

**P91 ÇELİĞİNİN  
SÜRÜNME VE KIRILMA ÖZELLİKLERİNİN  
SMALL PUNCH TESTİYLE BELİRLENMESİ**

**Betül GÜLÇİMEN**

**P91 ÇELİĞİNİN  
SÜRÜNME VE KIRILMA ÖZELLİKLERİNİN  
SMALL PUNCH TESTİYLE BELİRLENMESİ**

**Betül GÜLÇİMEN**



T.C.  
ULUDAĞ ÜNİVERSİTESİ  
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**P91 ÇELİĞİNİN SÜRÜNME VE KIRILMA ÖZELLİKLERİNİN  
SMALL PUNCH TESTİYLE BELİRLENMESİ**

**Betül GÜLÇİMEN**

Doç.Dr. Ali DURMUŞ  
(Danışman)

DOKTORA TEZİ  
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI

BURSA – 2013  
Her Hakkı Saklıdır

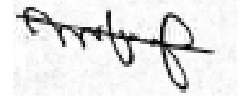
## TEZ ONAYI

Betül GÜLÇİMEN tarafından hazırlanan “**P91 Çeliğinin Sürünme ve Kırılma Özelliklerinin Small Punch Testiyle Belirlenmesi**” adlı tez çalışması aşağıdaki jüri tarafından oy birliği/oy çokluğu ile Uludağ Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Makine Mühendisliği Anabilim Dalı’nda **DOKTORA TEZİ** olarak kabul edilmiştir.

**Danışman** : Doç.Dr., Ali DURMUŞ

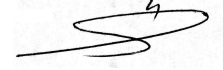
**Başkan** : Doç.Dr., Ali DURMUŞ  
Uludağ Üniversitesi, Mühendislik-Mimarlık  
Fakültesi, Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

İmza



**Üye** : Prof.Dr., Reşat ÖZCAN  
Uludağ Üniversitesi, Mühendislik-Mimarlık  
Fakültesi, Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

İmza



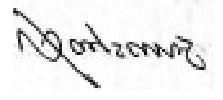
**Üye** : Prof.Dr., Recep EREN  
Uludağ Üniversitesi, Mühendislik-Mimarlık  
Fakültesi, Tekstil Mühendisliği Anabilim Dalı

İmza



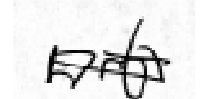
**Üye** : Prof.Dr.Ali BAYRAM  
Uludağ Üniversitesi, Mühendislik-Mimarlık  
Fakültesi, Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

İmza



**Üye** : Doç.Dr.Mustafa TOPARLI  
Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi,  
Metalurji Ve Malzeme Mühendisliği

İmza



**Yukarıdaki sonucu onaylarım**

**Prof. Dr. Ali Osman DEMİR**  
**Enstitü Müdürü**  
.../.../2013

**U.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, tez yazım kurallarına uygun olarak hazırladığım bu tez çalışmada;**

- tez içindeki bütün bilgi ve belgeleri akademik kurallar çerçevesinde elde ettiğimi,
- görsel, işitsel ve yazılı tüm bilgi ve sonuçları bilimsel ahlak kurallarına uygun olarak sunduğumu,
- başkalarının eserlerinden yararlanması durumunda ilgili eserlere bilimsel normlara uygun olarak atıfta bulunduğumu,
- atıfta bulunduğum eserlerin tümünü kaynak olarak gösterdiğimi,
- kullanılan verilerde herhangi bir tahrifat yapmadığımı,
- ve bu tezin herhangi bir bölümünü bu üniversite veya başka bir üniversitede başka bir tez çalışması olarak sunmadığımı

**beyan ederim.**

**30/05/2013**

**Betül GÜLÇİMEN**



## ÖZET

Doktora Tezi

### P91 ÇELİĞİNİN SÜRÜNME VE KIRILMA ÖZELLİKLERİNİN SMALL PUNCH TESTİYLE BELİRLENMESİ

**Betül GÜLÇİMEN**

Uludağ Üniversitesi  
Fen Bilimleri Enstitüsü  
Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

**Danışman: Doç. Dr. Ali DURMUŞ**

Bu tez kapsamında bir minyatür test tekniği olan Small Punch (SP) Testi kullanılarak P91 (9Cr-1Mo) çeliği kaynaklı bağlantısının esas metal, kaynak metal, ısı tesiri altındaki ince ve kaba tane yapıları bölgelerinin sürünme ve kırılma özellikleri incelenmiştir. P91 kaynaklı bağlantısının farklı bölgeleri için SP sürünme testi kullanılarak elde edilen sonuçların geleneksel test sonuçlarıyla korelasyonu SP testi için oluşturulmuş Avrupa Standartlar Komitesince belirlenmiş Uygulama İlkelerine (CEN Code of Practice-CEN CoP) göre yapılmıştır. SP sürünme testi sonuçlarının yorumlanmasında ayrıca membran şekil değişimi teorisi temeline dayanarak geliştirilmiş olan yeni bir yöntem kullanılmıştır ve bu yöntemin geçerliliğine dair olumlu sonuçlar elde edilmiştir. Kaynak bağlantısının tüm bölgeleri için farklı sıcaklıklarda SP kırılma testleri yapılarak bölgelere ait sünek-gevrek geçiş sıcaklıkları belirlenmiştir. Esas metal ve kaynak metaline ait SP geçiş sıcaklıklarının Charpy V çentik Darbe testi sonuçlarından elde edilen geçiş sıcaklıklarıyla korelasyonu yine Code of Practice İlkelerine göre yapılarak literatürde P91 çeliği için henüz belirlenmemiş olan SP-Charpy geçiş sıcaklığı korelasyon katsayıları belirlenmiştir. Standart SP numunelerinden farklı olarak çevresel yönde açılmış çentiğe sahip yeni bir SP numunesi kullanılarak, çentik etkisinin SP geçiş sıcaklığına etkisi incelenmiştir. P91 çeliğinin SP sürünme ve SP kırılma testleri esnasındaki mekanik davranışı deneysel sonuçlarla doğrulanmış sonlu elemanlar modelleriyle incelenmiştir. Bu modeller aynı zamanda deneysel ekipmanın optimizasyonunda ve çentikli SP numunelerin davranışının incelenmesinde de kullanılmıştır. P91 kaynaklı bağlantısının mikroyapısının incelenmesi için optik mikroskop yöntemi, SP kırılma test numunelerinin kırılma yüzeylerinin incelenmesi için ise taramalı elektron mikroskobu (SEM) yönteminden faydalanılmıştır.

**Anahtar Kelimeler:** Small Punch Test Tekniği, P91 çeliği, Isı tesiri altındaki bölge, sürünme, kırılma, sürünme veri analizi, sünek-gevrek geçiş sıcaklığı, çentik, sonlu elemanlar analizi

**2013, xvi + 140 sayfa.**

## ABSTRACT

PhD Thesis

### DETERMINATION OF CREEP AND FRACTURE PROPERTIES OF P91 STEEL BY SMALL PUNCH TESTING

**Betül GÜLÇİMEN**

Uludağ University  
Graduate School of Natural and Applied Sciences  
Department of Mechanical Engineering

**Supervisor: Assoc.Prof.Dr. Ali DURMUŞ**

Within the scope of this thesis creep and fracture mechanical properties of different zones of a P91 (9Cr-1Mo) steel weldment, namely weld metal, base metal, Heat Affected Zone-Fine Grained and Heat Affected Zone-Coarse Grained were determined by Small Punch (SP) Test which is a miniaturized testing technique. The obtained experimental results of the SP creep tests for the different zones of the P91 weldment were correlated with the conventional test results in accord with the guidelines of the CEN Code of Practice (CEN CoP) for SP testing. The evaluation of the SP creep test results was also performed according to a new approach originating from the membrane stretching theory and promising results were acquired validating the applicability of this approach. Ductile to Brittle Transition Temperatures were evaluated from SP fracture tests for all of the zones. The SP transition temperatures of base metal and weld metal were correlated with the transition temperatures obtained from Charpy V notch tests according to the Code of Practice and SP-Charpy transition temperature correlation coefficients were determined for P91 steel which weren't available in the literature. As well as conventional SP specimens, a new type of SP specimen with a circular notch was used for SP fracture tests to investigate the notch effect on the SP transition temperature. The mechanical behaviour of P91 steel during SP creep and SP fracture tests was investigated by finite element models which were validated according to the experimental results. These models were also utilised in the optimization of the experimental equipment and understanding the mechanical behaviour of the notched SP discs. Optical microscopy was used for investigating the microstructure of the P91 weldment and scanning electron microscopy (SEM) was employed to study the fracture surfaces of the SP fracture discs.

**Key words:** Small Punch test technique, P91 steel, Heat Affected Zone, creep, fracture, creep data evaluation, ductile to brittle transition temperature, notch, finite element analysis

**2013, xvi + 140 pages.**

## TEŞEKKÜR

Bilgilerini ve tecrübelerini hiçbir zaman esirgemeyen ve yol göstericilikleriyle çalışmalarımı yönlendiren başta danışmanım Doç.Dr.Ali Durmuş olmak üzere Uludağ Üniversitesi'ndeki hocalarım Prof.Dr.Sedat Ülkü ve Prof.Dr.Reşat Özcan'a teşekkürlerimi borç bilirim.

Benim için ülke, kültür, dil, çalışma ortamı değişimi demek olan yurtdışındaki yaşam tecrübemde adaptasyon sürecini olabildiğince hızlı atlatıp, yeni olan bir alanda verimli bir şekilde çalışmaya başlayabilmem için ellerinden geleni yapan, bir ekip olarak profesyonelce bilimsel çalışma gerçekleştirme fırsatını veren JRC-IET'deki hocalarım Prof.Dr.Peter Hähner, Prof.Dr.Roger Hurst ve çalışma arkadaşım Dr.Krystof Turba'ya en içten teşekkürlerimi sunarım.

Laboratuvar ortamında çok yoğun bir çalışmayı gerektiren bu süreçte teknik destekleriyle testlerin yürütülmesinde büyük emeği geçen José Mendes, César Chenel Ramos ve Fredericus De Haan'a, tecrübe ve bilgi paylaşımını esirgemeyen Dr.Elena Paffumi, Dr.Darina Blagoeva ve Dr.Zoltan Szaraz'a, test numunelerinin hazırlanmasında Miguel Rafael Prieto'ya, 3 boyutlu tarama cihazından verilerinin elde edilmesinde Dr.Andreas Pfrang'a, tez için gerekli fotoğraf ve teknik çizimlerin hazırlanmasında yardımcı olan Rudi Van Nieuwenhuyzen ve Paul Green'e, test numunelerin üretilmesinde Marc Wallendorf ve Robertus Smit'e teşekkür ederim.

JRC-IET (Hollanda)'de bu çalışmayı gerçekleştirebilmemi Bursiyer ve Ziyaretçi Araştırmacı olarak destekleyen Avrupa Birliği Komisyonu'na ve BİDEB 2214 Yurtdışı Doktora Bursiyeri olarak desteklerinden dolayı TÜBİTAK'a teşekkür ederim. Avrupa Birliği'nin birçok milletten farklı araştırmacıya birarada çalışma imkanı sunduğu JRC enstitülerinin benim akademik kariyerimde ufku mu fevkalade genişlettiğini ve burada adı geçen veya geçmeyen JRC-IET'den tüm arkadaşlarımla tanıştığım için ne kadar mutlu olduğumu belirtmek isterim.

Doktora gibi büyük özveri gerektiren bir çalışmada ailemin maddi ve manevi destekleri çok büyük olmuştur. Bir taraftan doktora tez çalışması yapmanın getirdiği ciddi sorumluluğu yerine getirmemde diğer yandan yurt dışında bulunmanın günlük yaşamdaki birtakım zorluklarını aşmamda ailemin tavsiye ve rehberlikleri bana güç verdi. Her zaman en yakınım da oldukları için onlara sonsuz teşekkür ederim.

Betül Gülçimen  
30/05/2013



## İÇİNDEKİLER

	Sayfa
ÖZET.....	i
ABSTRACT.....	ii
TEŞEKKÜR.....	iii
İÇİNDEKİLER.....	iv
SİMGE ve KISALTMALAR DİZİNİ.....	vi
ŞEKİLLER DİZİNİ.....	ix
ÇİZELGELER DİZİNİ.....	xvi
1. GİRİŞ.....	1
2. KAYNAK ÖZETLERİ.....	4
2.1. Sürünme.....	4
2.2. Yüksek Sıcaklıklar için İleri Düzey Malzemeler ve P91 Çeliği.....	17
2.3. Dinamik Kırılma ve Charpy Darbe Deneyi.....	25
2.4. Minyatür Test Teknikleri.....	27
2.4.1. Geleneksel test yöntemlerinden minyatürleştirilmiş numuneler kullanan test yöntemleri.....	30
2.4.2. Yeni nesil test yöntemleri.....	31
2.5. SP Test Tekniği Tarihçesi ve Kullanım Alanları.....	35
2.5.1. SP tekniğinin standartlaştırılması: CEN Code of Practice (CoP).....	37
2.5.2. CoP ilkeleri.....	38
2.5.2.1. SP sürünme testi.....	38
2.5.2.2. SP kırılma testi.....	41
2.5.3. Çalışır halde bulunan elemanlardan SP numunelerinin çıkarılması.....	42
3. MATERYAL ve YÖNTEM.....	45
3.1. Materyal.....	45
3.2. Numunelerin hazırlanması.....	45
3.3. Yöntem.....	48
3.3.1. Mikrosertlik, optik mikroskop, SEM ve X ışınları bilgisayarlı tomografi yöntemleri.....	48
3.3.2. SP sürünme test düzeneği.....	50
3.3.2.1. Ölçüm sistemlerinin kalibrasyonu.....	53
3.3.2.2. Test sıcaklığı ölçümü sisteminin geliştirilmesi.....	58
3.3.3. SP kırılma test düzeneği.....	59
3.3.4. Sonlu elemanlar analizleri.....	61
4. BULGULAR ve TARTIŞMA.....	62
4.1. Optik Mikroskop Görüntüleri ve Mikrosertlik Değerleri.....	62
4.2. SP Sürünme Testi Sonuçları.....	64
4.2.1. Karakteristik SP çökme-zaman eğrisi.....	64
4.2.2. Esas metal, kaynak metali, HAZ-FG ve HAZ-CG'ye ait çökme-zaman eğrileri.....	66
4.2.3. SP sonuçları için Norton ve Monkman-Grant ilişkisi.....	68
4.2.4. SP sürünme testi sonuçlarının tek eksenli sürünme testi sonuçlarıyla korelasyonu ve Efektif Gerilme Yaklaşımı.....	70
4.2.5. SP sürünme testi sonlu elemanlar modelinin oluşturulması.....	85
4.2.6. Zımba başı geometrisinin optimizasyonu.....	92
4.3. SP Kırılma Testi Sonuçları.....	98

4.3.1. Karakteristik SP kuvvet-yer değiştirme eğrisi.....	98
4.3.2. Esas metal, kaynak metali, HAZ-FG ve HAZ-CG'ye ait kuvvet-yer değiştirme eğrileri.....	100
4.3.3. SP elastik-plastik geğiş kuvveti ve SP sonuçlarından elde edilen akma gerilmesi değerlerinin mikrosertlik değerleriyle korelasyonu.....	106
4.3.4. SP sünek-gevrek geğiş sıcaklıklarının belirlenmesi ve Charpy geğiş sıcaklıklarıyla korelasyonu.....	108
4.3.5. Farklı sıcaklıklardaki kırılma modlarının taramalı elektron mikroskobu (SEM ) ile incelenmesi.....	115
4.3.6. SP kırılma testi sonlu elemanlar modelinin oluşturulması.....	116
4.3.7. SP disklerinde çentik kullanılmasının SP sünek-gevrek geğiş sıcaklığına etkisi.....	119
5. SONUÇLAR.....	127
5.1. SP Sürünme Testi Sonuçları.....	127
5.2. SP Kırılma Testi Sonuçları.....	128
5.2.1. Esas metal, kaynak metali, HAZ-FG ve HAZ-CG'nin SP kırılma testine ait sonuçlar.....	128
5.2.2. Çentikli numunelerle yapılan SP kırılma testine ait sonuçlar.....	130
KAYNAKLAR.....	132
ÖZGEÇMİŞ.....	139

## SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ

Simgeler	Açıklama
$\dot{\Delta}_{min}$	Minimum çökme hızı
$\dot{\epsilon}_{min}$	Minimum sürünme hızı
$\dot{\epsilon}_{sp}^{maks}$	SP diskinde oluşan maksimum birim şekil değiştirme hızı
$\dot{\epsilon}$	Sürünme hızı, Birim şekil değiştirme hızı
E	Elastisite Modülü
$E_{LS}$	Alt Bölge (Lower shelf) kırılma enerjisi
$E_{SP}$	SP Kırılma Enerjisi
$E_{US}$	Üst Bölge (Upper shelf) kırılma enerjisi
F	Kuvvet, SP test kuvveti
$F_e$	SP kırılma testinde elastik-plastik geçiş kuvveti
$F_k$	SP kırılma testinde kırılma anındaki kuvvet
$F_{maks}$	SP kırılma testinde maksimum kuvvet
G	Kayma Modülü
h	SP disk kalınlığı
$h_0$	SP diski ilk kalınlığı
HV	Vickers sertlik değeri
HV0,3	0,3 kg'lık yük için Vickers mikrosertlik değeri
$k_{sp}$	SP testi için malzemeye özgü süneklik parametresi
P	Zımba kuvveti (Kesme Zımba Testi)
R	Deformasyon açıklığı yarıçapı, çentikli SP disklerinde çentiğin açıldığı çap
r	Zımba ucu yarıçapı
$S_{ort}$	Kalibrasyon ölçümlerinden elde edilen ortalama akım değeri
T	Sıcaklık
t	Kalibrasyon bloklarının uzunluğu
$T_{benzeş}$	Benzeş sıcaklık
$T_{charpy}$	Charpy sünek-gevrek geçiş sıcaklığı
$T_{EBS}$	Eş Bağlılık Sıcaklığı
$T_{ergime}$	Ergime sıcaklığı
$T_{işletme}$	İşletme sıcaklığı
$t_r$	Sürünme kırılma süresi
$T_{sp}$	SP sünek-gevrek geçiş sıcaklığı
v	SP kırılma testinde zımba hızı
$\Delta$	Çökme (SP sürünme testleri için), Yer değiştirme (SP kırılma testleri için)
$\Delta_k$	SP kırılma testinde kırılma anındaki yer değiştirme miktarı
$\Delta_{maks}$	SP kırılma testinde $F_{maks}$ 'ta gerçekleşen yer değiştirme miktarı
$\Delta_y$	SP sürünme testi başlangıcında plastik eğilme sonucu meydana gelen çökme
$\Delta_{y,de}$	SP sürünme testi başlangıcında plastik eğilme sonucu meydana gelen çökmenin deneysel değeri

$\Delta_{y,teo}$	SP sürünme testi başlangıcında plastik eğilme sonucu meydana gelen çökmenin teorik değeri
$\varepsilon$	Birim şekil değiştirme
$\varepsilon_0$	Geleneksel sürünme testinde meydana gelen ani elastik birim şekil değiştirme miktarı
$\varepsilon_n$	Mühendislik birim şekil değiştirmesi
$\varepsilon_t$	Gerçek birim şekil değiştirme
$\theta$	Zimba başıyla SP diski arasındaki kontak açısı
$\sigma$	Gerilme
$\sigma_{eff}$	SP sürünme testinde efektif gerilme
$\sigma_n$	Mühendislik gerilmesi
$\sigma_t$	Gerçek gerilme
$\sigma_{uts}$	Çekme gerilmesi
$\sigma_y$	Akma Gerilmesi
$\tau$	Kesme gerilmesi (Kesme Zimba Testi)
$\nu$	Poisson oranı
$\varphi$	SP diskinin kenetlendiği sınırdaki yüzey normalinin yaptığı açı

## Kısaltmalar

## Açıklama

AC1	Alt kritik sıcaklık
AC2	Üst kritik sıcaklık
ASM	American Society for Metals
ASTM	American Society for Testing and Materials
CBN	Kübik Boron Nitrit
CEN CoP	Avrupa Standartlar Komitesi Uygulama İlkeleri, Comité Européen de Normalisation Code of Practice
CNC	Bilgisayar Sayımlı Yönetim, Computer Numerical Control
CT	Compact Tension
DBTT	Sünek Gevrek Geçiş Sıcaklığı, Ductile to Brittle Transition Temperature
EC	Avrupa Birliği, European Community
ECCC	European Creep Collaborative Committee
EDM	Elektro Erozyon ile Kesme, Electro-Discharge Machining
EN/ISO	European Standard (Norm)/International Organization for Standardization
FATT	Kırılma Görünümü Geçiş sıcaklığı, Fracture Appearance Transition Temperature
FEM	Sonlu Elemanlar Yöntemi, Finite Element Method
GTAW	Gaz altı ark kaynağı, Gas tungsten arc welding
HAZ	Isı Tesiri Altındaki Bölge, Heat Affected Zone
HAZ-CG	Isı tesiri Altındaki Bölge Kaba Taneli Kısım, Heat Affected Zone Coarse Grained
HAZ-FG	Isı Tesiri Altındaki Bölge-İnce Taneli Kısım, Heat Affected Zone-Fine Grained

JRC-IET	Birleşik Araştırma Merkezi-Enerji ve Transport Enstitüsü, Joint Research Centre-Institute for Energy and Transport
LVDT	Linear Variable Differential Transformer
NI	National Instruments
NLGEOM	Nonlinear Geometri
ODS	Oksit Dispersiyonuyla Sertleştirilmiş, Oxide Dispersion Strengthened
PWHT	Kaynak Sonrası Isıl İşlem, Post Weld Heat Treatment
SAW	Toz altı ark kaynağı, Submerged arc welding
SEM	Taramalı Elektron Mikroskobu, Scanning Electron Microscope
SMAW	Elle ark kaynağı, Shielded metal arc welding
SP	Small Punch
TEM	Geçirimli Elektron Mikroskobu, Transmission Electron Microscope
CAX4	4-node bilinear axisymmetric quadrilateral, reduced integration

## ŞEKİLLER DİZİNİ

	Sayfa
<b>Şekil 2.1.</b> Tek eksenli sürünme testi (a) Sürünme testi şeması ( <a href="http://www.twi.co.uk/technical-knowledge/job-knowledge/creep-and-creep-testing-081/">http://www.twi.co.uk/technical-knowledge/job-knowledge/creep-and-creep-testing-081/</a> 2013) (b) JRC-IET’de kullanılan sürünme test düzeneklerinden biri	5
<b>Şekil 2.2.</b> Sürünme testi sonucunda elde edilen veriler (a) Birim şekil değiştirme-zaman eğrisi (b) Test boyunca birim şekil değiştirme hızının değişimi	6
<b>Şekil 2.3.</b> Sıcaklık ve gerilmenin sürünme davranışına etkisi (a) Sıcaklığın etkisi (b) Gerilmenin Etkisi (Meyers ve Chawla 2009)	7
<b>Şekil 2.4.</b> Difüzyon Sürünmesi (Hosford 2005)	9
<b>Şekil 2.5.</b> Tane Sınırı Kayması (Hosford 2005)	11
<b>Şekil 2.6.</b> Nikel (tane boyutu 32 µm) için sürünme etkisinde (a) Deformasyon Mekanizması Haritası (b) Kırılma Mekanizması Haritası (Dieter 1986)	12
<b>Şekil 2.7.</b> Kırılma tipinin sıcaklığa bağlı olarak değişmesi	12
<b>Şekil 2.8.</b> Sürünmede kırılma tipleri (Courtney 2000)	14
<b>Şekil 2.9.</b> Taneler arası çatlak oluşumu (a) w-tipi taneler arası çatlak oluşumu (Tane sınırı üçlü noktada) (b) r-tipi taneler arası çatlak oluşumu (c) Inconel 625 metaline ait w-tipi çatlak SEM görüntüsü (d) PE 16 süper alaşımına ait r-tipi çatlak SEM görüntüsü (ASM 1987)	14
<b>Şekil 2.10.</b> $1\frac{1}{4}\text{Cr}\frac{1}{2}\text{Mo}$ çeliğinin farklı sıcaklıklardaki sürünme hızı-gerilme eğrileri (ASM 1987)	15
<b>Şekil 2.11.</b> Inconel 718 alaşımını sürünme testi verileri (a) Farklı sıcaklıklarda log-log gerilme-sürünme kırılması eğrileri (b) Larson-Miller Master Grafiği (ASM 1987)	16
<b>Şekil 2.12.</b> Sürünmeye dayanıklı farklı çeliklerin kullanılması halinde gerekli boru et kalınlıkları (Arav ve Wortel 1995)	18

