi sonrasında çatalı flanş birim parçası kırılma yüzeyi üzerinde SEM/EDS analizi icra edilmiştir. Parlatılmış haldeki inklüzyon incelemesinde hammadde ve kırık yüzey yapıları benzerlik göstermekte olup uzamış sülfür inklüzyonları gözlenmektedir. EDS analizi ile mevcut inklüzyonların MnS olduğu doğrulanmıştır.

Teşekkür (Acknowledgement)

Yazarlar bu çalışmanın gerçekleşmesinde desteklerini ve imkanlarını esirgemeyen Tirsan Kardan ARGE Merkezine ve Test Merkezine teşekkür eder

Kaynaklar (References)

1. SAE Driveshaft Committee, Universal Joint and Driveshaft Design Manual, SAE International, U.S.A., 1991.
2. Şener Ş. A., Formation of a Fatigue Test Track for a Light Commercial Vehicle According to Customer Correlation, Gazi University Journal of Science Part C: Design and Technology, 6 (2), 345-357, 2018.
3. Eyercioglu Ö., Accelerated Bending Fatigue Tests of Gears, Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University, 12 (1-2), 153-166, 1997.
4. Akkaş, O., Failure Analysis and Characterization of Cardan Shaft's Part Under Fully Reversed Torsional Fatigue Loading, Yüksek Lisans Tezi, Manisa Celal Bayar Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Manisa, 2019.
5. Sakin R., Er M., Investigation of Plane-Bending Fatigue Behavior of 1100-H14 Aluminum Alloy, Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University, 25 (2), 213-223, 2010.

6. Das C.R., Albert S.K., Bhaduri A.K., Ray S.K. Failure Analysis of A Pinion. Engineering Failure Analysis, 12, 287-298, 2005.
7. Lai J., Huang H., Buising W., Effect of Microstructure and Surface Roughness on The Fatigue Strength of High-Strength Steel, Procedia Structural Integrity, 2, 1213-1220, 2016.
8. Sandip B., Banerjee A., Chakrabarti I., Bhaumik B.K., Failure Analysis of An Input Shaft of Skip Drive Gearbox. Engineering Failure Analysis, 15, 411-419, 2008.
9. Tirsan Kardan San. Tic. A.Ş. Ürünlerimiz. <http://www.tirsankardan.com.tr/kullanimalanlari/urunler.html>. Güncellenme tarihi Ocak 1, 2020. Erişim tarihi Mayıs 5, 2020.
10. Bayrakceken H., Taşgetiren S., Yavuz İ., Two Cases of Failure in The Power Transmission System on Vehicles: A Universal Joint Yoke and A Drive Shaft, Engineering Failure Analysis, 14 (4), 716-724, 2007.
11. Bayrakceken H., Taşgetiren S., Aksoy F., Failures of Single Cylinder Diesel Engines Crank Shafts, Engineering Failure Analysis, 14 (4), 725-730, 2007.
12. Bayrakceken H., Failure Analysis of An Automobile Differential Pinion Shaft, Engineering Failure Analysis, 13 (8), 1422-1428, 2006.
13. Asi O., Fatigue Failure of a Rear Axle Shaft of An Automobile, Engineering Failure Analysis, 13 (8), 1293-1302, 2006.
14. Kresinsky F., Leidich E., Hasse A., Different Failure Mechanisms in Keyed Shaft-Hub Connections Under Dynamic Torque Load, Procedia Structural Integrity, 17, 162-169, 2019.
15. Roy A., Palit P., Das S., Mukhyopadhyay G., Investigation of Torsional Fatigue Failure of a Centrifugal Pump Shaft, Engineering Failure Analysis, 112, 2020.
16. Kasaba M., Tarakçı S., Işık E., Akkaş O., A Correlation Study of an FEA Method Developed for Heavy Duty Driveshaft Applications, The Eurasia Proceedings of Science, Technology, Engineering & Mathematics (EPSTEM), Volume 7, 315-320, 2019.
17. Özbakış M., Yeni Ç.E., Comparison of Fatigue Behaviours of Flange Yokes Used in Cardan Shafts for Different Materials, 2nd International Congress on Engineering and Architecture, 2019.
18. Türk Standardı, TS EN ISO 683-2 Isıl işlemliler, alaşımli çelikler ve serbest kesim çelikler - Bölüm 2: Söndürme ve temperleme için alaşımli çelikler, Türk Standartları Enstitüsü, 2018.
19. Işık E., Özces Ç., Determination of the Mechanical Properties of Friction Welded Tube Yoke and Tube Joint, Advances in Materials Science and Engineering, 8, 2016.
20. Türk Standardı, TS EN ISO 6507-1 Metalik malzemeler - Vickers sertlik deneyi - Bölüm 1: Deney metodu, Türk Standartları Enstitüsü, 2018.
21. ASTM Standards, ASTM E112-13, Standard Test Methods for Determining Average Grain Size, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2013.
22. ASTM Standards, ASTM E45-18a, Standard Test Methods for Determining the Inclusion Content of Steel, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2018.
23. Toptaş M. A., Çelik ve Isıl İşlem El Kitabı, Prestij Yayıncılık, İstanbul, Türkiye, 592s, 1998.
24. ASM Handbook Committee. Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys. ASM International, Ohio, United States of America, 2521s, 1996.
25. Taylor T., Fourlaris G., Evans P. Development of Carbon-Manganese-Chromium Steels for Automotive Hot Stamping Technologies, Journal Materials Science and Technology, 33 (4), 487-496, 2016.
26. Türk Standardı, TS EN ISO 18265, Metal malzemeler - Sertlik değerlerinin çevrimi, Türk Standartları Enstitüsü, 2015.
27. Juvonen P., Effects of Non-metallic Inclusions on Fatigue Properties of Calcium Treated Steels, Doctoral Thesis, Helsinki University of Technology, Department of Mechanical Engineering, Laboratory of Engineering Materials, Espoo, 2004.
28. Pantazopoulos G., Pressas I., Vazdirvanidis A., Fatigue Failure Analysis of A Ø14 B500C Steel Rebar: Metallurgical Evaluation and Numerical Simulation, Engineering Failure Analysis, 101, 180-192, 2019.
29. Yang C., Liu P., Luan Y., Li D., Li Y., Study on Transverse-Longitudinal Fatigue Properties and Their Effective Inclusion-Size Mechanism of Hot Rolled Bearing Steel with Rare Earth Addition, International Journal of Fatigue, 128, 105-193, 2019.
30. Wilks T.P., Cavallaro G.P., Subramanian C., Strafford K.N., French P., Allison J.E., Conditions Prevailing in The Carburising Process and Their Effect on The Fatigue Properties of Carburised Gears, Journal of Materials Processing Technology. 40 (1-2), 111-125, 1994.

31. Drar H., Fractographic Aspects of Fatigue of Sintered Ni-Steels, 34 (2), 129-141, 1995.
32. Bruce T., Rounding E., Long H., Dwyer-Joyce R.S., Characterisation of White Etching Crack Damage in Wind Turbine Gearbox Bearings, Wear, 338-339, 164-177, 2015.
33. Saraç İ., The Numerical Investigation of The Effects of Hole Tolerance and Bolt Torque Variation on The Joint Strength in The Bolted Joints, Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University, 37 (2), 685-695, 2022.