<b>Şekil 2.13.</b> Düşük ve yüksek Cr içeren çelikler için faz diyagramı (Blagoeva 2009)	20
<b>Şekil 2.14.</b> P91 çeliğinin sürünme öncesi ve sonrası mikroyapısındaki çökelti ve ikinci faz partikülleri (Watanabe ve ark. 2006)	21
<b>Şekil 2.15.</b> Kaynak boyunca mikroyapının değişimi (INTEGRITY Growth Project 2005)	22
<b>Şekil 2.16.</b> P91 kaynaklı bağlantısı içerisinde HAZ-FG içerisindeki Type IV bölgesinde çatlak oluşumu ve hasarın gerçekleşmesi (Watanabe ve ark. 2006)	23
<b>Şekil 2.17.</b> INTEGRITY Projesinden (INTEGRITY Growth Project 2005) alınan verilere göre bu çalışmada kullanılan P91 çeliğinin kaynağına ait ısıtıl işlem parametreleri	24
<b>Şekil 2.18.</b> Charpy Testi (a) Charpy Test düzeneği ( <a href="http://www.twi.co.uk/technical-knowledge/faqs/material-faqs/faq-what-is-charpy-testing/">http://www.twi.co.uk/technical-knowledge/faqs/material-faqs/faq-what-is-charpy-testing/</a> 2013) (b) Charpy Darbe Enerjisinin sıcaklıkla değişimi ve geçiş sıcaklığı	26
<b>Şekil 2.19.</b> Düzlemsel Mikro çekme testi numunesi ve kaynaklı bölgeden numune üretimi (Ceyhan ve ark. 2005)	30
<b>Şekil 2.20.</b> Standart Charpy numunesi ve test edilmiş standart numunelerden üretilen mini Charpy test numuneleri (Hyde ve ark. 2007)	31
<b>Şekil 2.21.</b> Aletli İndentasyon Testi (a) Aletli İndentasyon Cihazı ve bir portatif Aletli İndentasyon cihazının boru üzerinde ölçüm yapması (b) İndentasyon Testinden elde edilen kuvvet-batma derinliğinin gerilme-şekil değiştirmeye çevrilmesi (Li ve Hurst 2010)	32
<b>Şekil 2.22.</b> Baskı sürünme testi indenter ve numune geometrileri (d ~ 0,8-1 mm, h ~ 2-2,5 mm, w ~ 8-10 mm) (Hyde ve ark. 2010)	33
<b>Şekil 2.23.</b> Çekme gerilmesine maruz bırakılmış halka sürünme testi numunesi (Hyde ve Sun 2009)	33
<b>Şekil 2.24.</b> Kesme Zımba Testi (a) Kesme Zımba Testi şematik gösterimi (b) Test sonucunda belirlenen efektif kesme gerilmesi-yer değiştirme grafiği (Hyde ve ark. 2007)	35
<b>Şekil 2.25.</b> SP, çekme ve CT numuneleri ( <a href="http://www.dnvkema.com/Images/Small%20Punch%20Test.pdf">http://www.dnvkema.com/Images/Small%20Punch%20Test.pdf</a> )	36

<b>Şekil 2.26.</b> CoP’de öngörülen SP sürünme deneysel düzeneği (CEN CoP 2006)	<b>38</b>
<b>Şekil 2.27.</b> SP numunesi	<b>40</b>
<b>Şekil 2.28.</b> Kepçe tipi kesiciyle malzeme çıkarma (Scoop Sampling) (a) Kepçe tipi kesici (b) Parçanın yüzeyinden çıkarılan malzeme ve bundan kesilen SP diskleri (c) Kepçe başının kesme esnasındaki dönme ve öteleme eksenleri (CEN CoP 2006, Roberts ve ark. 2010)	<b>43</b>
<b>Şekil 2.29.</b> Elektro Erozyon ile Kesme yöntemi (EDM) (a) EDM ile Kesme aleti (b) EDM ile çıkarılmış malzeme (CEN CoP 2006)	<b>43</b>
<b>Şekil 3.1.</b> Numunelerin çıkarıldığı Integrity borusu	<b>46</b>
<b>Şekil 3.2.</b> Integrity borusu şematik gösterimi	<b>46</b>
<b>Şekil 3.3.</b> SP disklerinin üretilmesi: (a) Kaynaklı parçadan silindirlerin çıkarılmasının şematik gösterimi (b) Silindirlerden SP disklerinin kesilmiş hali	<b>47</b>
<b>Şekil 3.4.</b> Sertlik değerlerinin belirlenmesi için yapılan ölçümler (a) Silindir kesiti üzerinden sertlik profilinin belirlenmesi (b) SP diskleri üzerinden sertlik değerlerinin belirlenmesi	<b>49</b>
<b>Şekil 3.5.</b> JRC-IET’deki X ışınları Bilgisayarlı tomografi cihazı	<b>49</b>
<b>Şekil 3.6.</b> SP sürünme test düzeneği	<b>51</b>
<b>Şekil 3.7.</b> SP sürünme testi fırını içerisindeki deneysel ekipmanların kesit gösterimi	<b>51</b>
<b>Şekil 3.8.</b> LVDT kalibrasyon grafiği	<b>54</b>
<b>Şekil 3.9.</b> Termokuplların kalibrasyonu için kullanılan referans fırını	<b>56</b>
<b>Şekil 3.10.</b> SP diskinin üzerinde meydana gelen sıcaklık gradyanının belirlenmesi için SP diskinin alt ve üst merkezine kaynaklanan termokuplların yerleşimi	<b>57</b>
<b>Şekil 3.11.</b> SP diskinin üst merkezine nokta kaynağıyla sabitlenen termokupl	<b>57</b>
<b>Şekil 3.12.</b> Test termokupluyla kaynaklı termokuplların ölçtüğü sıcaklıklar arasındaki fark ve argon debisinin etkisinin incelenmesi	<b>58</b>



<b>Şekil 3.13.</b> Seramik çubuk içerisine açılan deliklerden disk merkezine ulaştırılan termokupl	<b>58</b>
<b>Şekil 3.14.</b> SP kırılma test düzeneğinin şeması	<b>59</b>
<b>Şekil 3.15.</b> SP kırılma test düzeneği (a) Intron test cihazına monte edilmiş SP kırılma test düzeneği (b) SP kırılma test düzeneğine ait kalıplar ve küresel başlı zımba	<b>60</b>
<b>Şekil 3.16.</b> Sıvı nitrojen için kullanılan sistem	<b>61</b>
<b>Şekil 4.1.</b> Optik mikroskop görüntüleri a) Kaynak metalinden esas metale mikroyapının değişimi b) Kaynak Metali (c) HAZ-CG (d) HAZ-FG (e) Esas Metal	<b>63</b>
<b>Şekil 4.2.</b> P91 kaynağının Mikrosertlik dağılımı	<b>63</b>
<b>Şekil 4.3.</b> SP sürünme testinden elde edilen tipik bir çökme-zaman eğrisi $\Delta(t)$ ve yine bu teste ait çökme hızı-zaman eğrisi $\dot{\Delta}(t)$ (Eğri verileri bu çalışma kapsamında yapılan P91 esas metalinin F=314 N'luk SP sürünme testine aittir. Çökme hızı sayısal türev almayla hesaplanmıştır.)	<b>64</b>
<b>Şekil 4.4.</b> P91 çeliğine ait SP sürünme çökme-zaman eğrisinin ve tek eksenli sürünme testi birim şekil değiştirme-zaman eğrisiyle karşılaştırılması (Tek eksenli sürünme testi verisi Blagoeva (2009)'dan sağlanmıştır.)	<b>66</b>
<b>Şekil 4.5.</b> Esas Metal, Kaynak Metali, HAZ-CG ve HAZ-FG'ye ait çökme zaman grafikleri, uygulanan test kuvveti (a) F=314 N (b) F=294 N	<b>67</b>
<b>Şekil 4.6.</b> Esas Metal, Kaynak Metali, HAZ-CG ve HAZ-FG'ye ait SP sonuçlarından elde edilen Norton ilişkisi	<b>69</b>
<b>Şekil 4.7.</b> Esas Metal, Kaynak Metali, HAZ-CG ve HAZ-FG'ye ait SP sonuçlarından elde edilen Monkman-Grant ilişkisi	<b>70</b>
<b>Şekil 4.8.</b> Chakrabarty'nin teorisine göre deformasyon geometrisi (Chakrabarty 1970)	<b>72</b>
<b>Şekil 4.9.</b> SP sürünme test sonuçlarının tek eksenli sürünme testi sonuçlarıyla karşılaştırılması (kuvvet/gerilme-kırılma süresi grafikleri) (a) SP test kuvveti değerleri kullanılarak (b) SP efektif gerilme değerleri ( $k_{sp}=1$ ) kullanılarak (c) SP gerilme değerleri $k_{sp}$ değerleriyle hesaplanmış halde	<b>74</b>
<b>Şekil 4.10.</b> Aynı sıcaklıkta yapılmış SP test sonuçlarında $k_{sp}$ değerlerinin kuvvete bağlı değişimi (a) Blagoeva (2009) (b) Li ve Strum (2008)	<b>75</b>

<b>Şekil 4.11.</b> Membran şekil değişimine SP diski için gerilmenin çökmeyle değişimi	77
<b>Şekil 4.12.</b> Tipik bir SP sürünme testinde büküm noktası	78
<b>Şekil 4.13.</b> F=314 N için Esas Metal, Kaynak Metali, HAZ-CG ve HAZ-FG'ye ait çökme hızı-çökme eğrileri ve minimum çökme hızları ile bu değere sahip çökme değerlerinin (büküm noktalarının) belirlenmesi	79
<b>Şekil 4.14.</b> Matlab ile ikincil sürünme evresindeki büküm noktalarının belirlenmesi	79
<b>Şekil 4.15.</b> Deneysel başlangıç plastik deformasyon değerinin belirlenmesi	81
<b>Şekil 4.16.</b> Tüm bölgeler için SP gerilme-kırılma süresi grafikleri: efektif gerilme yaklaşımına göre (başlangıçtaki plastik deformasyon miktarı düzeltilmesiyle ve düzeltilmesi olmadan) ve CoP yaklaşımına göre a) Esas Metal (b) Kaynak Metali (c) HAZ-FG (d) HAZ-CG (*Tek eksenli sürünme test verileri Blagoeva'nın (2009) çalışmasından sağlanmıştır)	83
<b>Şekil 4.17.</b> SP sürünme testinin alt ve üst kalıbı içeren sonlu elemanlar modeli	86
<b>Şekil 4.18.</b> SP sürünme testinin zımba ve SP diskinden oluşan basitleştirilmiş modeli	87
<b>Şekil 4.19.</b> Farklı kenetleme tasarımlarına sahip FEM'lerin SP çökme-zaman eğrilerinin deneysel eğrilerle beraber karşılaştırılması	87
<b>Şekil 4.20.</b> Norton Parametrelerinin elde edilmesi ve bu parametrelerin SP çökme-zaman eğrilerine etkisi (a) Tek eksenli sürünme test sonuçlarından Norton parametrelerinin hesaplanması (b) Farklı Norton parametreleriyle çözdürülmüş FEM sonuçlarının deneysel sonuçlarla karşılaştırılması	90
<b>Şekil 4.21.</b> SP diski ve zımba başı arasındaki sürtünme katsayısının SP çökme-zaman eğrilerine etkisi	91
<b>Şekil 4.22.</b> SP diskinde kullanılan eleman yoğunluğunun sayısal SP çökme-zaman eğrilerine etkisi ve bu sonuçların deneysel eğrilerle karşılaştırılması	92
<b>Şekil 4.23.</b> Membran Şekil Değişimi Teorisine göre gerilmenin çökmeyle değişimi	93
<b>Şekil 4.24.</b> Çift yarıçaplı modifiye edilmiş zımba başı geometrisi (Turba 2011)	93

<b>Şekil 4.25.</b> Farklı $\theta_2$ , $r_1$ değerlerinin SP çökme-zaman eğrilerine etkisinin sonlu elemanlar modelleriyle belirlenmesi ( $F=294$ N $T=600^\circ\text{C}$ ) (a) $r_1$ parametresinin etkisi (b) $\theta_2$ parametresinin etkisi	<b>95</b>
<b>Şekil 4.26.</b> Standart zımba başı yerine modifiye edilmiş zımba başı ( $r_1=2$ mm, $\theta_2=60^\circ$ ) kullanılması durumunda SP diskinde oluşan eşdeğer gerilme ve plastik deformasyon değerlerindeki düşüş. (a) Eşdeğer gerilme (b) Eşdeğer şekil değiştirme	<b>97</b>
<b>Şekil 4.27.</b> SP kırılma testine ait karakteristik eğri	<b>98</b>
<b>Şekil 4.28.</b> Tüm bölgelere ait farklı sıcaklıklardaki kuvvet-şekil değiştirme eğrileri a) Esas Metal (b) Kaynak Metali (c) HAZ-CG (d) HAZ-FG	<b>102</b>
<b>Şekil 4.29.</b> Esas Metal, Kaynak Metali, HAZ-CG, HAZ-FG'e ait kuvvet-şekil değiştirme grafikleri a) $22^\circ\text{C}$ b) $-158^\circ\text{C}$ c) $-196^\circ\text{C}$	<b>104</b>
<b>Şekil 4.30.</b> Elastik-Plastik geçiş kuvvetinin ( $F_e$ ) belirlenmesi (a) İki tanjant metodu (b) $F_e$ 'nin belirlendiği tüm bölgelere ait $22^\circ\text{C}$ 'deki yapılmış testlerin eğrilerin başlangıç kısımları	<b>105</b>
<b>Şekil 4.31.</b> Mikrosertlik değerlerinin $F_e$ ve $\sigma_y$ ile lineer ilişkisi. Literatürde (* Pavlina ve Van Tyne 2008) çok geniş bir çelik çeşidine ait sertlik - $\sigma_y$ ilişkisinin regresyonu da karşılaştırma maksadıyla grafikte yer almıştır	<b>108</b>
<b>Şekil 4.32.</b> SP kırılma Enerjisinin ( $E_{sp}$ ) ve Charpy kırılma Enerjisinin sıcaklığa bağlı değişimi ve sünek gevrek geçiş sıcaklıklarının belirlenmesi (a) Esas Metal (b) Kaynak Metali (c) HAZ-CG ve HAZ-FG	<b>111</b>
<b>Şekil 4.33.</b> Kırılma anındaki yer değiştirme miktarlarının sıcaklığa bağlı değişimi (Esas metale ait *'lı veriler Blagoeva 2009'dan sağlanmıştır.)	<b>113</b>
<b>Şekil 4.34.</b> Kırılmış HAZ-CG disklerinin ve bunlara ait kırılma yüzeylerinin SEM görüntüleri (a) $22^\circ\text{C}$ (b) $-158^\circ\text{C}$ (c) $-196^\circ\text{C}$	<b>116</b>
<b>Şekil 4.35.</b> P91 çeliğinin oda sıcaklığında ( $22^\circ\text{C}$ ) yapılmış SP kırılma testine ait kuvvet-yer değiştirme eğrilerinin FEM'den elde edilen eğrilerle karşılaştırılması	<b>118</b>
<b>Şekil 4.36.</b> $\Delta=1,5$ mm'de testi durdurulmuş SP diskinin kesitine ait bilgisayarlı tomografi görüntüsü ve aynı değerde FEM'e ait eşdeğer plastik şekil değiştirme dağılımı	<b>119</b>
<b>Şekil 4.37.</b> Çentikli SP diski a) Çevresel olarak açılmış çentiğin genel görünümü b) Çentik dibinin görüldüğü çentiğin bir kısmını içeren SEM görüntüsü	<b>120</b>

<b>Şekil 4.38.</b> Çentikli ve standart çentiksiz SP disklerine ait farklı sıcaklıklardaki kuvvet-yer değiştirme eğrileri	<b>121</b>
<b>Şekil 4.39.</b> Oda sıcaklığı (22°C) için 1 mm kalınlıktaki çentikli ve çentiksiz SP disklerine ait kuvvet-yer değiştirme eğrileri	<b>122</b>
<b>Şekil 4.40.</b> Çentikli ve standart çentiksiz SP disklerine ait kırılma enerjilerinin sıcaklıkla değişimi	<b>123</b>
<b>Şekil 4.41.</b> Oda sıcaklığında (22°C) ve -196°C’de test edilmiş SP disklerine ait optik mikroskop görüntüleri (a) 22°C b) -196°C	<b>124</b>
<b>Şekil 4.42.</b> Sünek ve gevrek kırılma halinde çatlak ilerleme yönünü gösteren SEM görüntüleri (a) 22°C (b) -196°C. Bu durumlara karşılık gelen sonlu elemanlar sonuçları (c) 22°C (d) -196°C	<b>124</b>
<b>Şekil 4.43.</b> Çentikli SP diskinin elemanlara ayrılması	<b>125</b>
<b>Şekil 4.44.</b> R=1,25 mm ve R=1 mm çap değerlerinde açılan çentiğin dibinde oluşan eşdeğer plastik şekil değiştirme yoğunluğu	<b>126</b>

## ÇİZELGELER DİZİNİ

	<b>Sayfa</b>
<b>Çizelge 2.1.</b> P91 çeliğinin kimyasal kompozisyonu	<b>19</b>
<b>Çizelge 3.1.</b> Çalışmada kullanılan P91 çeliğinin kimyasal kompozisyonu	<b>45</b>
<b>Çizelge 4.1.</b> SP sürünme test sonuçları	<b>68</b>
<b>Çizelge 4.2.</b> P91 çeliğinin Abaqus'e girilen 600°C'deki elastik ve plastik malzeme özellikleri (Tek eksenli çekme testi eğri verileri Blagoeva (2009)'dan alınmıştır.)	<b>88</b>
<b>Çizelge 4.3.</b> 294 N ve 314 N test kuvveti için farklı zımba başı geometrisine sahip sonlu elemanlar modellerinden belirlen $\Delta_y$ değerleri ve standart zımba başı için teorik $\Delta_y$ değerleri (denklem 4.14'e göre hesaplanmıştır)	<b>96</b>
<b>Çizelge 4.4.</b> Tüm bölgelere ait mikrosertlik değerleri, elastik-plastik geçiş kuvveti ( $F_e$ ), SP testinden belirlenen akma gerilmesi ( $\sigma_y$ ) ve esas metal için tek eksenli çekme testinden belirlenen akma gerilmesi	<b>107</b>
<b>Çizelge 4.5.</b> SP kırılma enerjisi ve kırılma anındaki yer değiştirme miktarları değerlerine denklem 4.22'ye göre regresyon uygulanmasıyla belirlenen geçiş sıcaklıkları	<b>113</b>
<b>Çizelge 4.6.</b> SP kırılma test sonuçları	<b>114</b>

## 1. GİRİŞ

Dünya çapındaki teknolojik gelişmeler ivme kazanarak artmakta bu da enerjiye olan ihtiyacı daha da arttırmaktadır. Günümüzde hala enerji ihtiyacının büyük bir kısmı fosil yakıtlar tarafından karşılanmaktadır. Fosil yakıtların kullanımından açığa çıkan CO<sub>2</sub> salınımının çevresel etkileri ve ekolojik dengeye olan müdahalesi artık net bir şekilde herkes tarafından bilinmektedir. Doğal olarak bu enerji türüne olan tepkilerin artması CO<sub>2</sub> salınımına sert kısıtlar getirilmesini ve bu sebeple yenilenebilir enerji kaynakları gibi diğer enerji türleri üzerine ilgiyi arttırmıştır. Bunun yanında nükleer enerji de tekrar gündeme gelmiştir ve daha verimli ve güvenli çalışan yeni nesil nükleer güç santrallerinin geliştirilmesiyle alakalı çalışmalar başlatılmıştır.

Çalışmaların önem kazandığı diğer bir nokta ise enerji üretim sistemlerindeki ısı veriminin artırılması olmuştur. Isıl verimin artırılması için sistemlerdeki maksimum sıcaklığın artırılması ve bu şartlara dayanabilecek yeni alaşımların geliştirilmesini gerektirmiştir. Bu gereksinimler doğrultusunda, gerek nükleer gerekse diğer güç santrali türlerinde ferritik/martenzitik yapıya sahip yüksek krom içeriğine sahip P91 (9Cr-1Mo) çeliği yaygın olarak kullanılmaktadır. Bu çalışmada P91 çeliğine ait kaynaklı bağlantının yüksek ve düşük sıcaklıktaki mekanik özellikleri belirlenmiştir.

Ayrıca kullanımda olan güç santrallerinin kalan ömürlerinin tayin edilmesi ve uzatılması çok büyük maddi getiriler sağlamaktadır. Bu amaçla bu santrallerde kullanılan elemanların mekanik özelliklerindeki bozulmanın (degradasyonun) belirli periyotlarla kontrol edilmesi gerekmektedir. Parçalarından mekanik testler için numune çıkarımı sonrasında güvenli bir şekilde kullanıma devam edilebilmesi için geleneksel tahribatlı test yöntemlerinden farklı olarak yeni test tekniklerine ihtiyaç duyulmuştur. Bu yöntemler genel olarak geleneksel test yöntemlerine göre çok daha küçük test numunelerine ihtiyaç duyan ve dolayısıyla elemandan kullanımına mani olmayacak şekilde küçük numuneler çıkarılmasını öngören minyatür test teknikleridir.

Bu minyatür test tekniklerinden biri olan Small Punch (SP) yöntemi malzemelerin hem yüksek sıcaklık hem de düşük sıcaklık mekanik özelliklerinin belirlenmesinde

kullanılmakta olan yeni bir test metodudur. SP sürünme testiyle yüksek sıcaklık, SP kırılma testiyle düşük sıcaklık özellikleri farklı tasarımlara sahip deneysel düzeneklerle gerçekleştirilmektedir.

Henüz tam olarak bir standarda sahip olmayan SP test tekniği için 2006 yılında Avrupa Standartlar Komitesince belirlenmiş Uygulama İlkeleri (CEN Code of Practice) geliştirilmiştir (CEN CoP 2006). Bu sayede SP test tekniğini uygulayabilen kısıtlı sayıdaki laboratuvarın belli standartları takip ederek SP testlerini gerçekleştirmesi mümkün olmuş ve farklı laboratuvardan çıkan sonuçların birbiriyle kıyaslanabilmesi ve ortak çalışmaların yapılabilmesinin önü açılmıştır.

Numune boyutlarının küçük olması nedeniyle SP testinin önem kazandığı diğer bir alan da geleneksel test numuneleri için yeterli olacak kadar malzeme çıkarılamayan lokal bölgelerin mekanik özelliklerinin belirlenebilmesidir. Kaynaklı bağlantılarda ısı tesiri sonucu mikroyapının değişime uğradığı ısı tesiri altındaki bölge (Heat Affected Zone-HAZ) buna örnektir. Bu çalışmada SP test numuneleri P91 çeliğine ait esas metal ve kaynak metalinin yanısıra çok dar olan HAZ bölgesinin ince (HAZ-FG) ve kaba taneli (HAZ-CG) kısımlarından ayrı ayrı elde edilmiştir. Esas metal, kaynak metali, ısı tesiri altındaki ince ve kaba tane yapılı kısım olarak bu dört farklı bölge için SP sürünme ve kırılma testleri gerçekleştirilmiştir.

SP sürünme test tekniğinde şu an en acil ihtiyaç SP sonuçları ve geleneksel test sonuçları arasında geçerliliği tamamen kanıtlanmış korelasyonun kurulmasıdır. Bu alanda atılacak adımla endüstrinin SP testine olan ilgisi daha fazla artacaktır. Bu çalışmada SP sürünme test sonuçlarının geleneksel sürünme testi sonuçlarıyla korelasyonu için geliştirilmiş yeni bir metod ilk defa bu sonuçların analizinde kullanılmıştır ve başlangıç için oldukça umut vaat eden sonuçlar elde edilmiştir. Metod, P91 çeliği kaynaklı bağlantısının farklı bölgelerine uygulanmış ve sonuçlar Code of Practice ilkelerine göre elde edilen sonuçlarla kıyaslanmıştır. SP kırılma testlerinden P91 çeliğinin sünek-gevrek geçiş sıcaklıkları belirlenerek Charpy V çentik Darbe testleri ile korelasyonları gerçekleştirilmiştir. Literatürde henüz P91 çeliği için

belirlenmemiş olan SP-Charpy geçiş sıcaklığı korelasyon katsayısı esas metal ve kaynak metali için elde edilmiştir.

Tez kapsamında yapılmış bu çalışmaların, SP testine olan ilgiyi hem SP testinin henüz uygulaması olmayan Türkiye’de hem de dünya genelinde arttırması ve standarda ulaşma yolunda katkı sağlayacağı düşünülmektedir.



## 2.KAYNAK ÖZETLERİ

Bu bölümde tez sonuçlarının verileceği ileriki bölümlere yardımcı olması amacıyla metallerin yüksek sıcaklıktaki sürünme davranışı, testlerde kullanılan P91 çeliği, deney sonuçlarının SP kırılma testleriyle karşılaştırıldığı Charpy Darbe Deneyi, minyatür mekanik test teknikleri ve bu tezde kullanılan SP test tekniği hakkında detaylı bilgi verilmiştir.

### 2.1. Sürünme

Malzemelerin zamana bağlı deformasyona uğramaları sürünme olarak adlandırılır. Metaller, uygulanan sabit gerilmeyle ani olarak bir miktar şekil değişimine uğradıktan sonra gerilme sabit olarak uygulanmaya devam edilirse şekil değişimi malzeme hasara uğrayana kadar devam eder.

Metal ve seramiklerde sürünme mekanizmalarının etkin hale geldiği sıcaklık aralığı

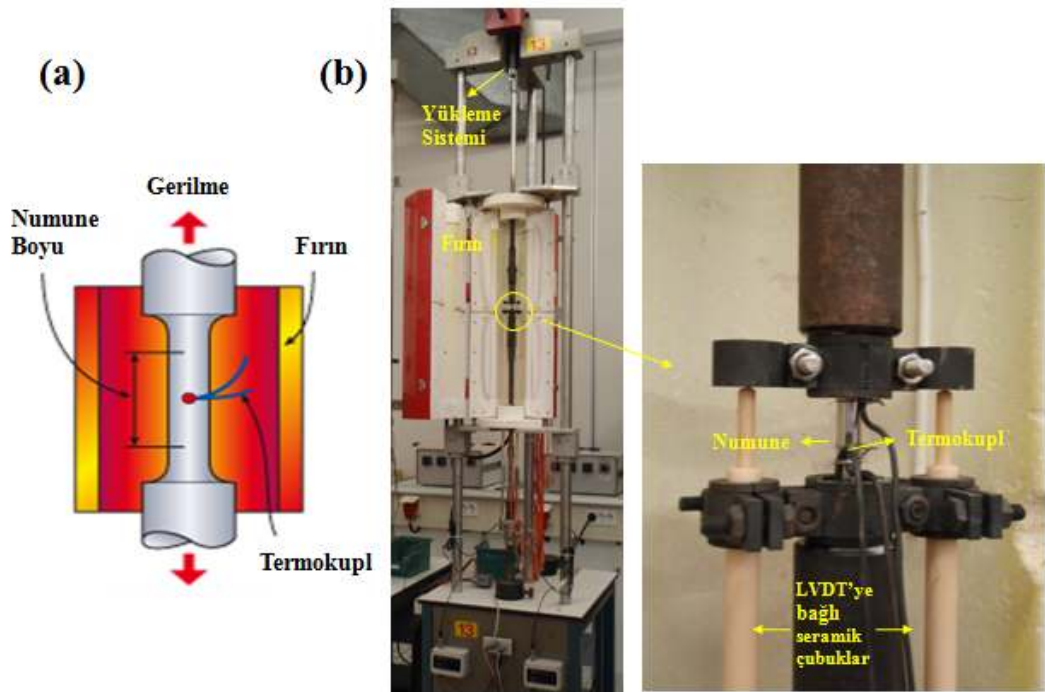
$$0,5 T_{ergime} < T < T_{ergime} \quad (2.1)$$

olarak verilmektedir. Veya başka bir ifadeyle Benzeş sıcaklığın 0,5'den büyük olduğu sıcaklıklarda malzemenin viskoz davranış gösterdiği (süründüğü) söylenebilir. Benzeş sıcaklık (Homologous Temperature) malzemenin işletme halinde maruz kaldığı sıcaklığın malzemenin ergime sıcaklığına oranıdır:

$$T_{benzeş} = \frac{T_{işletme}}{T_{ergime}} > 0,5 \quad (2.2)$$

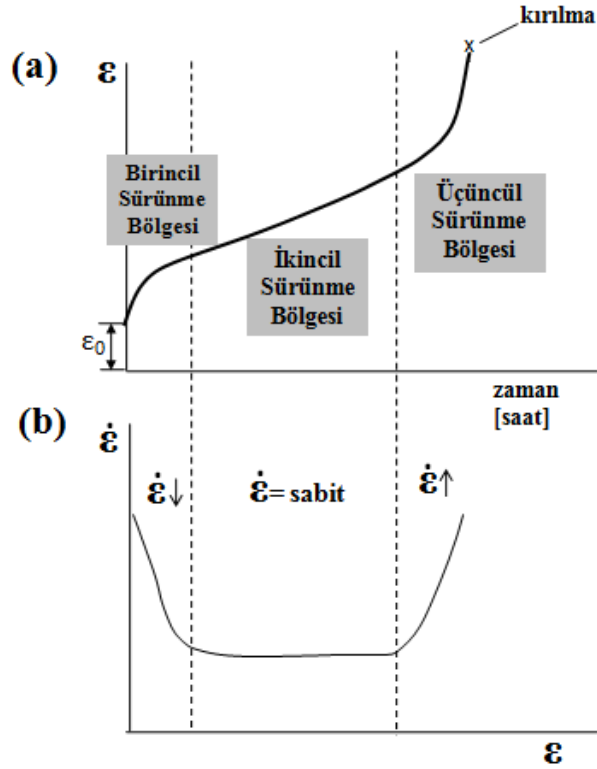
Buhar santralleri, gaz türbinleri, nükleer santraller ve kimya endüstrisinde malzemeler yüksek sıcaklıklara maruz kaldıkları için sürünme deformasyonu bu uygulama alanları için önem arz etmektedir. Buralarda kullanılacak elemanların yapılacağı malzemenin seçiminde sürünme dayanımının dikkate alınması gerekmektedir.

Malzemelerin sürünme dayanımlarını belirlemek için sabit sıcaklık ve gerilme altında sürünme testleri gerçekleştirilir. Numunelerin uzun süreler boyunca yüksek sıcaklıkta tutulması gerektiği için yüksek sıcaklık fırınları, numune sıcaklığının ölçülmesi için termokupllar ve sürünme uzamasının ölçülmesi için LVDT'ler (Linear Variable Differential Transformer) kullanılmaktadır (Şekil 2.1(a)-(b)). Sürünme deneyleri iki farklı amaç için yapılmaktadır. Birim zamana bağlı şekil değiştirme miktarını belirlemek için sürünme testleri (Creep tests) ve numunenin kırılmaya kadar olan sürünme ömrünü hesaplamak için sürünme kırılma testleri (Creep rupture tests) gerçekleştirilir.



**Şekil 2.1.** Tek eksenli sürünme testi (a) Sürünme testi şeması (<http://www.twi.co.uk/technical-knowledge/job-knowledge/creep-and-creep-testing-081/2013>) (b) JRC-IET'de kullanılan sürünme test düzeneklerinden biri

Tek eksenli sürünme testinden elde edilen tipik bir eğri Şekil 2.2'de verilmiştir. Test boyunca zamana bağlı olarak numune de meydana gelen birim şekil değiştirme miktarı kaydedilir. Numunede testin başlangıcında ani elastik şekil değişimi ( $\epsilon_0$ ) meydana geldikten sonra şekil değişimi sürünme mekanizmaları sayesinde devam eder. Tipik bir sürünme şekil değiştirme-zaman eğrisi üç bölgeden oluşur. Bunlar birincil, ikincil (kararlı) ve üçüncül sürünme bölgeleridir.



**Şekil 2.2.** Sürünme testi sonucunda elde edilen veriler (a) Birim şekil değiştirme-zaman eğrisi (b) Test boyunca birim şekil değiştirme hızının değişimi

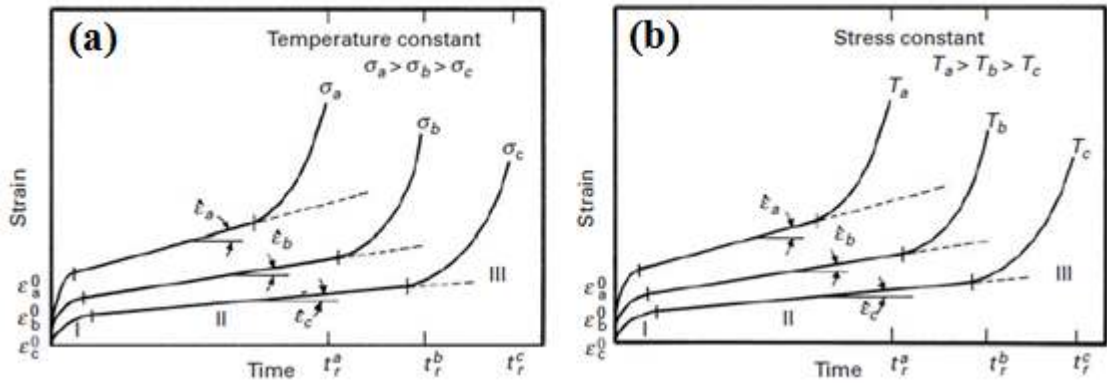
**Birincil Sürünme Bölgesi:** Uğradığı deformasyon sonucu malzemenin pekleşmesi (strain hardening) ve dolayısıyla dislokasyon yoğunluğu artar buna bağlı olarak sürünme hızı azalır.

**İkincil (kararlı) Sürünme Bölgesi:** Bu bölgede pekleşmenin etkisini dengeleyecek olan toparlanma (recovery), gevşeme (softening) ve hasar (damage) mekanizmaları devreye girer. Pekleşmede artan dislokasyon sayısı, toparlanmada dislokasyonların birbirlerini yok etmesiyle (annihilation) azalır ve bu iki mekanizma birbirini dengelemesi sonucu sürünme hızı sabit kalır. Bu bölgede sürünme hızı en düşük değere ulaştığı için ikincil sürünme hızı (secondary creep rate) minimum sürünme hızı (minimum creep rate,  $\dot{\epsilon}_{min}$ ) olarak da adlandırılır. Sürünmeye dayanıklı malzeme geliştirilmesinde önemli bir ölçüt bu deformasyon hızının olabildiğince küçük olmasıdır çünkü ikincil sürünme evresi süre olarak tüm sürünme evresinin büyük çoğunluğunu kapsamaktadır. Bu yüzden malzemenin minimum sürünme hızı ne kadar düşük olursa malzemenin hasara uğraması da o kadar uzun sürecektir.

**Üçüncül Sürünme Bölgesi:** Malzemede boyun verme başlar ve ikincil sürünme bölgesinde hasar mekanizmaları sonucu oluşan boşluklar birleşerek malzemede çatlak oluşumuna ve sonunda numunenin kırılmasına yol açar. Bu bölgede sürünme hızı sürekli artarak maksimum değerine ulaşır.  
(Hosford 2005, Meyers ve Chawla 2009)

### Minimum sürünme hızının gerilme ve sıcaklığa bağlı değişimi

Şekil 2.3’de sıcaklığın ve gerilmenin sürünme davranışına etkisi görülmektedir. Sıcaklığın ve gerilmenin artırılması sürünme deformasyonu mekanizmalarını hızlandırarak minimum sürünme hızını artırır ve kırılma ömrünü azaltır.



**Şekil 2.3.** Sıcaklık ve gerilmenin sürünme davranışına etkisi (a) Sıcaklığın etkisi (b) Gerilmenin Etkisi (Meyers ve Chawla 2009)

Sürünme testlerinden elde edilen sonuçlar ikincil sürünme evresindeki minimum sürünme hızının ( $\dot{\epsilon}_{min}$ ) gerilme ve sıcaklığa bağlı olarak Şekil 2.3’de gösterildiği gibi değiştiğini göstermiştir. Isıl aktivasyon içeren bir deformasyon süreci olan sürünmede deformasyon hızı Arrhenius denklem tipinde ifade edilebilmektedir

$$\dot{\epsilon}_{min}(\sigma, T) = f(\sigma) e^{\frac{Q}{RT}} \quad (2.3)$$

Burada  $\sigma$  ve  $T$  gerilme ve sıcaklık,  $Q$  termal aktivasyon enerjisi,  $R$  evrensel gaz sabiti (8,314 Jmol<sup>-1</sup>K<sup>-1</sup>)’dir. Norton’un ileri sürdüğü  $\dot{\epsilon}_{min}$ ’nin gerilmeyle nonlineer olarak

değiştirdiği denklem 2.4'deki ifade ise sürünme verilerinin değerlendirilmesinde yaygın olarak kullanılmaktadır (Norton 1929)

$$\dot{\epsilon}_{min} = A \sigma^n \quad (2.4)$$

Bu ifade Norton'un ardından Norton Yasası (Norton Law) olarak adlandırılmıştır; literatürde Power Law olarak da geçmektedir. Burada malzemeye özgü sabitler olan  $A$  Norton çarpanı ve  $n$  ise Norton üstelidir. Bu malzeme sabitleri gerilme ve sıcaklık etkisiyle farklı sürünme mekanizmaları etkin hale geldiği için değişik değerler alabilir. Şu ana kadar gerçekleştirilen testlerle  $n$ 'in düşük gerilmelerde 1'e yakın değerler alırken yüksek gerilmelerde 14 gibi değerlere çıkabildiği gösterilmiştir (ASM 1987).

$\dot{\epsilon}_{min}$  ve sürünme kırılma süresi ( $t_r$ ) arasındaki ilişki ise Monkman ve Grant (1956) tarafından denklem 2.5'deki gibi ifade edilmiştir

$$\log t_r + m \log \dot{\epsilon}_{min} = C \quad (2.5)$$

Burada  $m$  ve  $C$  malzeme parametreleridir. Bu ifadeye göre  $\log \dot{\epsilon}_{min}$  ve  $\log t_r$  değerlerinden oluşturulan grafikte veriler aynı regresyon doğrusu üzerine düşmektedir. Böylece  $\dot{\epsilon}_{min}$  değeri belirlenen uzun bir test için bu regresyon doğrusu üzerinden ekstrapolasyon yapılarak kırılma süresi hesaplanabilmektedir. Dikkat edilmesi gereken nokta gerilme değerinin değişmesiyle deformasyon mekanizmaları değişebileceği için ekstrapolasyonla elde edilen bu tahmini değerler bazı durumlarda kayda değer sapma gösterebilmektedir.

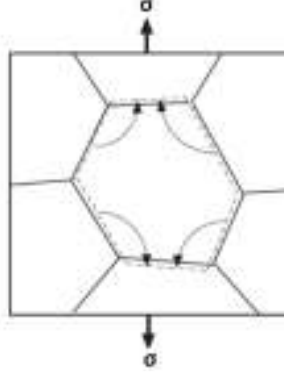
### **Sürünme (şekil değiştirme) mekanizmaları**

Sıcaklığın artmasıyla beraber malzemelerde şekil değiştirmeye sebep olan sürünme mekanizmaları devreye girer. Bunlar genel olarak difüzyon sürünme mekanizmaları ve dislokasyon sürünme mekanizmaları olarak ayrılır. Isıl aktivasyonla atomların yayınması ve dislokasyonların engelleri aşarak hareket edebilme kabiliyetleri artar. Bunlara ek olarak tanelerin sınırları boyunca birbirlerine göre hareketleri, alt tane

(subgrain) oluşumu ve yeni kayma sistemlerinin oluşması da sürünme deformasyonuna yardımcı mekanizmalardır.

### 1. Difüzyon Sürünmesi (Diffusional Creep):

Bu mekanizma gerilmeler dislokasyonları hareket ettirecek kadar büyük değilken etkindir. Atomların uygulanan çekme gerilmesi yönünde difüzyon mekanizmasıyla hareket etmesi, tanelerin alt ve üst sınırındaki boşlukları doldurmasıyla gerçekleşir. Bunun sonucu olarak malzeme gerilmenin uygulandığı yönde şekil değişimine uğrar (Şekil 2.4) (Hosford 2005).



Şekil 2.4. Difüzyon Sürünmesi (Hosford 2005)

Naborro ve Herring tüm kafes boyunca yer alan atomların difüzyonunu (lattice diffusion) matematiksel olarak

$$\dot{\epsilon} = A_{HN} \frac{D_l G b}{k T} \left(\frac{b}{d}\right)^2 \left(\frac{\sigma}{G}\right) \quad (2.6)$$

denklemleriyle ifade etmişlerdir. Burada  $A_{HN}$  Naborro- Herring katsayısı (genelde 10-15 arasında değer alır),  $D_l$  kafes yayılım katsayısı,  $T$  mutlak sıcaklık,  $b$  Burgers vektörünün şiddeti,  $k$  ( $=1,38 \times 10^{-23}$ ) Boltzmann sabiti,  $\sigma$  gerilme,  $G$  kayma modülüdür.

Daha düşük sıcaklıklarda difüzyonun tüm tane yerine tane sınırlarındaki atomlar boyunca gerçekleşmesi daha etkindir. Coble işte bu tane sınırları boyunca gerçekleşen difüzyon sürünmesi (grain boundary diffusion) için şu ifadeyi geliştirmiştir

$$\dot{\epsilon} = A_c D_{gb} \frac{G b \delta}{k T b} \left(\frac{b}{d}\right)^3 \left(\frac{\sigma}{G}\right) \quad (2.7)$$

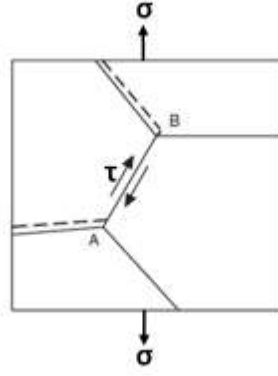
Burada  $A_c$  Coble katsayısı (genelde 30-50 arasında bir değer),  $D_{gb}$  tane sınırı difüzyon katsayısı,  $\delta$  difüzyonun olduğu efektif tane sınırıdır. Tane sınırları boyunca gerçekleşen difüzyon sürünmesinin düşük sıcaklıklarda daha etkin hale gelmesinin sebebi bu mekanizma için gerekli aktivasyon enerjisinin daha düşük olmasıdır. Her iki ifade de sürünme hızının tane büyüklüğüyle ters orantılı olarak değiştiği ( $d^{-2}$  ve  $d^{-3}$ ) dolayısıyla düşük sürünme hızı yani daha iyi sürünme dayanımı için tane boyutunun büyük olmasının gerektiği anlaşılmaktadır.

## 2. Dislokasyon Sürünmesi (Dislocation Creep)

Dislokasyon sürünmesi gerilmenin dislokasyonları hareket ettirebilecek büyüklükte ( $10^{-4} < \sigma/G < 10^{-2}$ ) olması durumunda gerçekleşir. Boşlukların ve atomların yayılması dislokasyonların tırmanma hareketini yaparak engelleri aşmasını kolaylaştırır çünkü dislokasyonlar boşluklarla etkileşimleri sonucu tırmanma (dislocation climb) hareketini yapar. Dislokasyonların tırmanma hareketi sonucu plastik şekil değişimi meydana gelir. Araştırmalar göstermiştir ki daha yüksek gerilme değerlerinde ( $\sigma/G > 10^{-2}$ ) dislokasyonlar kayma hareketini (dislocation glide) gerçekleştirirler. Tırmanma hareketinin tersine kayma, difüzyon mekanizmasından bağımsızdır.

## 3. Tane Sınırı Kayması (Grain Boundary Sliding)

Yüksek sıcaklıklarda çok kristalli malzemelerde meydana gelen diğer bir sürünme mekanizması taneler arası kaymadır. Daha çok düşük gerilme ve deformasyon hızlarında meydana gelen bu mekanizma, çekme eksenine 45° açı yapan tane sınırlarında oluşan kayma gerilmeleri neticesinde tanelerin birbirlerine göre hareket etmesinden ibarettir (Şekil 2.5). Süper plastik şekil değişimi esnasında meydana gelen şekil değişiminin büyük kısmı bu şekilde olmaktadır. Ayrıca difüzyon mekanizması etkinken tanelerin birbirleriyle temasının sağlanması için de bu mekanizmanın gerçekleşmesi gereklidir.



Şekil 2.5. Tane Sınırı Kayması (Hosford 2005)

#### 4. Alt tane oluşumu

Sürünme esnasında kenar dislokasyonlarının üst üste yığılmaları sonucu küçük açılı tane sınırları (low angle grain boundaries) oluşabilir. Bu da yapıda plastik deformasyon oluşumunu doğurur.

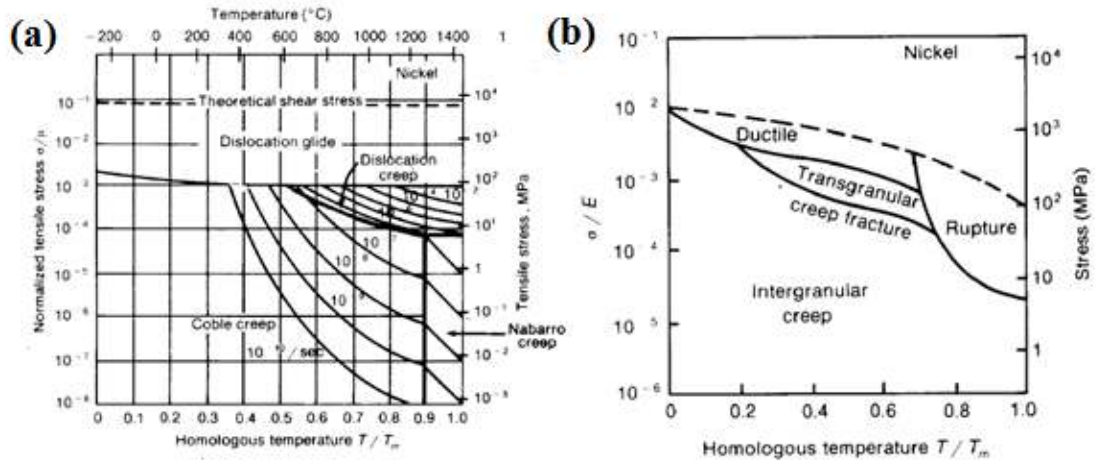
#### 5.Kayma

Sıcaklık artmasıyla malzemede kayma düzlemlerine yenileri eklenebilir ve şekil değişimi daha kolay bir hale gelir.

Malzeme içerisinde sıcaklık ve basıncın değişmesiyle farklı sürünme mekanizmaları etkin hale gelir. Aynı anda yukarıda sayılan sürünme mekanizmalarının birden fazlası da etkin olabilir ve birbirlerinden bağımsız veya beraber şekil değişimine sebep olurlar. Malzeme içerisinde belirli sıcaklık ve gerilme değerinde hangi deformasyon mekanizmalarının etkin olduğu o malzemeye özgü Deformasyon Mekanizmaları Haritalarıyla (Deformation Mechanism Maps) gösterilmektedir. Bu gösterim biçimi ilk olarak Weertman-Ashby tarafından geliştirilmiştir ve Weertman-Ashby haritaları olarak da adlandırılmaktadır (Weertman 1963, Frost ve Ashby 1982).

Şekil 2.6(a)'de saf Nikle ait deformasyon mekanizması haritası görülmektedir. Bu malzeme için düşük gerilmelerde difüzyon mekanizmaların baskın olduğu, gerilme arttıkça dislokasyon tırmanmasının ve daha da artınca dislokasyon kayması mekanizmasının etkin hale geldiği görülmektedir.

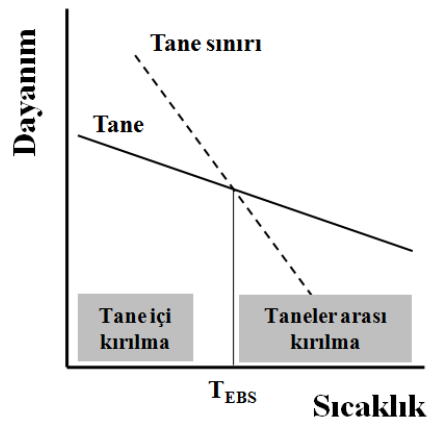




**Şekil 2.6.** Nikel (tane boyutu 32  $\mu\text{m}$ ) için sürünme etkisinde (a) Deformasyon Mekanizması Haritası (b) Kırılma Mekanizması Haritası (Dieter 1986)

### Yüksek Sıcaklıkta Kırılma

Alçak sıcaklıklardan yüksek sıcaklıklara gidildikçe kırılma tipi tane içi (transgranular) kırılmadan taneler arası (intergranular) kırılmaya dönüşür. Tane içi kırılma, kristalin kayma düzlemlerinin tane sınırlarına göre daha zayıf olması durumunda, taneler arası kırılma ise tersi durumda gerçekleşir. Şekil 2.7’de kırılma tipinin sıcaklığa göre değişimi gösterilmiştir. Burada tane ve tane sınırlarının eş mukavemete sahip olduğu sıcaklık Eş Bağlılık Sıcaklığı -  $T_{EBS}$  (EquiCohesive Temperature) olarak adlandırılır.



**Şekil 2.7.** Kırılma tipinin sıcaklığa bağlı olarak değişmesi

$T_{EBS}$  sabit bir sıcaklık değildir. Gerilme ve deformasyon hızı gibi parametrelere bağlıdır. Örneğin deformasyon hızının düşürülmesi bu sıcaklığı düşürür ve malzemenin taneler arası kırılmaya olan eğilimini arttırır.

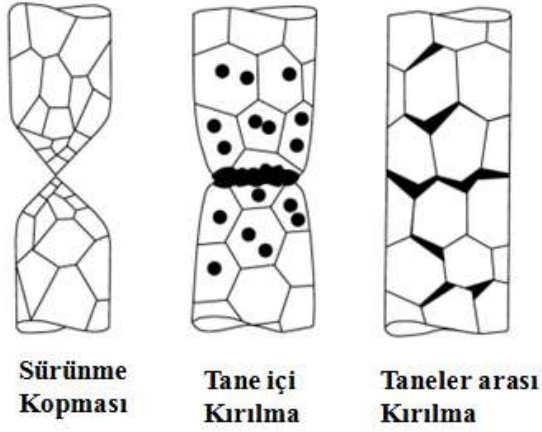
Sürünmede malzemenin cinsine, maruz kaldığı gerilmeye, deformasyon hızına bağlı olarak kırılma tipi gevrek (taneler arası) veya sünek (tane içi) olabilir (Şekil 2.8). Bunların dışında yüksek sıcaklıklarda taneler arasında oluşmuş çatlakların rekristalizasyonla oluşan yeni tanelerle örülmesiyle süneklik artar ve malzemenin tek bir noktada çatlama mekanizması olmadan boyun vermesi ve kopması gerçekleşebilir. Sürünme mekanizmalarının baskın olduğu bir hasar olmadığı için bu kopma hakkında detaylı bilgi verilmemiştir.

Gevrek kırılma genellikle taneler arası kırılma olarak gerçekleşir ve taneler arasındaki çatlaklardan gelişir. Yüksek sıcaklık ve düşük gerilme (veya düşük deformasyon hızı) taneler arası kırılmayı tetikler. Taneler arası kırılmada oluşan çatlak tipi w-tipi olarak adlandırılan kama şeklindeki çatlaklar (wedge type) ve r-tipi çatlaklar olmak üzere ikiye ayrılır.

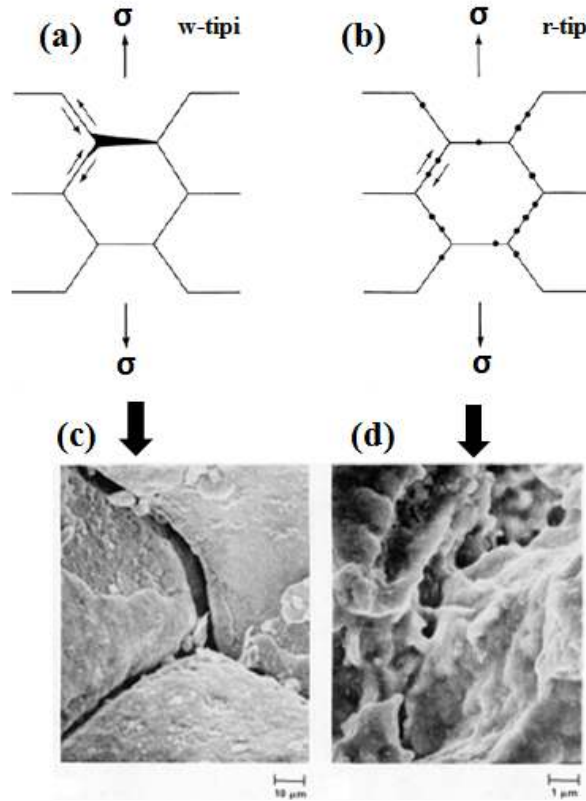
w tipi çatlaklarda tane sınırındaki üçlü noktalarda (triple points) tane sınırı kayması sonucu çatlak oluşumu meydana gelir. r tipi kırılmada ise tane sınırları boyunca boşluk oluşumu ve boşlukların birleşmesiyle tane sınırları arasındaki bağlantı kopar ve kırılma meydana gelir. Gerilme ve şekil değiştirme hızının düşük olması r-tipi çatlak oluşumunu tetikler. Şekil 2.9(a) ve (b)'de bu iki tip çatlağa ait şematik gösterimler verilmiştir. Burada küçük oklar tane sınırı kaymasını simgelemektedir. Şekil 2.9(c) ve (d)'de ise iki farklı yüksek sıcaklığa dayanaklı alışımda w tipi ve r tipi çatlak oluşumunun taramalı elektron mikroskobu (SEM) görüntüleri örnek olarak verilmiştir.

Sünek kırılma genellikle tane içi kırılma şeklinde olur ve yüksek gerilme ve deformasyon hızlarında ortaya çıkar. Sünek kırılma, malzeme içerisindeki süreksizliklerin (intermetalik parçalar, çökelti partikülleri gibi) mikro boşlukları oluşturması ve bu mikroboşlukların gerilme etkisiyle büyümesi ve birbirleriyle birleşmesiyle (void coalescence) meydana gelir. Sonuç olarak sürekli bir çatlak oluşur

ve kırılma çatlağın ilerlemesiyle gerçekleşir. Tane içi sünek kırılma, taneler arası r-tipi kırılmayla karıştırılmamalıdır. İlki tane içinde meydana gelirken diğeri taneler arasında oluşmaktadır (Courtney 2000).

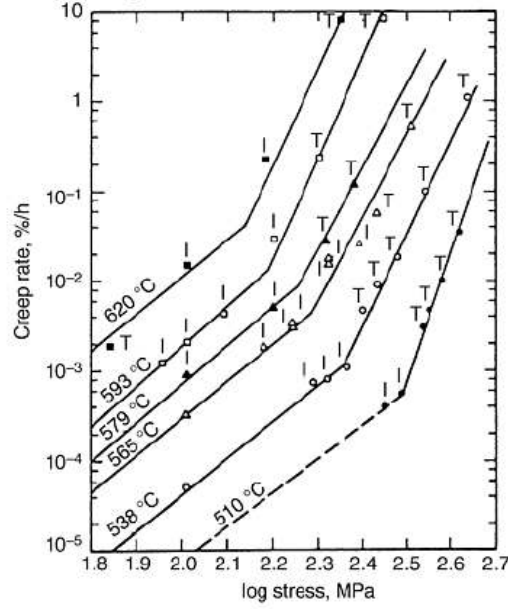


Şekil 2.8. Sürünmede kırılma tipleri (Courtney 2000)



Şekil 2.9. Taneler arası çatlak oluşumu (a) w-tipi taneler arası çatlak oluşumu (Tane sınırı üçlü noktada) (b) r-tipi taneler arası çatlak oluşumu (c) Inconel 625 metaline ait w-tipi çatlak SEM görüntüsü (d) PE 16 süper alaşımına ait r-tipi çatlak SEM görüntüsü (ASM 1987)

Kırılma modunun sürünme hızı-gerilme eğrilerine etkisi Şekil 2.10'da  $1\frac{1}{4}\text{Cr}\frac{1}{2}\text{Mo}$  çeliğinin farklı sıcaklıklara ait eğrilerinden görülmektedir. Burada eğrilerdeki eğim değişimi taneler arası kırılmadan yüksek gerilme değerlerinde tane içi kırılmaya dönüşümün olduğu noktalardır.

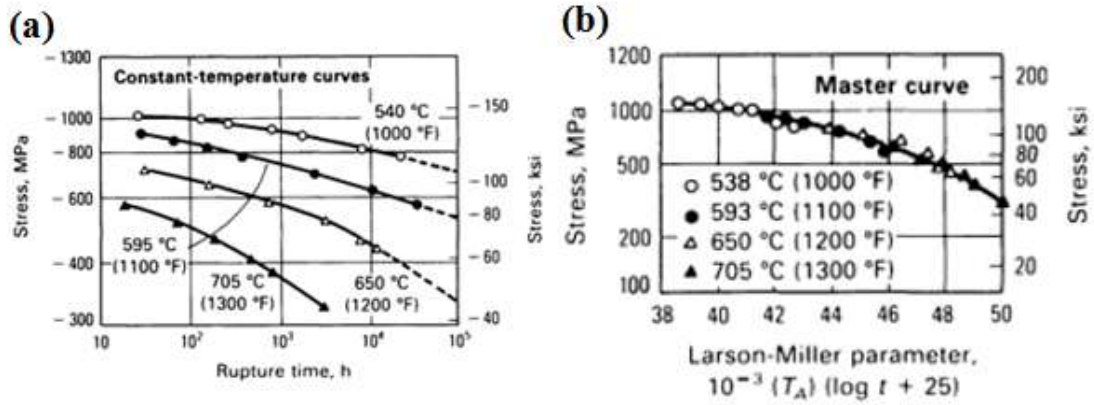


**Şekil 2.10.**  $1\frac{1}{4}\text{Cr}\frac{1}{2}\text{Mo}$  çeliğinin farklı sıcaklıklardaki sürünme hızı-gerilme eğrileri (ASM 1987)

### Sürünme testlerinden elde edilen sonuçların ekstrapolasyonu

Birçok uygulamada sürünme şartları altında çalışacak elemanlar uzun süreler boyunca işletimde kalacak şekilde tasarlanır. Örneğin güç santrallerindeki parçaların en az 30 sene boyunca kullanılması öngörülebilir. Böyle durumlarda sürünme deneylerinden elde edilen verilerin daha uzun sürelere ekstrapolasyonunun yapılması gereklidir çünkü çok uzun sürelere sahip sürünme testlerinin yapılması pratik olmamakla beraber yüksek maliyet demektir. Bu sebeple sürünme testleri işletim şartlarındakine göre daha yüksek gerilme ve sıcaklıklarda yapılarak numunenin kırılma ömrü kısa tutulmaktadır. Ayrıca daha yüksek gerilme ve sıcaklık değerlerinde sürünme mekanizmaları da daha etkin bir şekilde çalıştığı için malzemenin bu şartlara göre tasarlanması güvenlik faktörünü yükseltir.

Malzemelerin farklı sıcaklık ve gerilme değerlerindeki sürünme ömürlerini incelemek için en çok kullanılan grafiksel yöntemlerden biri logaritmik ölçekli gerilme-kırılma ömrü eğrileridir. Bu grafiklerde genellikle düşey ekseninde sürünme testi gerilme değerleri, yatay ekseninde bu gerilme değerlerinde numunenin kırıldığı sürünme ömrü değerleri yer alır. Belli bir sıcaklık değeri için farklı gerilme değerlerine ait sürünme ömürleri logaritmik ölçekte grafiklenirse (her iki eksen logaritmik veya sadece sürünme ömrü eksenini logaritmik) sonuçlar aynı regresyon eğrisi üzerinde yer alırlar. Bu regresyon eğrisi sayesinde malzemenin daha düşük gerilme değerlerindeki hasara uğrama sürelerinin tahmini yapılabilir. Şekil 2.11(a)'da Inconel 718 alaşımına ait farklı sıcaklıklar için gerilme-kırılma süresi eğrileri verilmiştir. Bu grafikten de sıcaklığın ve gerilmenin artmasıyla sürünme dayanımının düştüğü görülebilir.



**Şekil 2.11.** Inconel 718 alaşımı sürünme testi verileri (a) Farklı sıcaklıklarda log-log gerilme-sürünme kırılması eğrileri (b) Larson-Miller Mastar Grafiği (ASM 1987)

Diğer bir metot olarak sıcaklık ve gerilmenin sürünme ömrüne etkisini tek bir eğride birleştiren mastar eğrileri (Master curve) kullanılmaktadır. Bu sayede farklı sıcaklık ve gerilme değerlerinde yapılmış geniş deneysel veri tek bir eğriyle ifade edilebilir. Bu yöntem için farklı ekstrapolasyon ifadeleri geliştirilmiş olmakla beraber, Larson-Miller en çok kullanılanlardan biri olmuştur

$$P_{LM} = T \times (\log_{10} t_r + C) \quad (2.8)$$

Burada  $P_{LM}$  gerilmenin bir fonksiyonu olan Larson-miller parametresi,  $T$  Kelvin cinsinden test sıcaklığı,  $t_r$  numunenin kırılma ömrü,  $C$  ise malzeme sabitidir ( $C$  metaller

için 15-25 arasında değişmekle beraber genellikle yüksek sıcaklık alaşımları için 20 civarındadır). Şekil 2.11(b)'de Inconel 718 alaşımı için Şekil 2.11(a)'da gösterilen tüm eğriler Larson-Miller parametresine göre tek bir egride birleştirilmiştir.

## **2.2. Yüksek Sıcaklıklar için İleri Düzey Malzemeler ve P91 Çeliği**

Dünya genelinde gerek enerji talebindeki artış ve gerekse CO<sub>2</sub> salınımı için getirilen kısıtlar enerji üretim sanayinde (güç santrallerinde) ve diğer sanayi sektörlerinde enerji üretimi ve kullanımında verimliliğe yönelik adımlar atılmasını öngörmektedir.

Bu nedenle özellikle son yıllarda enerji santrallerinde termal verimliliğin artırılması için daha yüksek basınç ve sıcaklıklara ulaşılmaya çalışılmaktadır. Fakat işletim sırasında ulaşılmak istenen bu şartlar kullanılan yapısal elemanların daha kısa sürede bozunmasına sebep olmaktadır. Mevcut malzemelerin yetersiz mekanik özellikleri bu şartlar altında kararlı metalurjik içyapıya sahip yeni malzemelerin geliştirilmesi gereksinimini doğurmuştur.

Yüksek sıcaklıklara dayanıklı bu ileri düzey malzemeler genellikle martenzitik veya ferritik/martenzitik yapıya sahiptirler. Ferritik/martenzitik çeliklerin östenitik çeliklere göre bahsedilen bu zorlu şartlarda tercih edilmesinin başlıca sebepleri

- yüksek termal iletim katsayıları
- düşük termal genleşme katsayıları
- yüksek oksidasyon dirençleridir (Bergquist 1999, Klueh ve Nelson 2007, Vaillanta ve ark. 2008).

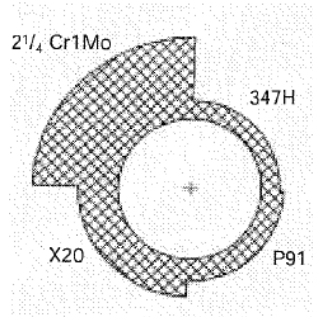
Bu malzemelerin yüksek sıcaklıklara karşı dayanımlarının yanı sıra dış yüklere karşı dirençlerini azaltan ve hasara daha hassas hale getiren korozyon ve ani deformasyonlar sonucu hasara uğramasına yol açabilecek ısıl gerilmelere karşı da dayanımlı olmaları gerekliliği kaçınılmazdır.

P91 (9Cr-1Mo) çeliği bu gereksinimlere dayanarak geliştirilmiş ferritik/martenzitik yapıda bir malzemedir. 1970'lerin sonlarında Amerika'da geliştirilmiş olan bu çelik

yukarıdaki sayılan üstün özelliklere sahip olması nedeniyle dünya çapında yaygın olarak kullanılmaya ve eski jenerasyona ait (P11, P22 gibi) çeliklerden yapılmış elemanlar P91 çeliğinden olanlarla değiştirilmeye başlanmıştır (Vaillanta ve ark. 2008). P91, 1980'lerin başında ASTM tarafından Grade T/P91 ismiyle standartlaştırılmıştır (ASTM A335 2011). Burada T Tüp (Tube) ve P ise boruyu (Pipe) simgelemektedir. P91'in daha sonra yapısına Niobyum (Nb), Vanadyum (V) ve Nitrojen (N) eklenerek sürünme dayanımı daha da arttırılmıştır. Bu şekliyle modifiye edilmiş P91 olarak da anılmaktadır.

P91 çeliğinin başlıca kullanım alanları fosil yakıtlı güç santralleri, nükleer santraller ve kimyasal endüstride kızgın buhar veya akışkanın taşındığı borular, süper ısıtıcı boruları ve başlıkları (superheater piping and headers), basınçlı kazanlar (pressure vessels), boylerlerdir.

P91 çeliği işletmelere iki farklı şekilde avantaj getirebilmektedir. Yukarıda bahsedildiği gibi daha yüksek sıcaklıklara çıkılmasına imkan sağlayarak ısı veriminin artırılmasıyla ya da mukavemetten ödün vermeden daha az malzeme kullanımı ile bu sağlanabilir. Şekil 2.12'de sürünmeye dayanıklı farklı çeliklerin kullanılması halinde eş mukavemet gösterecek boru et kalınlıkları verilmiştir. Buna göre P91 çeliğinin daha önceki kuşağa ait 2¼CrMo çeliğine göre yaklaşık üçte biri oranında et kalınlığı ile aynı mukavemeti sağladığı görülmektedir (Arav ve Wortel 1995).



**Şekil 2.12.** Sürünmeye dayanıklı farklı çeliklerin kullanılması halinde gerekli boru et kalınlıkları (Arav ve Wortel 1995)

P91'in sayılan bu üstün özelliklere sahip olabilmesi için üretim aşamalarına özen gösterilmelidir. ASTM A335'de bu çelik için gerekli görülen mekanik özellikler ve bu

özelliklerin elde edilebilmesi için öngörülen üretim parametreleri verilmiştir. Çizelge 2.1’de ASTM A335’e göre P91 çeliğinin sahip olması gereken kimyasal kompozisyon verilmiştir.

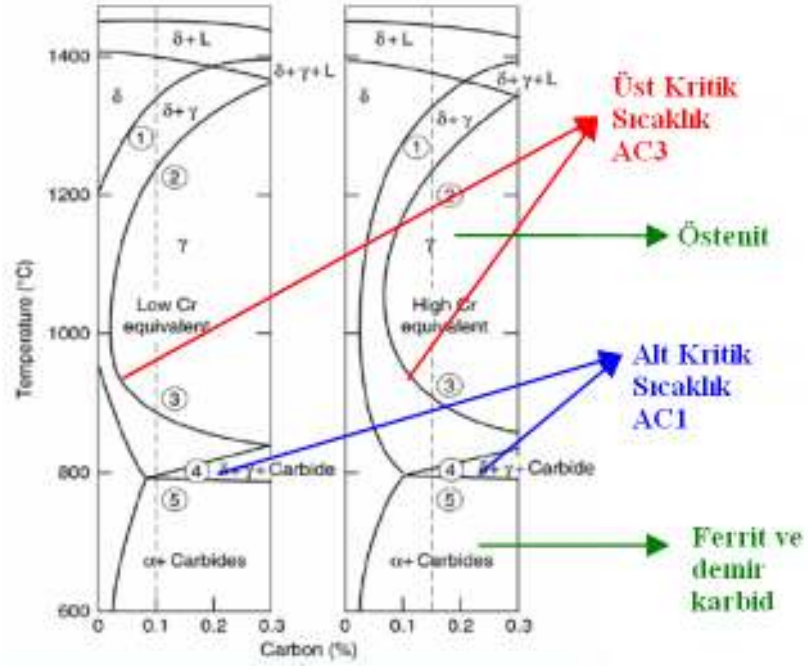
**Çizelge 2.1.** P91 çeliğinin kimyasal kompozisyonu

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	V	Ni	Nb	Al	N
% wt	0,08 0,12	0,20 0,50	0,30 0,60	- 0,02	- 0,01	8,00 9,50	0,85 1,05	0,18 0,25	- 0,40	0,06 0,10	- 0,04	0,03 0,07

(ASTM A335 2011, Bergquist 1999, Vaillanta ve ark. 2008)

P91 çeliği tavlama, soğutma işlemi yapılmış ve temperlenmiş halde kullanılır. P91’in (Alt kritik sıcaklığın (AC1) üstünde tavlama (1040-1080°C) ve havada soğutma şeklinde). Tavlama esnasında hacim merkezli kübik yapıya sahip ferritin yüzey merkezli yapıdaki östenite dönüşmesi sağlanır. Akabinde havada soğutma işlemiyle östenit hacim merkezli tetragonel yapıdaki martenzite dönüşür. Şekil 2.13’de düşük ve yüksek Cr içeren çeliklere ait faz diyagramı verilmiştir. Yüksek Cr içerikli P91’in alt ve üst kritik sıcaklıklarının yaklaşık değerleri içerdiği karbon miktarıyla değişmekle beraber AC1’in 800°C, üst kritik sıcaklık AC3’ün ise 900-950°C değerleri civarında olduğu şekilden görülebilir.





**Şekil 2.13.** Düşük ve yüksek Cr içeren çelikler için faz diyagramı (Blagoeva 2009)

Tavlama ve soğutma işlemi sonrasında martenzitik yapıdaki çeliğin içerisindeki dislokasyon yoğunluğu oldukça yüksektir. Tokluk ve şekillendirilebilirlik yeteneğini arttırmak için temperleme işlemi (740°C-780°C) yapılır. Temperleme esnasında malzemenin dayanımını arttıran karbit ve karbonitrit çökeltme sertleşmesi gerçekleşmektedir. Bunlar daha çok östenit ve martenzit bant sınırlarında çökelen 60-80 nm boyutlarında  $M_{23}C_6$  (Burada M Cr, Fe ve Mo'dur) ve martenzit bantlarının içerisinde çökelen daha ince taneli 20-80 nm boyutlarında MX (Burada M V ve Nb, X ise C ve N'dir) partikülleridir. Şekil 2.14'de ısıl işlem sonrası kullanılmamış P91 çeliğinin içerisinde çökelmiş bu partiküllerün geçirimli elektron mikroskobu (TEM) ile çekilmiş görüntüleri verilmiştir.

Östenit alt tane sınırlarında çökelmiş olan  $M_{23}C_6$ , sınırları tutarak alt tane büyümesini geciktirir. MX ise serbest halde bulunan dislokasyonların hareketini engelleyerek P91'in deformasyona olan dayanımını artırır.

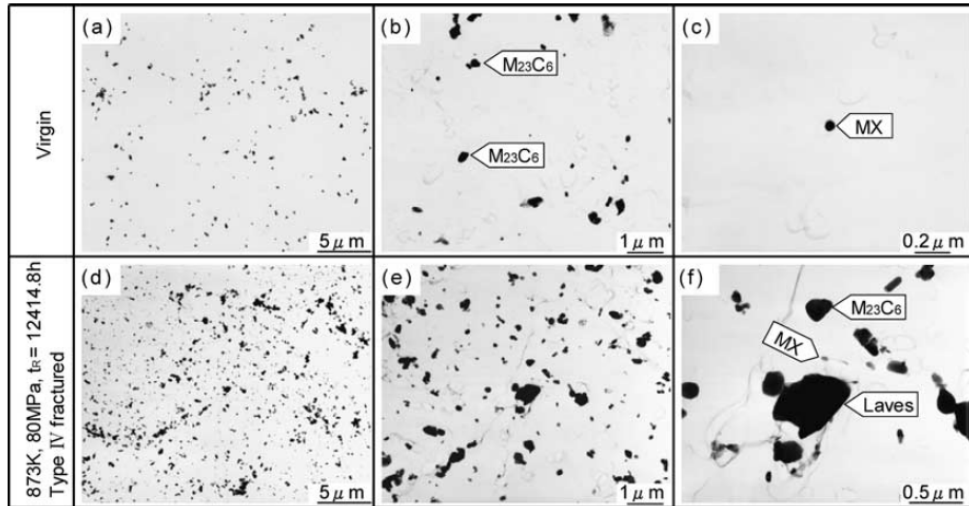
İşletim süresi boyunca malzemenin içerisinde oluşacak mikroyapı değişimlerini belirlemek malzemenin sürünme davranışının anlaşılması açısından önemlidir. P91

çeliğinin sürünme dayanımını düşüren mikroyapısal değişimleri aşağıdaki gibi sıralayabiliriz:

- Çökelti partiküllerinin ( $M_{23}C_6$  ve MX) boyutlarının büyümesi,
- Yeni ikinci Faz partiküllerinin oluşması (Bunlar intermetalik Laves fazı ( $Fe_2(Mo,W)$ ) ve Z fazlarıdır. Laves fazı oluşumu esnasında katı çözelti sertleşmesi elementi W'nin matristen çekilmesi malzemenin dayanımını düşürmektedir.)
- Martenzit bantları içerisindeki dislokasyon yoğunluğunun azalması,
- Alt tane boyutunun artması (Yapılan çalışmalarda genel olarak alt tane boyutu ve buna bağlı olarak martenzit bantlarının genişliklerinin sürünme dayanımıyla ters ilişkili olduğu belirtilmiştir. Fakat bunun yanında bu boyutların büyük olmasının çekme dayanımını arttırdığı gözlemlenmiştir.)

(Clara ve ark. 2010, Oruganti ve ark. 2011, Czyska-Filemonowicz 2006).

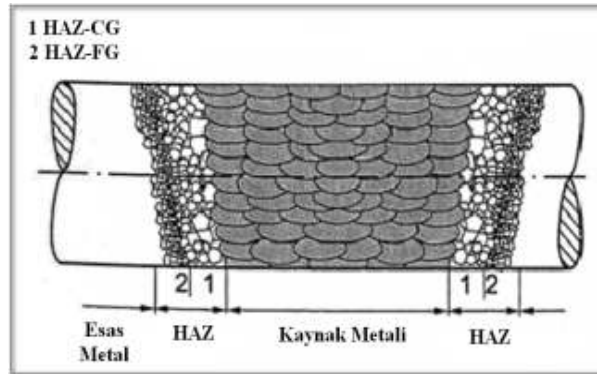
Şekil 2.14'de bir P91 çeliğinin  $600^{\circ}C$ 'de ve 80 MPa'lık gerilme altında yaklaşık 12415 saat boyunca sürünme sonucu mikroyapısındaki değişim gösterilmiştir. Bu görüntülerden  $M_{23}C_6$  ve MX partikül boyutlarının büyüdüğü ve sayıca arttığı ayrıca Laves fazının oluştuğu görülmektedir.



Şekil 2.14. P91 çeliğinin sürünme öncesi ve sonrası mikroyapısındaki çökelti ve ikinci faz partikülleri (Watanabe ve ark. 2006)

P91 çeliğinin yüksek sıcaklıklarda üstün özellikler göstermesinin yanında dikkat edilmesi gereken bir nokta P91 kaynağının gösterdiği performanstır. Malzemelerin kaynaklı bağlantılarının gösterdiği mukavemet ve işletim sonrasındaki bozunmaları bunlardan yapılan parçaların yapısal bütünlüğü için çok önemlidir.

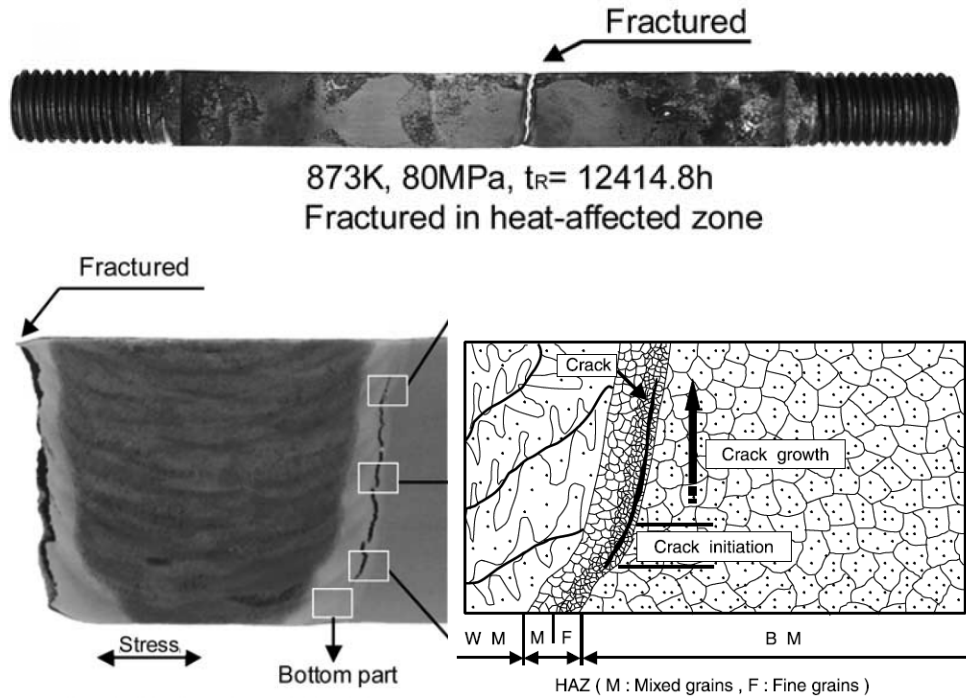
Kaynak esnasında açığa çıkan ısı sebebiyle malzemenin içerisinde mikroyapının ve dolayısıyla mekanik özelliklerin değişim gösterdiği bir bölge oluşur. Bu bölge ısı tesiri altında kalmış bölge (Heat Affected Zone-HAZ) olarak adlandırılır. Kullanılan malzeme ve kaynak parametrelerine göre HAZ'ın genişliği ve mekanik özellikleri değişmekle beraber genellikle çok dar bir bölgedir. HAZ boyunca malzemenin mikroyapısı değişkenlik göstermekte; kaynağa bitişik kaba taneli HAZ-CG ve esas metale bitişik ince taneli HAZ-FG'den oluşmaktadır (Şekil 2.15).



**Şekil 2.15.** Kaynak boyunca mikroyapının değişimi (INTEGRITY Growth Project 2005)

Kaynak ısı çevrimi esnasında HAZ-FG içerisinde sıcaklığın karbitleri çözecek kadar yüksek olmaması sebebiyle katı çözelti sertleşmesi (solid solution strengthening) yerine karbit boyutlarının büyümesinin (carbide coarsening) gerçekleştiği Type IV bölgesi yer alır (Lippold 2005). Bu bölgede sürünme dayanımı tüm kaynaklı bölge içinde en düşüktür ve sertlik de burda minimum değerini alır. Bölüm 4.1'de bu çalışmada kullanılan P91 çeliğinin de P91'e ait bu karakteristik özelliği mikrosertlik ölçümleriyle gösterilmiştir. Kullanıma başlandığı tarihten itibaren Type IV bölgesinde meydana gelen çatlaklar (Type IV cracking) P91'den yapılan parçaların sürünme ömürlerini kısıtlamış ve dolayısıyla dikkatleri P91'in kaynaklı bağlantılarının yapısal bütünlüğüne

çevirmiştir. Yapılan çalışmalarda sürünme sonucunda hasarın HAZ-FG'de lokalize olduğu ve kırılmanın burada gerçekleştiği kaynak bölgesini içeren crossweld numuneleriyle belirlenmiştir (Bergquist 1999, Spigarelli ve Quadrini 2002, Watanabe ve ark. 2006, Shibli ve Starr 2007, Kim ve Lim 2008, Das ve ark 2008). Şekil 2.16'da 600°C'de ve 80 MPa gerilme altında yaklaşık 12415 saat boyunca sürünmeye maruz kalarak hasara uğramış olan bir crossweld numunesi (Şekil 2.14'deki TEM görüntülerinin çekildiği aynı numune) verilmiştir. Tipik bir Type IV kırılmasına örnek olarak bu numune içerisinde çatlak başlangıcı ve ilerlemesinin HAZ-FG'de gerçekleştiği görülmektedir.

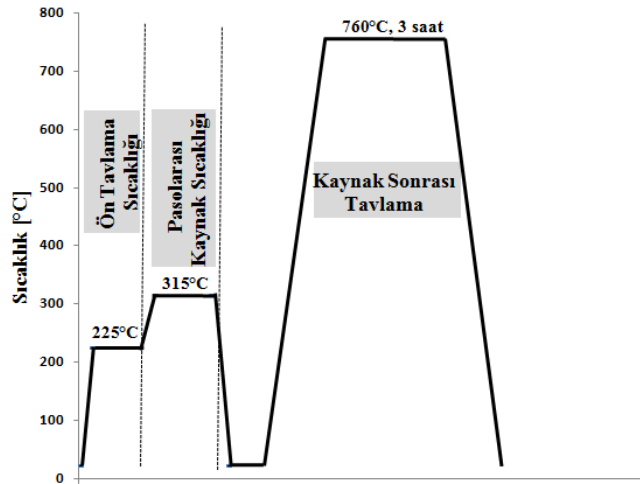


**Şekil 2.16.** P91 kaynaklı bağlantısı içerisinde HAZ-FG içerisindeki Type IV bölgesinde çatlak oluşumu ve hasarın gerçekleşmesi (Watanabe ve ark. 2006)

Kaynak parametreleri ne olursa olsun ergitme kaynağı sonucunda HAZ bölgesinin oluşumunun kaçınılmaz olduğu ve kaynak ısısının artırılması halinde ergime çizgisinden (kaynak metali ile ergimemiş ana metal ya da HAZ arasındaki çizgidir) itibaren daha geniş bir HAZ bölgesinin elde edildiği ve bunun sürünme dayanımı açısından iyi olmadığı belirtilmiştir (Bergquist 1999). Daha düşük kaynak sonrası ısıtım işlemi (PWHT) sıcaklığının kullanılmasının karbit büyümesini sınırlayabileceği ama bunun

da kaynak için gerekli tokluk değerininde elde edilmesinde sorun yaratacağı belirtilmiştir. Bu yüzden tokluk gibi diğer mekanik özellikleri kötüleştirmeden HAZ'ın sürünme özelliklerinin iyileştirmenin tek yolunun kaynak sonrasında tavlama,soğutma ve temperleme işlemlerini uygulamak olduğu, kaynak metalinin esas metalle yaklaşık olarak aynı kompozisyona sahip olması nedeniyle bu işlemlerin kaynak ve HAZ'da esas metalle benzer olumlu etkileri olacağı vurgulanmıştır (Sato ve Tamura 1998).

P91 çeliğinin kaynağında kaynağın gerekli mekanik özellikleri (özellikle tokluk) sağlayabilmesi için ön tavlama ve kaynak sonrası tavlama gereklidir. Yüksek alaşımlandırmaya sahip bir çelik olması nedeniyle P91, yüksek sayılabilecek bir öntavlama ve kaynak sonrası tavlama sıcaklığına sahiptir. Öntavlama ve pasolararası sıcaklık genellikle 200-350°C arasındadır (Klueh ve Nelson 2007). ASTM A335'de P91 çeliğine kaynak sonrasında 730-800°C aralığında ısıl işlem yapılması gerekli görülmüştür. Bunun için de genellikle 760°C civarında kaynak yöntemine göre değişmek üzere 2-4 saat gibi sürelerde ısıl işlem gerçekleştirilir (Elle ark kaynağı-Shielded metal arc welding (SMAW) için 2 saat, Toz altı ark kaynağı-Submerged arc welding (SAW) için 4 saat, Gaz altı ark kaynağı-Gas tungsten arc welding (GTAW) için bunlara göre daha kısa). Şekil 2.17'de örnek olması açısından bu çalışmada kullanılan P91 çeliğinin kaynak ısıl işlem parametreleri verilmiştir.



**Şekil 2.17.** INTEGRITY Projesinden (INTEGRITY Growth Project 2005) alınan verilere göre bu çalışmada kullanılan P91 çeliğinin kaynağına ait ısıl işlem parametreleri

Kaynak metalinde dikkat edilmesi gereken hususlar aşağıdaki gibi sıralanabilir:

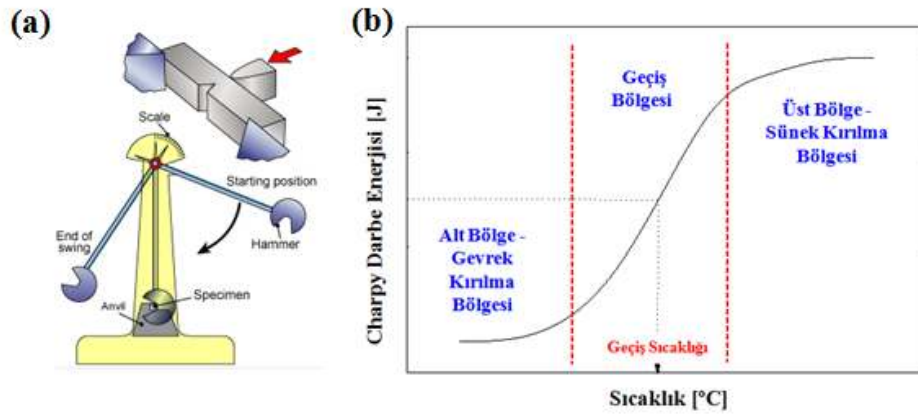
- Kaynak metalinin esas metale göre çok yüksek veya düşük mukavemete sahip olması sonucunda gerilme ve deformasyonun ikisi arasındaki HAZ bölgesinde yoğunlaşmasına sebep olur. Bu etkiyi azaltmak amacıyla kaynak malzemesinin kompozisyonu ve mukavemeti esas metale yakın seçilmelidir.
- Nb, V, N elementlerinin oranı kaynak metalinin sürünme dayanımı için önemlidir.
- Nb oranının düşürülmesi kaynak metalinin tokluğunu artırır fakat sürünme dayanımı için Nb gerekmektedir dolayısıyla bu elementin oranı en uygun değerlerde (genellikle %0,04-0,08) tutulmalıdır.
- Ni oranının artırılması tokluğu arttırmaktadır. Çalışmalar sonucunda Ni'in artırılmasının AC1 sıcaklığını düşürerek PWHT sıcaklığına yakınlaştırmaya etkisi olduğunu ve AC1 sıcaklığının PWHT sıcaklığına yakın olmasının temperlemeye olumlu etkisi olduğu; tokluk özelliğini arttırdığı belirlenmiştir. Diğer yandan Ni'nin sürünme özelliklerini ve tokluğu kötü yönde etkileyen delta ferrit oranını da minimize ettiği belirtilmiştir (Bergquist 1999). Dolayısıyla bu elementin de en uygun değerde tutulmalıdır.

### **2.3. Dinamik Kırılma ve Charpy Darbe Deneyi**

Charpy Darbe Testi malzemelerin dinamik kırılma davranışını belirlemek için en yaygın kullanılan darbe deneylerinden biridir. Standart Charpy testinde genellikle 10 mm×10 mm×55 mm boyutlarında ortasına çentik açılmış kare kesitli numuneler kullanılır. Standarttan daha küçük Charpy numunelerin kullanılması durumunda (Bölüm 2.4 Minyatür Test Teknikleri) test sonuçlarında boyut etkisinin de göz önüne alınması gerekmektedir. Charpy Testi genel olarak iki uçtan desteklenen yukarıda bahsedilen numunenin belli bir yükseklikten serbest bırakılan çekiç ile kırılmasından ibarettir (Şekil 2.18(a)). Test sonucunda çekicinin yüksekliğindeki azalmadan numuneyi kırmada harcanan enerji belirlenmektedir. Enstrumante edilmiş Charpy deneylerinde ise çekicinin ucuna kuvvetölçer ve uzama ölçer yerleştirilerek kuvvet-uzama eğrileri elde edilir.

Böylece malzemeye ait akma kuvveti, maksimum kuvvet ve kırılma kuvveti gibi daha detaylı bilgiler de belirlenebilir.

Çelik (özellikle düşük karbonlu) gibi hacim merkezli kübik kafes yapısına sahip malzemelerin kırılma enerjileri Şekil 2.18(b)'deki gibi sıcaklığın düşüşüyle azalır şeklindedir. Yüzey merkezli kübik kafes yapısına sahip malzemeler de ise darbe enerjisinin sıcaklıkla değişimi çok düşüktür ve geçiş sıcaklığına sahip değildirler (alimünyum gibi).



**Şekil 2.18.** Charpy Testi (a) Charpy Test düzeneği (<http://www.twi.co.uk/technical-knowledge/faqs/material-faqs/faq-what-is-charpy-testing/> 2013) (b) Charpy Darbe Enerjisinin sıcaklıkla değişimi ve geçiş sıcaklığı

Darbe Enerjisinin sıcaklıkla değişim eğrisi üç bölgeden oluşmaktadır. Bunlar malzemenin sünek kırılma sonucu hasara uğradığı üst bölge (Upper shelf), gevrek kırılmayla hasara uğradığı alt bölge (Lower shelf) ve her iki kırılma türünün beraber gerçekleştiği geçiş bölgesidir. Bu eğriden önemli bir malzeme karakteristiği olan sünek-gevrek geçiş sıcaklığı belirlenir. Geçiş sıcaklığı malzemede %50 gevrek %50 sünek kırılmanın olduğu sıcaklıktır. Geçiş sıcaklığının elde edilmesi için farklı yöntemler kullanılır. Bunlardan en yaygın kullanılanlarından biri ortalama enerji kriteridir. Bu kritere göre geçiş sıcaklığı üst (sünek kırılma) bölgesi ve alt (gevrek kırılma) bölgesine ait kırılma enerjilerinin ortalamasına sahip sıcaklıktır. Bir diğer yöntem ise Kırılma Görünümü Geçiş sıcaklığı (Fracture Appearance Transition Temperature-FATT) yöntemidir. Bu yöntemde Charpy numunelerinin kırılma yüzeyleri incelenerek %50 sünek %50 gevrek kırılmanın olduğu sıcaklık optik yöntemlerle belirlenmeye çalışılır.

Ayrıca bazı malzemeler için belirli kırılma enerjilerindeki sıcaklık değeri geçiş sıcaklığı olarak belirlenebilmektedir (örneğin T41J, T48J geçiş sıcaklıkları gibi).

Geçiş sıcaklığı malzemenin mikroyapısına bağlı olduğu gibi deformasyon hızına ve çentik keskinliğine göre de değişmektedir.

Sünek kırılmada, malzeme içerisindeki mikroboşluklar birleşerek çatlağı oluşturur ve bu çatlak ilerleyerek malzemeyi hasara uğratar. Bu kırılma tipinde kırılma yüzeyi mikroboşluklar (dimples) içerir ve lifli bir görünüme sahiptir. Çatlağın oluşması ve ilerlemesi için yüksek enerji gerekir yani malzeme kırılmadan önce önemli oranda plastik deformasyona uğrar.

Gevrek kırılma ise çok az plastik deformasyonla gerçekleşir ve elde edilen tokluk değeri düşüktür. Çatlak, uygulanan çekme gerilmesine dik yönde hızlı bir şekilde ilerler. Gevrek kırılma genellikle ayrılma (klivaj) tipte kırılmayla düşük yüzey enerjisine sahip klivaj düzlemleri boyunca gerçekleşir. Kırılma yüzeyi taneli ve parlak bir görüntüye sahiptir. Üç boyutlu gerilme hali (stress triaxiality), yüksek deformasyon hızları ve düşük sıcaklıklar gevrek kırılmaya olan eğilimi artırır.

#### **2.4. Minyatür Test Teknikleri**

Bu kısımda yeni geliştirilmeye başlanan minyatür test teknikleri hakkında bilgi verilmiştir. Fakat öncesinde minyatür test tekniklerine neden gereksinimin duyulduğu açıklanmıştır. Başlıca gereksinimler şu şekilde sıralanabilir:

- Günümüzde zorlu veya bir takım özel şartlara dayanıklı malzemelerin geliştirilmesi önem kazanmıştır. Bu malzemelerin mevcut malzemeler gibi geleneksel üretim yöntemleriyle seri üretimleri mümkün olmayabilir ya da ilk geliştirilme aşamalarında sadece laboratuvar şartlarında kısıtlı oranlarda üretimleri söz konusu olabilir. Böyle durumlarda geleneksel test yöntemlerine yetecek kadar numune çıkarmak mümkün olmamaktadır.



Buna örnek olarak ODS (Oxide dispersion strengthened-Oksit dispersiyonuyla sertleştirilmiş) çelikleri verilebilir. Çok küçük oksit partiküllerinin ( $Y_2O_3$ ,  $TiO_2$ ) mekanik alaşımlandırma yöntemiyle serpiştirilmesiyle elde edilmiş yüksek sıcaklıklarda çok üstün dayanım gösteren bu alaşım yeni nesil nükleer reaktörlerde (4.Nesil) kullanılması açısından ilgi duyulan yeni bir malzemedir. Fakat normal ergitme-döküm değil de mekanik alaşımlama yöntemiyle üretilebilen bu çeliğin üretim maliyeti yüksek olmaktadır. Bunun yanında ekstrüzyon, haddeleme gibi şekillendirme yöntemleri sonrasında mikroyapısı ve mekanik özelliklerinde oluşan anizotropik davranışın belirlenmesi de önemlidir (Turba ve ark. 2012).

- Malzemelerin içerisinde mikroyapı ve mekanik özelliklerin değişiminin önem arz ettiği fakat geleneksel test yöntemlerine yetecek kadar numune çıkarılamayacak bölgelerde minyatür test tekniklerine ihtiyaç duyulmuştur. Örneğin kaynağa ait HAZ bölgesinin veya kaplamaların mekanik özelliklerinin belirlenmesi buna örnek uygulama alanlarıdır. HAZ bölgesinin genişliği malzeme ve kaynak yöntemine bağlı olarak değişmesine rağmen genel olarak çok dar bir bölge olması sebebiyle standart test yöntemleri için bu kısımdan numune çıkartmak mümkün değildir. Bu yüzden bu bölgenin mekanik özelliklerinin direk olarak belirlenebilmesi ancak minyatür test yöntemleriyle gerçekleştirilebilmektedir. Geleneksel test yöntemleriyle HAZ'ın mekanik özelliklerinin belirlenmesinin tek yöntemi HAZ'a benzer mikro yapının simülasyon tekniğiyle (simulation techniques) elde edilmesidir. Bu teknikle simüle edilmiş HAZ (simulated HAZ), P91 metaline kaynak esnasındaki termal döngülerin uygulanması ile edilir. Bu sayede esas metalden standart test numuneleri elde edilebilecek kadar HAZ üretilebilir. Vuherer ve ark. (2013) P91 çeliğine ait simüle edilmiş HAZ elde ettikleri çalışmalarını bu yöntemi açıklamaktadır.

- Çalışır halde bulunan parçaların mekanik özelliklerindeki (akma gerilmesi, sünek-gevrek geçiş sıcaklığı, kırılma tokluğu, sürünme dayanımı) bozunmanın tahribatsız bir şekilde belirlenmesi için bu parçalardan olabildiğince küçük hacimde malzeme çıkarılmalıdır. Özellikle güç santrallerinde çevresel şartlar etkisi altında servis halindeki parçalar termal yaşlanma, sürünme, hidrojen gevrekliği ve nükleer santrallerde ek olarak radyasyon sertleşmesi gibi bozunma mekanizmalarına maruz kalmaktadırlar. Yapısal

bütünlüğün sağlanması ve beklenmedik hasarların engellenmesi için yüksek basınç ve sıcaklık etkisinde bu elemanların (özellikle santrallerde borular ve basınçlı kaplar, türbin kanatları gibi) periyodik olarak mekanik özelliklerinin belirlenmesi önemlidir. Can ve mal kaybına yol açacak herhangi bir kazanın önlenmesinin yanısıra parçaların gereksiz yere servis dışı kalmasının önlenmesiyle santrallerin işletim ömürlerinin yüksek tutulması sağlanabilmektedir ve bunun maddi getirisi ise önemli boyutlarda olmaktadır.

- Mikro ve nanoteknolojideki gelişmelerle her alanda daha küçük boyutlarda parçaların kullanılması önem kazanmıştır, bu da bu parçaların mekanik özelliklerinin belirlenmesi amacıyla minyatür test tekniklerine olan ilgiyi arttırmıştır.

Minyatür test tekniklerinde göz önünde bulundurulması gereken önemli bir nokta boyut etkisidir (size effect). Boyut etkisine başlıca şu faktörler yol açmaktadır:

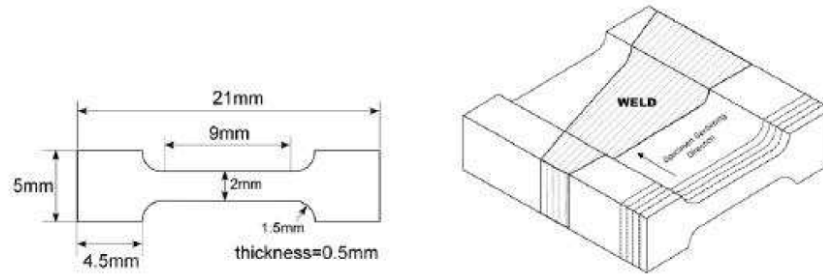
- Malzemenin mekanik davranışının doğru bir şekilde belirlenmesi için test numunesinin içerisinde tüm malzemeyi temsil edecek yeterli sayıda tane, alt tane, martenzit vb. elemanlarının bulunmaması, homojen bir mikroyapı olmaması,
- Malzeme içerisinde hasara yol açabilecek hataların (çatlak, yabancı maddeler gibi) numune hacminin az olması dolayısıyla sayıca az olması bu sebeple gevrek kırılma ihtimalinin düşmesi,
- Tokluk testlerinde kullanılan numunelerin kalınlıklarının azaltılması sonucu düzlem şekil değiştirme şartının tam olarak sağlanamaması.

Yukarıda sayılan sebeplerden dolayı ortaya çıkan boyut faktörü sebebiyle minyatür test yöntemi sonuçları doğrudan geleneksel test yöntemi sonuçlarıyla karşılaştırılmamakta, çoğu zaman bu ampirik veya varsa analitik bağıntılardan elde edilen korelasyonlarla birbirleriyle ilişkilendirilmektedir.

#### 2.4.1. Geleneksel test yöntemlerinden minyatürleştirilmiş numuneler kullanan test yöntemleri

Bu yöntemlerde genellikle standart test teknikleri (Çekme, Charpy, Compact Tension (CT)) numunelerinin küçültülmüş boyutları kullanılmaktadır.

ASTM E8'e göre (ASTM E8 2011) standart bir çekme numunesi (gauge length) 50 mm uzunluğa 100 mm çapa sahip olması gerekirken tipik bir mikro çekme testi (Micro Tensile Test) numunesinde uzunluk 20 mm'ye, çap ise 3,2 mm'ye azaltılabilmektedir. Daha da küçük boyutlarda numuneler ise düzlemsel olarak üretilebilmektedir (Şekil 2.19).

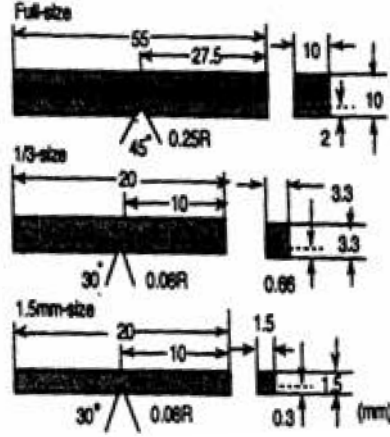


**Şekil 2.19.** Düzlemsel Mikro çekme testi numunesi ve kaynaklı bölgeden numune üretimi (Ceyhan ve ark. 2005)

Bu testleri uygularken dikkat edilmesi gereken hususlar; boyut küçüldükçe gerekli boyut hassasiyetine sahip numunelerin üretilmesi, test edilmesi (numunelerin hizalanması, uygun çenelerle kenetlenmesi) ve en önemlisi elde edilen sonuçların yorumlanmasının zorlaşmasıdır. Mikro çekme testlerinden elde edilen gerilme-şekil değiştirme grafiği standart çekme deneyine benzemekle beraber boyut etkisi nedeniyle sonuçlara bir düzeltme faktörü uygulanması gerekmektedir.

Charpy Darbe testi için kullanılan standart numune 10mm×10 mm×55 mm boyutlarında (ortasında çentik açılmış) kare kesitli parçalardır. Özellikle malzeme açısından kısıt olması durumunda kırılmış standart numunelerden mini charpy numuneleri üretilebilmektedir. Şekil 2.20'de Standart Charpy numunesi ve test edilmiş

standart numunelerden üretilen mini Charpy test numunelerinin boyutları verilmiştir. Gerek Charpy gerekse CT (Compact Tension) testleri için numune boyutlarında minyatürleştirmeye gidilirken dikkat edilmesi gereken bir nokta düzlem gerilme şartının sağlanmasıdır.



**Şekil 2.20.** Standart Charpy numunesi ve test edilmiş standart numunelerden üretilen mini Charpy test numuneleri (Hyde ve ark. 2007)

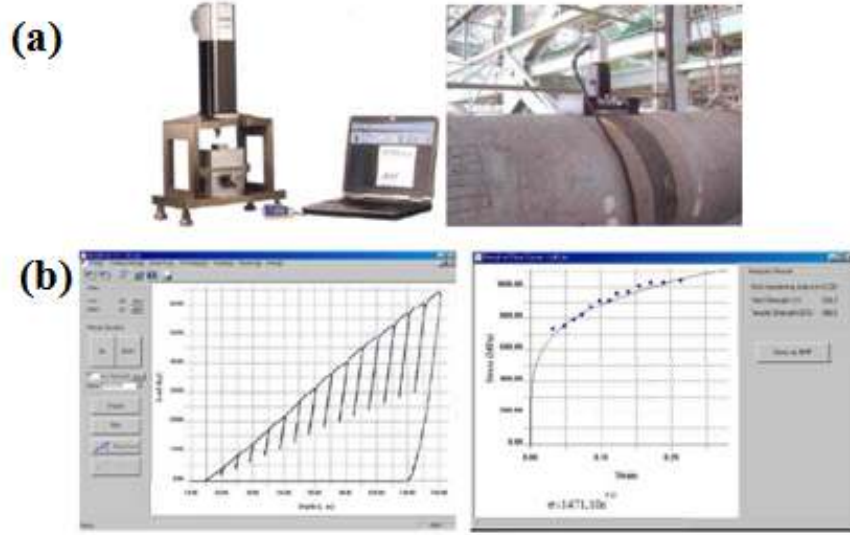
#### 2.4.2. Yeni nesil test yöntemleri

##### Enstrumante Edilmiş Sertlik/Batma Testi (Instrumented Hardness/Indentation Test)

Klasik sertlik testlerinde genel olarak yük belirli bir zaman için malzemeye uygulanır ve uygulanan kuvvetin oluşan izin alanına oranından sertlik değerleri elde edilir. Enstrumante edilmiş batma testinde ise sürekli olarak uygulanıp kaldırılan kuvvet (load-unload) ve buna bağlı olarak batma derinliği ölçülür. Bu yöntemin en önemli avantajı numune üretimine gerek olmamasıdır. Şekil 2.21(a)'da görüldüğü gibi mekanik özelliklerinin belirlenmesi istenen parça üzerinde portatif batma cihazları yerleştirilerek tahribatsız olarak ölçümler ile yapılabilmektedir.

Enstrumante edilmiş batma testi malzemelerin elastik modülü, akma ve çekme gerilmesi, kırılma tokluğu ve artık gerilmelerin belirlenmesinde kullanılmaktadır. Test esnasında kaydedilen kuvvet-batma derinliği verisinden çeşitli analitik bağıntılarla belirtilen mekanik özellikler hesaplanmaktadır. Şekil 2.21(b)'de kuvvet-batma derinliği

sonuçları ve bu sonuçların gerilme-şekil değiştirmeye çevrilmesi gösterilmiştir. Test yönteminin uygulanmasına yönelik "Standard Practice for Instrumented Indentation Testing" ASTM standardı bulunmaktadır (ASTM E2546 2007).



**Şekil 2.21.** Aletli İndentasyon Testi (a) Aletli İndentasyon Cihazı ve bir portatif Aletli İndentasyon cihazının boru üzerinde ölçüm yapması (b) İndentasyon Testinden elde edilen kuvvet-batma derinliğinin gerilme-şekil değiştirmeye çevrilmesi (Li ve Hurst 2010)

### **Baskı ve Halka Tipi Sürünme Testleri (Impression ve Ring-type creep Tests)**

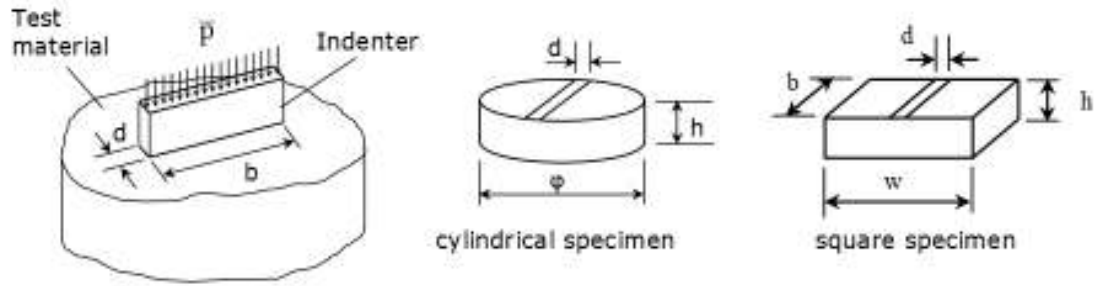
Malzemelerin sürünme davranışlarını belirlemek için yeni bir test yöntemi de Hyde ve Sun'ın geliştirdiği Baskı ve Halka Tipi Sürünme Testleridir.

Baskı sürünme testi ilk olarak HAZ'ın ikincil sürünme evresi özelliklerinin belirlenmesi amacıyla geliştirilmiştir (Hyde ve ark. 2010). Bu test yönteminde düzlemsel uca sahip silindirik veya dikdörtgenel batıcı uç yüksek sıcaklık altında yine silindirik veya dikdörtgenel geometrili numuneye sabit kuvvet uygular (Şekil 2.22). Batıcı ucun yer değiştirmesi ( $\Delta^c$ ) yani numune yüzeyindeki batma derinliği ölçülür. Ölçülen bu yer değiştirme miktarı ve kuvvet değerleri denklem (2.9) ve denklem (2.10) kullanılarak gerilme ve birim şekil değiştirme değerlerine çevrilir

$$\sigma = \eta \bar{p} \quad (2.9)$$

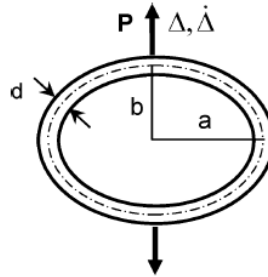
$$\varepsilon^c = \frac{\Delta^c}{\beta d} \quad (2.10)$$

Burada  $\eta$  ve  $\beta$  parametreleri malzemeden bağımsız olup batıcı uç, numune geometrisi ve boyutlarına bağlıdır. Bu yöntem sadece malzemenin birincil ve ikincil sürünme evreleri hakkında bilgi vermekte, üçüncül sürünme evresi için ise veri elde edilememektedir. Şu ana kadar bu teknikle elde edilen minimum sürünme şekil değiştirme hızlarının geleneksel sürünme testlerinden elde edilen sonuçlarla oldukça uyumlu olduğu görülmüştür. Bu teknik, yaklaşık olarak 10 senedir uygulanmakta olup henüz standardı bulunmamaktadır. Fakat endüstrinin bu tekniğe olan ilgisi artmaktadır.



**Şekil 2.22.** Baskı sürünme testi batıcı uç ve numune geometrileri ( $d \sim 0,8-1$  mm,  $h \sim 2-2,5$  mm,  $w \sim 8-10$  mm) (Hyde ve ark. 2010)

Hyde ve Sun tarafından geliştirilen diğer bir test tekniği olan halka tipi sürünme testinde ise halka şeklindeki test numunesi (Şekil 2.23) yüksek sıcaklık altında çapı boyunca çekme veya basmaya maruz bırakılarak yer değiştirme miktarı ( $\Delta$ ) ölçülmektedir (Hyde ve Sun 2009).



**Şekil 2.23.** Çekme gerilmesine maruz bırakılmış halka sürünme testi numunesi (Hyde ve Sun 2009)

Analitik yaklaşımdan elde edilen bağıntılarla yer değiştirme miktarı birim şekil değiştirmeye dönüştürülerek geleneksel sürünme test sonuçlarıyla korelasyonu yapılmaktadır. Bu test yöntemi için de henüz standart oluşturulmamıştır. Bu test yönteminin diğer minyatür test yöntemlerine göre birtakım avantajları vardır. Bunlar basit numune geometrisi, testin uygulanışının kolay olması, yüksek hassasiyet, düşük gerilme değerleri için uygun olması ve test verisinin yorumlanmasında kullanılan bağıntılardaki korelasyon katsayılarının malzemeye bağlı değişmemesi olarak belirtilmiştir.

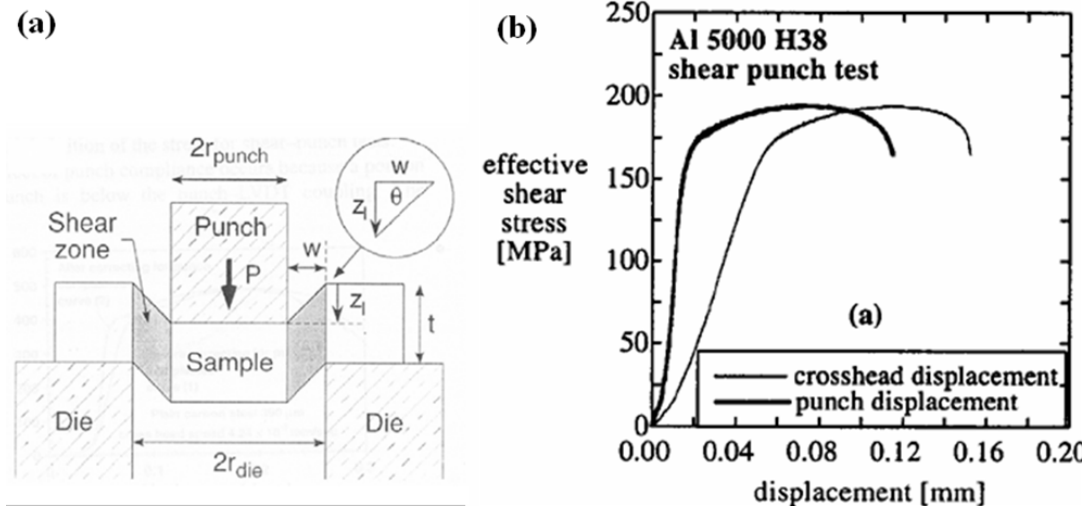
### **Kesme Zımba Testi (Shear Punch Test)**

Bu test yönteminde kalıp içerisindeki disk şeklindeki numune zımba aracılığıyla uygulanan kuvvetle deformasyona uğratılmaktadır. Bu açıdan ileride detaylı olarak anlatılacak SP testine benzemektedir. Önemli fark ise Kesme Zımba Testinde zımba ucunun düzlemsel olması ve dolayısıyla test esnasında disk ve zımbanın arasında kontak açısının (yüzeyinin) sabit kalmasıdır. Bu test yönteminin şematik gösterimi Şekil 2.24(a)'de verilmiştir.

Test esnasında kesme gerilmesi etkisiyle deformasyon zımba ve kalıp arasındaki dar bir bölgede gerçekleşmektedir. Uygulanan zımba kuvvetinin efektif kesme gerilmesine çevrilmesi için basitçe kuvvetin alana oranı hesaplanmaktadır (Hyde ve ark. 2007)

$$\tau = (P - F)/(2\pi r' t) \quad (2.11)$$

Burada  $P$  zımba kuvveti,  $F$  sürtünme kuvveti,  $r'$  ortalama yarıçap ve  $t$  numune kalınlığıdır.



**Şekil 2.24.** Kesme Zımba Testi (a) Kesme Zımba Testi şematik gösterimi (b) Test sonucunda belirlenen efektif kesme gerilmesi-yer değiştirme grafiği (Hyde ve ark. 2007)

Bu yöntemle malzemenin kesme özellikleri direk olarak belirlenebilse de çekme özelliklerinin belirlenmesi tek eksenli çekme testi sonuçlarıyla olan korelasyonlara dayanmaktadır.

## 2.5. SP Test Tekniği Tarihçesi ve Kullanım Alanları

SP tekniği ilk olarak ABD ve Japonya'da nötron radyasyonuna maruz kalmış reaktör elemanlarının Sünek-Gevrek Geçiş Sıcaklığı (DBTT, Ductile-Brittle Transition Temperature) ve kırılma tokluğu gibi mekanik özelliklerindeki bozunmayı periyodik olarak belirleyebilmek amacıyla geliştirilmiştir (Manahan ve ark. 1986, Mao ve Takashi 1987, Kameda ve Buck 1986, Baik ve ark. 1986, Misawa ve ark. 1987, Suzuki ve ark. 1992). Bu test tekniğinin kullanılmasının sebebi radyasyona maruz kalmış bölgenin çok küçük olması nedeniyle geleneksel test teknikleri (çekme, eğme, darbe vb.) numunelerinin çıkarılamamasıdır. Alternatif olarak, geleneksel test teknikleri numuneleri için yeterli olan bölgenin radyasyona tabi tutularak hazırlanması da maliyetleri arttırmaktadır. Bu eksiklikler SP test tekniğinin doğmasına sebep olmuştur. Şekil 2.25'den SP diskinin mini çekme ve CT numunesine göre bile ne kadar küçük boyutlara sahip olduğu görülebilir.





**Şekil 2.25.** SP, çekme ve CT numuneleri

(<http://www.dnvkema.com/Images/Small%20Punch%20Test.pdf>)

İlerleyen yıllarda SP tekniğine Avrupa'daki araştırmacıların ilgisi ve tekniğin nükleer olmayan alanlarda da uygulaması üzerine olan ilgi artmıştır. Avrupalı araştırmacılar ilk olarak daha çok SP tekniğiyle sürünme davranışını incelemiştir (Maile ve ark. 1998, Dobes ve Milicka 2002, Bicego ve ark. 2005, Milicka ve Dobes 2006). Özellikle enerji üretim, petro-kimya tesisleri, rafineri gibi işletmelerde ağır yükleme ve çevresel şartlarda çalışan elemanların kalan ömürlerinin hesaplanması hem işletme güvenliği hem de maliyet açısından önemlidir. SP test tekniği numune boyutlarının geleneksel yöntemlere göre çok küçük olması sebebiyle hemen hemen tahribatsız bir yöntem olarak değerlendirilebilir. Bu nedenle servis halindeki herhangi bir elemanın mekanik özelliklerindeki değişimi SP yöntemi ile saptamak için elemandan malzeme çıkarımı sonrasında onarıma gerek kalmamakta bu da ekonomik açıdan büyük avantaj sağlamaktadır.

Buna ek olarak parçaların çalışma geçmişiyle ilgili yeterli bilginin bulunmadığı durumlarda veya servis halindeyken istenmeyen anormal yüklemelere (kuvvet, sıcaklık gibi) maruz kalmış elemanların mekanik özelliklerinin belirlenmesi de SP tekniğine ihtiyaç duyulan bir alandır (CEN CoP 2006).

### 2.5.1. SP tekniğinin standartlaştırılması: CEN Code of Practice (CoP)

SP testinde deneysel parametreler SP test sonuçlarını önemli oranda etkilemektedir. Bu sebeple test düzeneğinin geometri ve boyutları, SP numunesinin boyutları, numune üretimi, yükleme ve ölçme sistemi ve sonuçların analizi konularında SP testini uygulayan tüm laboratuvarlara birlik getirecek **Avrupa Standartlar Komitesince** (CEN - Comité Européen de Normalisation) onaylanmış **Uygulama Esasları** (Code of Practice) oluşturulmuştur (CEN CoP 2006). Bu sayede farklı laboratuvarlardan elde edilen test sonuçlarının kıyaslanabilmesi ve ortak çalışmaların yapılabilmesi mümkün olmuştur.

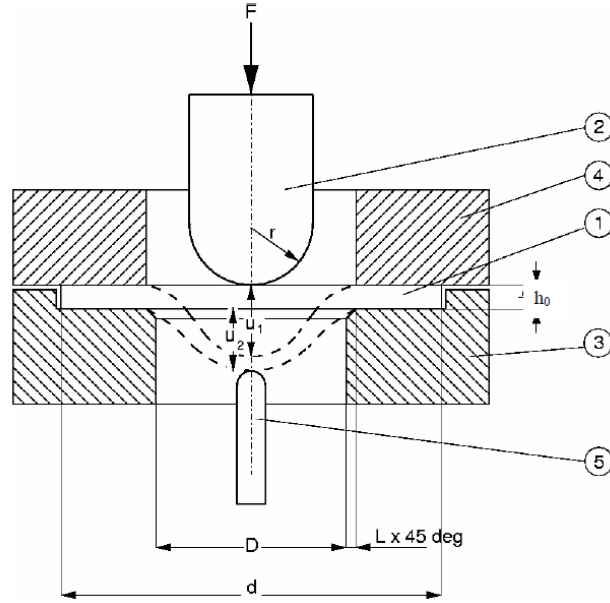
SP CoP, CEN'in sağladığı Workshop Agreement olarak geçen resmi bir standart değil bir standartlaştırma dökümanıdır. Resmi standart kadar katı olmamakla beraber, Workshop Agreement'da amaç yukarıda belirtildiği gibi belli bir prosedür için ilgili kişileri ortak çerçevede buluşturmaktır. Bir CEN Workshop Agreement oluşturulması resmi standarda göre daha kısa (10-12 ay) sürmektedir (<http://www.cen.eu/cen/Products/CWA/Pages/default.aspx> 2009).

SP CoP, malzemelerin yüksek sıcaklıktaki (zamana bağlı viskoz) ve düşük sıcaklıktaki (zamandan bağımsız) davranışlarını belirleyebilmek için uygulanan SP sürünme ve kırılma testlerini anlatan iki ayrı bölümden oluşmaktadır. Herhangi bir laboratuvarın bu test tekniklerinden sadece bir tanesini uygulamayı tercih etmesi durumu göz önüne alınarak her bir bölümde SP sürünme ve SP kırılma testleri tüm detaylarıyla ayrı ayrı anlatılmaktadır.

Özellikle SP sonuçlarının analizindeki bir takım eksiklikler sebebiyle bu teknik henüz tam olarak standart bir test haline getirilememiştir. Bu açığı kapamak maksadıyla CoP'de belirtilen ilkelere bağlı kalacak birden çok laboratuvarın işbirliğiyle standartlaştırmaya yönelik geniş çaplı bir test ve veri analiz programı yapılmasına ihtiyaç duyulmaktadır (Hurst ve Matocha 2010). Özellikle SP testiyle kalan ömür tayininin önemli olduğu güç santralleri başta olmak üzere sanayinin ilgisinin artırılması şarttır. Tüm bu çabalar çerçevesinde SP testi resmi bir standarda kavuşabilecektir.

## 2.5.2. CoP ilkeleri

CoP'e göre SP sürünme testi deney düzeneğini oluşturan parçaların şematik gösterimi aşağıdaki gibidir (Şekil 2.26)



Şekil 2.26. CoP'de öngörülen SP sürünme deneysel düzeneği (CEN CoP 2006)

Burada

1. SP numunesi
2. Küresel başlı zımba
3. Alt kalıp
4. Üst kalıp
5. Çökmeyi ölçen çubuk

D deformasyon açıklığı çapı, d disk çapı,  $h_0$  ise ilk disk kalınlığıdır.

### 2.5.2.1. SP sürünme testi

SP sürünme testleri, sabit kuvvet etkisi altında yüksek sıcaklıkta ( $550^{\circ}\text{C}$ - $800^{\circ}\text{C}$  gibi) malzemenin deformasyona uğratıldığı uzun süreli testlerdir. Standart tek eksenli sürünme testlerinde malzemenin sabit sıcaklık ve sabit gerilme altında birim şekil değiştirme miktarı saptanırken, SP sürünme testlerinde küresel başlı bir zımbayla sabit

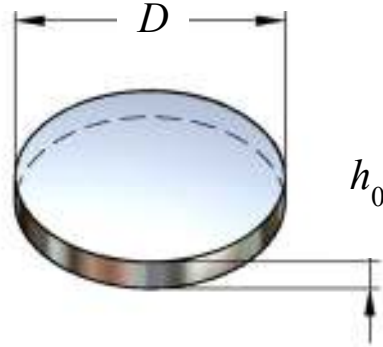
kuvvet uygulanan disk şeklindeki numunelerin alt yüzey merkezlerindeki çökme değerleri kaydedilmektedir.

CoP’de, SP sürünme test düzeneğinde alt kalıpta bulunan deformasyon açıklığı yarıçapının  $R=2$  mm ve  $R+0,2$  mm’de (Şekil 2.26’da  $L=0,2$  mm)  $45^\circ$ ’lik paha sahip olması önerilmiştir. Kullanılan zımba ucunun yarıçapı  $r=1,0-1,25$  mm aralığında olması tavsiye edilmiştir. Zımba ucunun olabildiğince iyi işlenmiş küresel bir başa sahip olması gerekmektedir. Zımba başının zımba çubuğundan bağımsız bir küre olabileceği belirtilmiş (CEN CoP 2006) fakat bu durumda kürenin yanal yer değiştirmesi veya test sonucunda deformasyona uğramış disk içinde sıkışması gibi sorunlar olabileceği göz önüne alınmalıdır. Bunun yanında bu şekilde bağımsız zımba başının kullanılması, zımba ucunun aşınması halinde kolayca yenisiyle değiştirilmesi gibi avantajını sağlamaktadır.

SP testindeki yükleme (sıcaklık ve kuvvet) ve yer değiştirme (SP numunesinin merkezindeki çökme) ölçen sistemlerin hassasiyetleri, European Creep Collaborative Committee (ECCC) ve EN/ISO’nun metalik malzemeler için tek eksenli sürünme testi standartlarına uygun şekilde CoP’de belirlenmiştir. Buna göre uygulanan kuvvetin hassasiyeti  $\pm\%1$  ve test sıcaklığının hassasiyeti ise Kelvin biriminde  $\pm\%0,25$ ’dir. Bu değerleri aşmayacak şekilde ölçüm sistemleri kalibre edilmelidirler. Isıtma sistemi (yüksek sıcaklık fırınları) SP numunesi içerisinde olabildiğince üniform sıcaklık dağılımı sağlamalıdır.

SP sürünme numunelerinin, uzun süreyle çok yüksek sıcaklıklara maruz kalması oksidasyona yol açar. Bunun önlenmesi için testin inert gaz ortamında yapılması önerilmektedir. Eğer inert gaz kullanılmayacaksa vakum ortamı oluşturulmalıdır. İntert gaz olarak genellikle argon gazı kullanılmaktadır. Teste başlamadan önce test alanının inert gazla doldurulmuş ve test sıcaklığının belirlenen değerde sabit hale getirilmiş olması önemlidir. SP numunesine uygulanacak kuvvet, kullanılan yükleme sistemi göz önüne alınarak olabildiğince hızlı fakat darbe etkisi yapmayacak bir şekilde uygulanmalıdır. Test süresince bu kuvvet, sıcaklık ve argon debisinin sabit tutulması esastır.

SP test numunesi genellikle 0,25-0,5 mm kalınlığında, 8-10 mm çapındaki disklerdir. CoP’de,  $R=2$  mm deformasyon açıklığı yarıçapı ve  $r=1,0-1,25$  mm aralığında kullanılacak zımba ucu yarıçapı için önerilen SP diski boyutları 8 mm çap ve 0,5 mm kalınlıktır (Şekil 2.27). SP disklerinin yüzeyinde oluşacak işleme sertleşmesinin etkisi ve istenilen hassasiyette yüzey pürüzlülüğünü elde etmek için yapılacak zımparalama ve parlatma işlemleri göz önünde bulundurularak, ilgili çubuk veya tabakadan SP diskleri yaklaşık olarak 0,55 mm kalınlığında kesilmektedir. En düşük 200 grit olacak şekilde diskin iki yüzeyi 0,5 mm kalınlığa zımparalanmalıdır. SP sürünme testinde disk kalınlığı için tolerans  $\pm 0,5h_0$ ’dir. Diskin çapı için bu değer  $\pm 0,1D$ ’dir. İşlem tamamlandıktan sonra disk kalınlığı, çevresi boyunca karşılıklı 4 köşeden ve merkezinden ölçülmelidir. Aynı şekilde disk çapının hassasiyeti karşılıklı 2 nokta boyunca ölçülerek belirlenmelidir (CEN CoP 2006).



Şekil 2.27. SP numunesi

Eğer daha önceden ilgili malzemeyle alakalı herhangi bir SP test verisi yoksa SP test kuvvetinin belirlenmesi için CoP’de membran şekil değişimi teorisinden (Chakrabarty 1970) elde edilen ve SP’de zımbanın diske uyguladığı  $F$  kuvveti ile disk içerisinde oluşan membran gerilme ( $\sigma$ ) arasındaki ilişkiyi veren

$$\frac{F}{\sigma} = 3,33k_{sp} R^{-0,2} r^{1,2} h_0 \quad (2.12)$$

bağıntısının kullanılması önerilmiştir (CEN CoP 2006). Bu bağıntıda  $R$  deformasyon açıklığı yarıçapı,  $r$  zımba ucu yarıçapı,  $k_{sp}$  ise malzemeye özgü süneklik parametresidir.

$k_{sp}$  test edilen malzeme için daha önceden belirlenmemişse, aynı sıcaklıkta farklı kuvvetler etkisinde en az 5 SP testi yapılması ve sonuçların tek eksenli sürünme testi sonuçlarıyla denklem (2.12)'deki ifade kullanılarak karşılaştırılması gerekmektedir.  $F-\sigma$  arasındaki ilişkinin teorik membran şekil değişimine göre incelenmesi Bölüm 4.2.4'de detaylı olarak anlatılmıştır.

SP sürünme testinde, tüm test süresi boyunca diskin merkezindeki çökmenin (Şekil 2.26'de  $u_2$ ) zamana bağlı olarak doğru bir şekilde kaydedilmesi gerekmektedir. Test sıcaklığının da test boyunca sabit kalması önem arz ettiğinden bu niceliğinde kaydedilmesi gerekmektedir. Eğer istenirse ikinci bir yer değiştirme ölçer ile zımbanın yer değiştirmesi (Şekil 1'de  $u_1$ ) de kaydedilerek diskin incelenmesi belirlenebilir.

#### **2.5.2.2. SP kırılma testi**

CoP'de, SP kırılma testleri için yine Şekil 2.26'daki deneysel düzenek tasarımı geçerli olmakla beraber (sadece yükleme zımbaya uygulanan sabit kuvvet yerine sabit yer değiştirme hızıdır), 8 mm çap ve 0,5 mm kalınlıktaki SP diski için, için alt kalıptaki deformasyon açıklığı yarıçapı, SP sürünme testi ile aynı boyut ve pah değerine sahip ( $R=2$  mm ve  $45^\circ$  pah), zımba ucunun yarıçapının ise  $r=1,25$  mm olması önerilmiştir (CEN CoP 2006).

SP kırılma testinde, yükleme sistemi ve ısıtma/soğutma sistemi için geçerli olan hassasiyet değerleri EN 10002 Tek Eksenli Çekme Test Standardına uygun olarak belirlenmiştir. Yükleme sisteminde kuvvetin en az  $\pm\%1$ , sıcaklığın ise  $\pm 3$  K'lik bir hassasiyetle ölçülmesi gereklidir. Yer değiştirme veya çökme değerleri için ise SP disk kalınlığının en az  $\pm\%1$ 'i kadar bir hassasiyet gerekli görülmüştür.

SP disklerinin yaklaşık olarak istenen disk kalınlığının 1,1 katında üretilmesi (örneğin 0,5 mm disk kalınlığı için 0,55 mm) ve önce P320 grit boyutu sonra en az P1200 grit boyutunda zımparalanması önerilmiştir. Ulaşılan son disk kalınlığının toleransı  $\pm\%1h_0$  olmalıdır. Diskin son kalınlığı ve çapı ile ilgili ölçümler SP sürünme testi için bahsedildiği şekilde gerçekleştirilmelidir.

EN 10002 Tek Eksenli Çekme Test Standardındaki gerekli şekil değiştirme hızı sınırları göz önüne alınarak, SP testinde zımba hızı 0,2-2 mm/dk ( $\approx 0,003-0,03$  mm/s) aralığında olması önerilmiştir. Şekil 2.26’da gösterilen deneysel düzenek için SP diski içerisinde oluşan maksimum birim şekil değiştirme hızı ( $\dot{\epsilon}_{sp}^{maks}$ ) ve zımba hızı ( $v$ ) arasındaki ilişki denklem (2.13)’deki gibidir

$$\dot{\epsilon}_{sp}^{maks} = 1000m^{-1} v \quad (2.13)$$

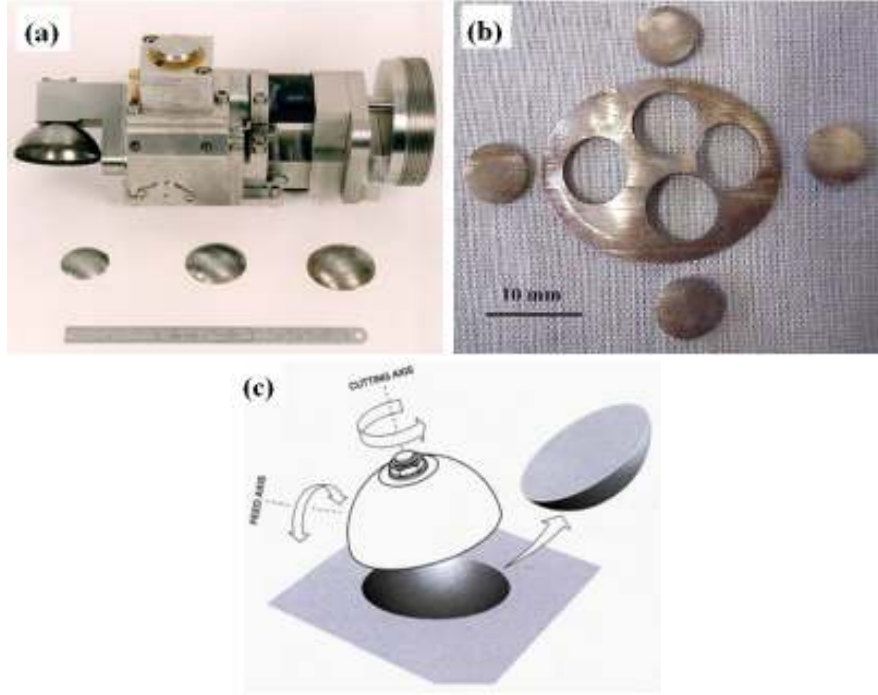
Tüm test süresi boyunca zımbanın SP diskine uyguladığı kuvvet, zımbanın yer değiştirmesi (Şekil 2.26’da  $u_1$ ) veya diskin merkezindeki çökme (Şekil 2.26’de  $u_2$ ) ve test sıcaklığının doğru bir şekilde kaydedilmesi gerekmektedir.

### 2.5.3. Çalışır halde bulunan elemanlardan SP numunelerinin çıkarılması

Daha önce belirtildiği gibi servis halindeki parçalarda servis şartları dolayısıyla yapıldıkları malzemede meydana gelen bozunmanın belirlenmesi, ilgili işletmenin yapısal bütünlüğünün sağlanması ve olası kazaların önlenmesi açısından önemlidir ve bu SP Test tekniğinin önemli bir uygulama alanıdır.

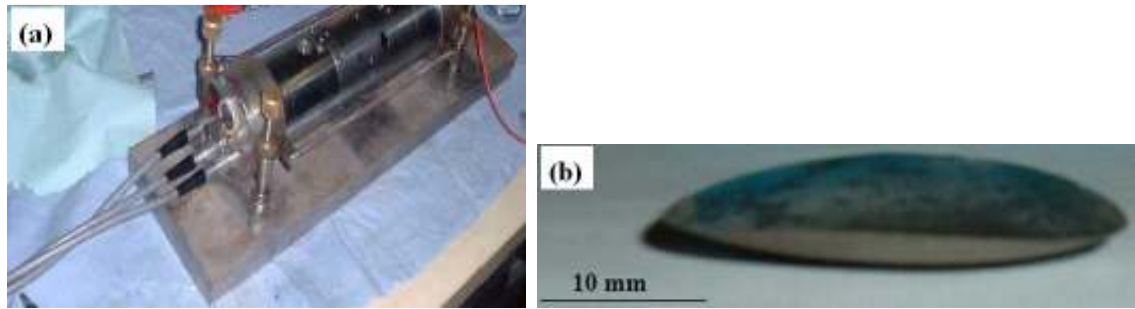
Servis halindeki parçalardan SP numunesi çıkarabilmek için 2 farklı yöntem kullanılmaktadır. Bunlar Kepçe tipi kesiciyle (Scoop Sampling) malzeme çıkarma ve Elektro Erozyon ile Kesme (Electro-Discharge Machining (EDM) Sampling) Yöntemleridir.

Şekil 2.28(a)-(c)’de Kepçe tipi kesiciyle malzeme çıkarılması gösterilmiştir. Bu yöntemde kübik boron nitrit (CBN) ile kaplanmış yarı küresel başa sahip kesici (aşındırıcı) kendi eksenini etrafında dönerek ve aynı zamanda buna dik ekseninde de parçaya doğru ötelenerek parçadan malzeme çıkarılmaktadır. Kesicinin içinden aktarılan akışkan ile soğutma ve talaşların temizlenmesi sağlanmaktadır.



**Şekil 2.28.** Kepçe tipi kesiciyle malzeme çıkarma (Scoop Sampling) (a) Kepçe tipi kesici (b) Parçanın yüzeyinden çıkarılan malzeme ve bundan kesilen SP diskleri (c) Kepçe başının kesme esnasındaki dönme ve öteleme eksenleri (CEN CoP 2006, Roberts ve ark. 2010)

Bir diğer yöntem olarak da Elektro Erozyon ile Kesme yöntemi kullanılmaktadır. Bu yöntem, özel bir alaşımdan yapılan elektrotların oluşturduğu dairesel kesici kısmın çapı etrafında dönerek malzemeyi aşındırarak kesme prensibine dayanır. Bu yöntemin avantajları kesme esnasında parça yüzeyinde oluşan artık gerilmelerin ve maliyetinin düşük olmasıdır. Şekil 2.29(a)'da bu yöntemde kullanılan kesici alet ve Şekil 2.29(b)'de bu yöntemle çıkarılmış malzeme gösterilmektedir.



**Şekil 2.29.** Elektro Erozyon ile Kesme yöntemi (EDM) (a) EDM ile Kesme aleti (b) EDM ile çıkarılmış malzeme (CEN CoP 2006)



CoP'de malzeme çıkarılırken malzemenin çıkarıldığı parçada önemli bir hasar bırakmamak için iki unsura dikkat edilmesi gerektiği vurgulanmıştır. Bunlardan biri malzeme kesildikten sonraki yüzey pürüzlülüğü ve kesim esnasında oluşan ısıdır. Yukarıda bahsedilen her iki yöntem içinde kesim sonrasında elde edilen yüzey kalitesi genel olarak yüksek olmaktadır. Kepçe tipi kesicideki aşındırıcı yüzey genellikle 120 grit veya daha üstü olmaktadır.

Dikkat edilmesi gereken diğer nokta ise servis halindeki parçadan numune alınırken ve bu numuneden SP diskleri kesilirken açığa çıkacak ısının malzemenin içyapısını etkilememesi ve artık gerilme oluşturmamasıdır. CoP'de daha önce yapılmış çalışmalara atıf yapılarak kepçe tipi kesiciyle ve elektro erozyon ile kesme esnasında meydana gelen sıcaklık artışının yaklaşık olarak 10°C'den fazla olmadığı ve dolayısıyla bu açıdan bu iki yöntemin bir sıkıntı oluşturmadığı belirtilmiştir (CEN CoP 2006).

### 3. MATERYAL ve YÖNTEM

Bu çalışmada kullanılan SP numunelerinin (disklerinin) hazırlanması ve bu numunelerle gerçekleştirilen SP kırılma ve sürünme testleri, CoP'de (CEN CoP 2006) yer alan ilkelere uygun olarak gerçekleştirilmiştir.

#### 3.1. Materyal

#### 3.2. Numunelerin hazırlanması

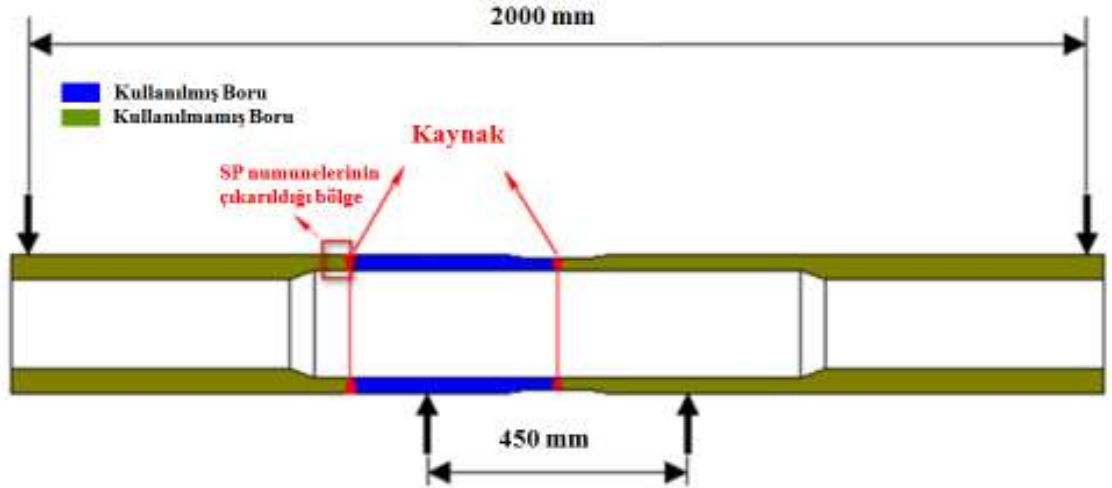
SP kırılma ve SP sürünme testlerinde kullanılan tüm numuneler P91 çeliği ve buna ait kaynaklı bölgeden çıkartılmıştır. P91 çeliği esas metalinin kimyasal kompozisyonu Çizelge 3.1'de verilmiştir. Numunelerin çıkartıldığı boru (Şekil 3.1) EC (European Community) destekli INTEGRITY projesi (Integrity of repair welds in high temperature plant operating under steady and cyclic load conditions) kapsamında 5000 saat boyunca 160 bar iç basınçta ve 600°C sıcaklıkta yaklaşık 76 kN'luk kuvvetle 4 nokta eğme testi uygulanmış bir borudur (INTEGRITY Growth Project 2005). Integrity projesi kapsamında 4 nokta eğme testi öncesinde borunun daha önce kullanılmış bölgesinin büyük bir kısmı kesilerek yerine kullanılmamış boru kaynak edilmiştir (Şekil 3.2). Kullanılan kaynak metodu kök kaynağı için GTAW ve doldurma kaynağı için SMAW'dır. Öntavlama sıcaklığı (preheat temperature) 225°C pasolararası kaynak sıcaklığı (interpass temperature) < 315°C ve PWHT sıcaklığı 760°C (3 saat boyunca)'dir. Kullanılan kaynak metali P91 ve toplam paso sayısı 6'dır. Integrity borusunun uzunluğu 2000 mm, dış çapı 275 mm, et kalınlığı ise 35 mm'dir.

**Çizelge 3.1.** Çalışmada kullanılan P91 çeliğinin kimyasal kompozisyonu

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	V	Ni	Nb	N
% wt	0,10	0,27	0,53	0,007	0,01	8,76	0,91	0,20	0,35	0,04	0,038



Şekil 3.1. Numunelerin çıkarıldığı Integrity borusu

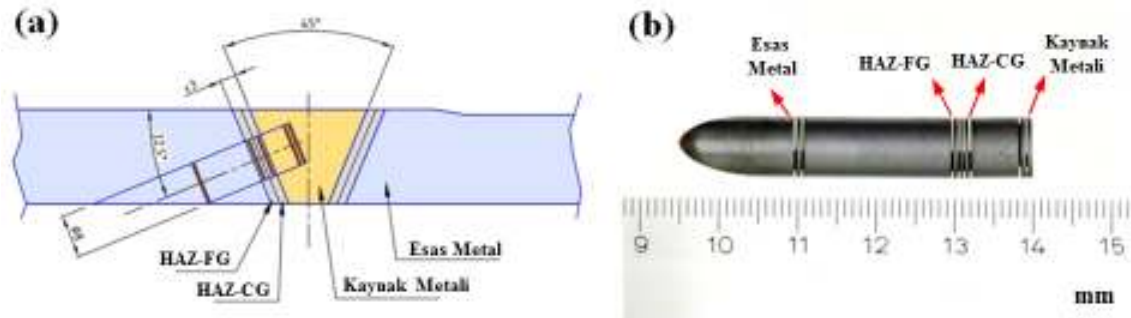


Şekil 3.2. Integrity borusu şematik gösterimi

Bu çalışma için kullanılan SP diskleri borunun esas metal, kaynak metali, HAZ-FG ve HAZ-CG bölgelerinden elde edilmiştir. Şekil 3.2’de gösterildiği gibi borunun kullanılmamış kısmından tüm bölgeleri kapsayacak bir parça kesilmiştir. Bu parça daha önce boru üzerinde yapılan 4 nokta eğme testi göz önüne alınarak eğilme gerilmelerine en az maruz kalmış yani eğilme eksenine olabildiğince yakın bölgeden çıkarılmıştır. Daha sonra bu parçadan 8 mm çapında SP disklerinin çıkarılacağı silindirler Şekil 3.3(b) üretilmiştir.

HAZ-FG ve HAZ-CG bölgelerinden ayrı ayrı numune çıkarabilmek için silindirler kaynak dikişine dik olarak parçadan kesilmiştir (Şekil 3.3(a)). Bu sayede çok dar olan (yaklaşık 3 mm) HAZ bölgesinden HAZ-FG ve HAZ-CG için 1'er adet numune çıkarılabilmektedir. Esas metale ait SP diskinin mikroyapısının olabildiğince kaynak ısısının tesirinde kalmamış olmasını sağlamak amacıyla HAZ'a en uzak noktadan çıkarılmıştır. SP diskleri, silindirlerden yüksek hassasiyetli FANUC tel erozyon EDM makinesiyle 0,6 mm kalınlığında kesilmiştir.

Şekil 3.3(b)'de silindirlerden birinden kesilmiş SP diskleri görülmektedir. SiC zımpara kâğıtlarıyla kaba ve ince zımparalama ve elmas ile parlatma işlemleri uygulanarak son disk kalınlıkları 0,5 mm (500  $\mu\text{m}$ )'ye indirilmiştir. CoP'de öngörülen toleranslara bağlı kalınmış; sürünme numuneleri için  $\pm 2,5 \mu\text{m}$ , kırılma numuneleri için ise  $\pm 5 \mu\text{m}$ 'lik tolerans değerlerinin aşılmaması sağlanmıştır.



**Şekil 3.3.** SP disklerinin üretilmesi: (a) Kaynaklı parçadan silindirlerin çıkarılmasının şematik gösterimi (b) Silindirlerden SP disklerinin kesilmiş hali

Bu çalışmada HAZ bölgesinin toplam genişliği (optik mikroskop görüntüleriyle) yaklaşık olarak 3 mm olarak belirlenmiştir. Silindirler üzerinde HAZ bölgesinden numune çıkarırken HAZ'ın ve HAZ içerisinde HAZ-FG ve HAZ-CG'nin yeri iyi tespit edilmelidir. Bu sebeple silindirlerden bir tanesi kesiti boyunca ikiye ayrılarak, kesit yüzeyi parlatılmış, dağlanarak optik mikroskop görüntülerine hazır hale getirilmiştir. Dağlama işlemi için Vilella's dağlayıcısı (1 g pikrik asit, 5 ml HCl, 100 ml etanol) kullanılmıştır. Ayrıca çentikli SP diskleri üretmek için P91 esas metaline ait

silindirlere 1 mm kalınlığında diskler kesilmiş ve EDM yöntemiyle bu disklere 0,5 mm derinliğinde çevresel çentik açılmıştır.

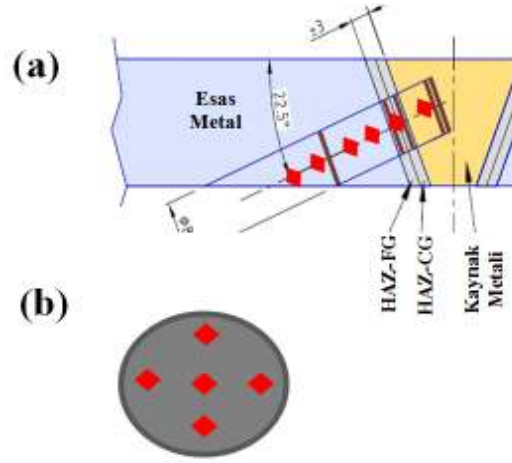
### **3.3. Yöntem**

#### **3.3.1. Mikrosertlik, optik mikroskop, SEM ve X ışınları bilgisayarlı tomografi yöntemleri**

Kesiti hazırlanan silindirden optik mikroskop görüntülerinin çekilmesi için Leica DM 4000 optik mikroskobu kullanılmıştır. Ayrıca SP kırılma testine ait SP disklerinin kırılma yüzeylerinin ve çentikli SP disklerinde çatlak ilerlemesinin incelenmesi için Zeiss Supra 50 taramalı elektron mikroskobu (SEM) mikroskobu kullanılmıştır.

Kaynak metalinden esas metale kadar HAZ bölgesini de içine alan bölgenin sertlik değerlerinin değişimini belirlemek amacıyla ASTM E384 ilkelerine uygun olarak Vickers Mikrosertlik testi gerçekleştirilmiştir (ASTM E384 2011). Ölçümler için Precidur Sertlik test cihazı kullanılmıştır ve kullanılan kuvvet 0,3 kg'dır.

Sertlik ölçümü için iki farklı yol izlenmiştir. Birinci yolda, ölçümler optik görüntülerin alındığı kesit üzerinde, kesitin ekseni boyunca ve bu eksenin 0,7 mm üstünde eksene paralel başka bir hat boyunca tüm bölgeleri (esas metal, HAZ ve kaynak metali) kapsayacak şekilde gerçekleştirilmiştir (Şekil 3.4(a)). İkinci yolda direk olarak (parlatılmış, teste hazır) SP diskleri üzerinde ölçümler yapılmıştır. Her bölge için 1 adet SP diski kullanılmıştır. Disklerin kenarı boyunca 4 ve merkezinde 1 adet olmak üzere 5 ölçüm yapılmıştır (Şekil 3.4(b)). Bu 5 ölçümün ortalaması alınarak her bölgenin ortalama sertlik değeri belirlenmiştir. Yine ilk yöntemle de bölgelere ait ortalama sertlik değerleri hesaplanmıştır. Bunun için kesit üzerinde ilgili bölgenin ölçülen tüm sertlik değerlerinin ortalaması alınmıştır.



**Şekil 3.4.** Sertlik değerlerinin belirlenmesi için yapılan ölçümler (a) Silindir kesiti üzerinden sertlik profilinin belirlenmesi (b) SP diskleri üzerinden sertlik değerlerinin belirlenmesi

SP diskinin deformasyona uğramış kesitinin görüntülerini Sonlu Elemanlar sonuçları ile karşılaştırmak amacıyla X ışınları Bilgisayarlı Tomografi Cihazı (X-Ray Computed Tomography System) Phoenix Nanotom S kullanılmıştır (Şekil 3.5). Bu cihaz numuneye hiç bir zarar vermeden istenilen kesit boyunca 1  $\mu\text{m}$  çözünürlüğe kadar tarama yapabilmektedir.

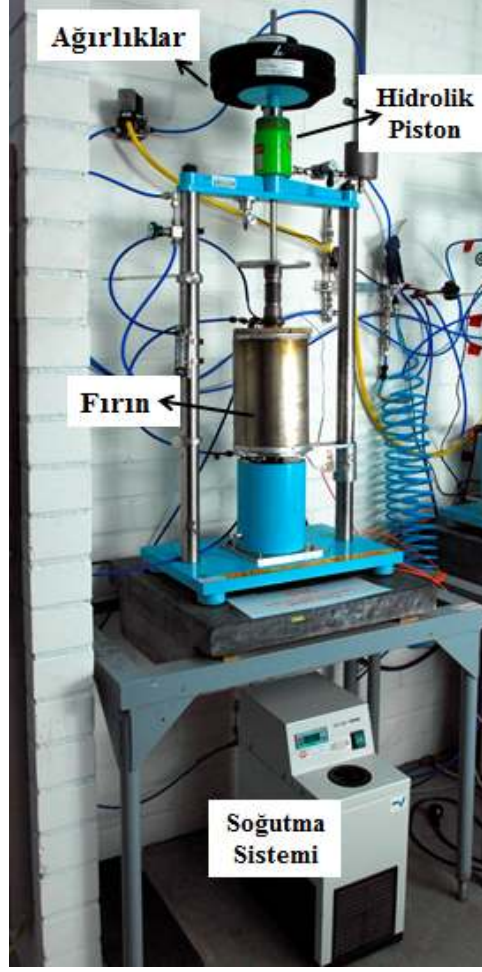


**Şekil 3.5.** JRC-IET'deki X ışınları Bilgisayarlı tomografi cihazı

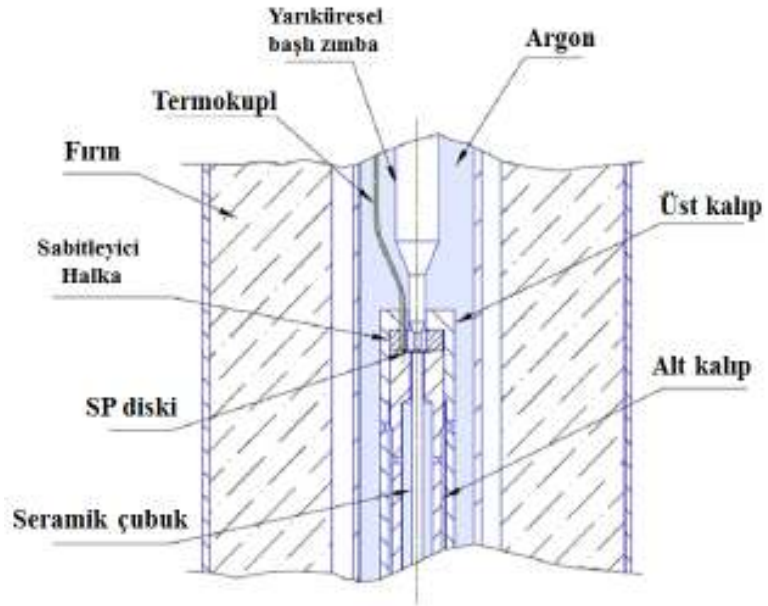
### 3.3.2. SP Sürünme Test Düzenegi

Tez kapsamında kullanılan SP sürünme test düzenegi Şekil 3.6'da ve fırın içerisinde kalan test ekipmanının kesit şeması Şekil 3.7'de verilmiştir. SP test düzenegini oluşturan ana parçalar şunlardır:

- 8 mm çapında, 0,5 mm kalınlığındaki SP diskleri,
- Alt, üst kalıp ve sabitleyici halkadan oluşan diskin kaymasını önleyecek kenetleme sistemi,
- Test kuvvetini SP diskinde uygulayacak olan yarıküresel başlı zımba,
- Yükün SP diskinde hızlı ve darbesiz bir şekilde uygulanması için basınçlı havayla çalışan hidrolik piston,
- İstenen test sıcaklıklarının elde edilmesi için yüksek sıcaklık fırını,
- Argon gazının sızdırmazlığı amacıyla gazla kullanılan paslanmaz çelik tüp ve tüpün alt ve üst kısımlarına yerleştirilen kauçuk sızdırmazlık elemanları,
- Diskin alt merkezinde meydana gelen çökme değerlerini ölçmek için LVDT (Linear Variable Differential Transformer) ile test sıcaklığını ölçmek için termokupllar,
- Disk merkezindeki çökme miktarını LVDT'ye aktaracak yüksek sıcaklığa dayanıklı seramik çubuk ( $Al_2O_3$ ),
- Veri toplama sistemi.



Şekil 3.6. SP sürünme test düzeneği



Şekil 3.7. SP sürünme testi fırını içerisindeki deneysel ekipmanların kesit gösterimi



Bu çalışmada kullanılan zımba başının yarıçapı 1 mm'dir ve sürünmeye dayanıklı Nikel ve krom esaslı Nimonic alaşımından CNC (Computer Numerical Control) yoluyla üretilmiştir. Zımbanın uç kısmı için vidalı bir tasarım kullanılmıştır bu sayede zımba ucunun aşınması durumunda tüm zımba değil sadece uç kısmı yenilenebilmektedir. Vidalı sistemle zımba çubuğu ve başı birbirine bağlandığı için zımba başının yanıl yer değıştirme veya disk içinde sıkışma (bağımsız küre şeklinde zımba başı kullanıldığı durumlarda olduğu gibi) sorunları da olmamaktadır.

SP diski alt kalıpta bulunan oyuk içerisine yerleştirildikten sonra alt ve üst kalıp birbirine sıkıca vidalanarak SP diskinin test esnasında hareket etmesi önlenmektedir. Alt ve üst kalıbın bulunduğu tüm test alanı fırın içerisinde yer almaktadır. Kullanılan hidrolik piston sayesinde test yükü birkaç saniye içerisinde darbesiz bir şekilde SP diski aktarılabilir.

Eurotherm® kontrolörüyle çalışan rezistanslı fırınla 650°C'ye kadar olan test sıcaklıkları elde edilebilmektedir. Fırının kontrolü için iç duvarına yerleştirilmiş bir termokupldan alınan verilerle ısı girdisi ayarlanmaktadır. Fırının alt ve üst kısmında, argon gazının sirküle edildiği çelik tüpün uçlarına yerleştirilen kauçuk sızdırmazlık elemanlarının zarar görmemesi için bu bölgelerde sıcaklığın 50°C'nin altında tutulması sağlayacak soğutucu su sirkülasyonu sistemi yer almaktadır.

Deneysel tesisatta tam bir vakum ortamını elde etmek çok zor olabilmektedir. Bu yüzden oksidasyonu önlemek amacıyla argon gazı kullanılarak inert gaz ortamı oluşturulmuştur. Kullanılan argon gazı endüstriyel saflık derecesindedir (%99,995 oranında saf argon). Argon gazının debisi tüm testler için test süresi boyunca bir regülatör sayesinde 0,25 lt/dk'da sabit tutulmuştur.

Solartron® firması tarafından üretilmiş AG 1.0 tipi, 2 mm ölçüm uzunluğuna sahip Class1 (ISO standardına göre %1 hassasiyete sahip) LVDT kullanılmıştır. Yüksek sıcaklıktaki stabiliteleri ve oksidasyon dirençleri sebebiyle N tipi termokupllar (nickel-chromium-silicon/nickel-silicon) kullanılmıştır.

Disk merkezindeki çökme miktarını LVDT'ye aktaracak olan çubuğun seramik malzemesinden olması hem yüksek sıcaklığa dayanım sağlamakta hem de çubukta oluşabilecek termal genişlemenin çökme miktarını etkilemesini engellemektedir. Seramik çubuk ve diskin alt yüzey merkezinin kontağının sağlanması için çubuğun alt kısmında üzerine küçük bir yay mekanizması ilave edilmiştir (Şekil 3.13). Yayın seramik çubuk üzerinden diske uyguladığı kuvvetin çok iyi ayarlanması gerekmektedir. Kuvvetin çok fazla olması halinde SP diskinin merkeze tam olarak yerleştirilmesinde zorluk çıkabilmektedir. Merkezi olarak yerleştirilmemesi test esnasında diskin deformasyonunu ve kırılma süresini etkileyebilmektedir.

Testin başında zımba diskle kontağa geçtiği zaman diskin sıcaklığında (zımba üzerinden iletimle ısı transferi sebebiyle) 2-3°C'lik düşüş yaşanabilmektedir. Eurotherm® kontrolörü ile sıcaklık değeri kısa sürede tekrar test sıcaklığında sabit hale getirilmektedir.

Veri toplama ve kaydetme National Instruments'a (NI) ait Field Point donanımı ve Labview yazılımında SP tekniği için hazırlanmış bir ara yüz kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Sensörlerden (termokupl, LVDT) gelen veriler NI Field Point vasıtasıyla anlık olarak görüntülenmekte ve Labview yazılımıyla bu sinyaller Field Point'tan toplanıp istenen niceliklere çevrilerek kaydedilmektedir.

### **3.3.2.1. Ölçüm sistemlerinin kalibrasyonu**

Test verilerinin doğru ve hassas bir şekilde elde edilmesi için ölçüm sistemlerinin öngörülen periyotlarla kalibre edilmesi şarttır. Tez kapsamında test kuvvetini uygulamak amacıyla kullanılan tüm ağırlıklar, sıcaklık ölçümü için kullanılan termokupllar ve disk merkezindeki çökme değerini ölçmek için kullanılan LVDT'ler istenilen periyotlarda kalibre edilmişlerdir.

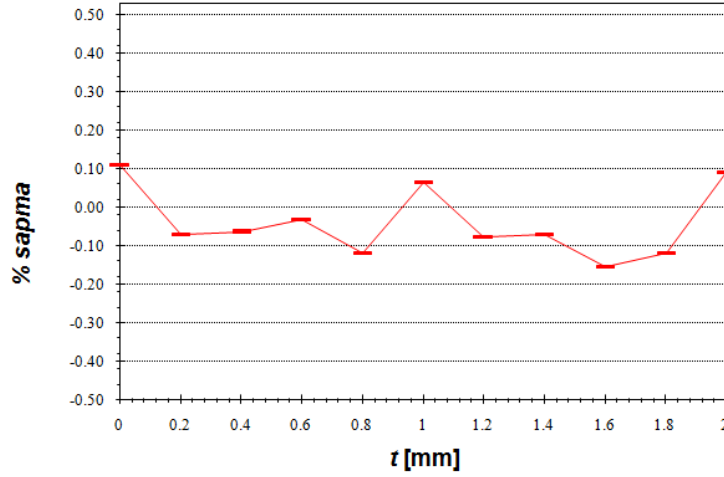
### **Çökme**

LVDT'nin kalibrasyonu için seramik kalibrasyon blokları kullanılmıştır. LVDT ölçüm aralığı olan 0-2 mm arasında 0'dan 2 mm'ye daha sonra 2 mm'den 0'a 0,2 mm'lik

artışlarda ilgili yer değiştirme değerine karşılık gelen akım değerleri belirlenmiştir ve ortalaması ( $S_{ort}$ ) alınmıştır. Bu akım değerleri denklem 3.1 ve 3.2 kullanılarak LVDT'nin lineeritesinin yani (3.2) ile elde edilen sapma değerinin  $\pm \%0,1$  sınırları içerisinde kalmasını sağlayacak (Şekil 3.8) ofset ve çarpan değerleri belirlenmiştir. Burada  $d$  ölçülen,  $t$  ise seramik kalibrasyon bloklarının uzunluğu olan gerçek yer değiştirme değerleridir. Kullanılan maksimum seramik bloğun uzunluğu 2 mm olması dolayısıyla denklem 3.2'de kullanılacak maksimum yer değiştirme değeri de 2 mm olarak alınmıştır.

$$d = (S_{ort} - ofset) \times \text{çarpan} \quad (3.1)$$

$$\% \text{ sapma} = \frac{(t-d)}{\text{maks.yerdeğiştirme}} \times 100 \quad (3.2)$$



**Şekil 3.8.** LVDT kalibrasyon grafiği

Bu ofset ve çarpan değerleri daha sonra Labview ara yüzünde sisteme girilmiştir.

### **Kuvvet**

Uygulanan ağırlıkların hepsi hassas terazide tartılarak nominal değerden sapma oranları belirlenmiştir. Testlerde kullanılan maksimum ağırlık 100 N'dur. Tüm ağırlıklar için maksimum sapma  $\pm 5$  g'dan daha düşük olarak belirlenmiştir.

Kuvvet SP diskinde aktarılırken zımbanın diske dik ve diskinde içinde bulunduğu kalıba olabildiğince paralel olacak şekilde yerleştirilmesine dikkat edilmiştir. Daha önce bahsedildiği gibi SP diskinin alt kalıp içerisinde de merkezi bir şekilde yerleştirilmesine

önem verilmiştir. Merkezden kaçık yüklemenin gerçekleştiği testlerin kırılma süresine etkisi olabilme ihtimalinden dolayı bu testler tekrarlanmıştır.

### **Sıcaklık**

Test sıcaklığının ölçümü ve fırının kontrolünde kullanılan termokupulların kalibrasyonu için Isotech® marka referans fırınları kullanılmıştır (Şekil 3.9). Bunun için kalibre edilecek termokupullar referans fırınına ait referans termokupuluyla beraber kalibrasyon fırınının ortasındaki seramik bölümün deliklerine yerleştirilmiş ve referans fırınının sıcaklığı termokupulların çalışacağı test sıcaklık değerine getirilmiştir. Referans termokupuluyla test termokupulları arasındaki farktan düzeltme faktörü elde edilmiştir. Isotech® kalibrasyon fırınıyla bu çalışmada kullanılan termokupul tipi ve sıcaklık aralığı için 0,5°C'lik bir ölçüm belirsizliği ile ölçülebilmektedir.

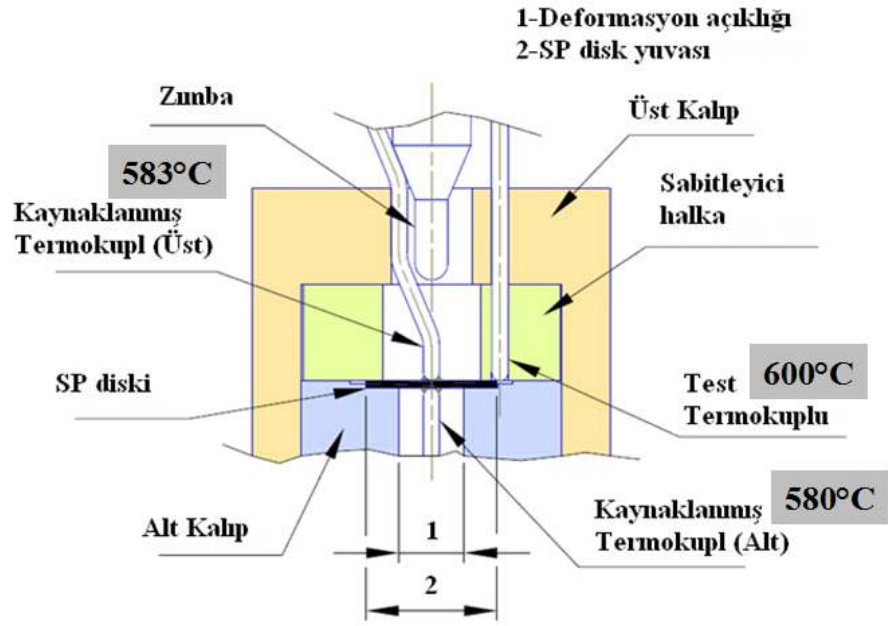
Diğer önemli bir faktör SP test sıcaklığını ölçen termokupul ucunun SP diski üzerinde hangi noktadan ölçüm aldığıdır. Test esnasında 600°C gibi yüksek bir sıcaklığa çıkılmasından dolayı SP diskinden içerisinde bulunduğu metal kalıplar vasıtasıyla önemli miktarda ısı kaybı olmaktadır. Bu sebeple SP diski üzerinde kayda değer bir sıcaklık gradyanı oluşmaktadır. SP diskinin yerleştirildiği alt kalıbın ortasındaki delikten LVDT'ye bağlı seramik çubuk ve üst kalıptaki delikten ise test kuvvetini uygulayan zımba başının geçmesi sebebiyle test sıcaklığının bu deliklerden SP diskinin merkezine ulaştırılacak bir termokupulla ölçülmesi mümkün olmamaktadır. Bu sebeple üst kalıpta termokupulun SP diskinin olabildiğince yakın yerleşimini sağlayacak bir delik açılmıştır ve termokupul burdan geçirilmiştir (Şekil 3.7). Bu haliyle termokupul ucunun temas ettiği nokta SP diskinin dış kenarına değmektedir. Esas deformasyonun meydana geldiği disk merkezdeki sıcaklık değeriyle termokupulun temas ettiği bu dış kenar arasındaki sıcaklık farkının belirlenmesi için bir dizi ölçümler yapılmıştır. Bu ölçümler için bir SP diskinin alt ve üst merkezine nokta kaynağı ile iki adet termokupul kaynak edilmiştir. Bu termokupullar da önceden kalibrasyon fırınında kalibre edilmişlerdir. Şekil 3.10'te bu düzen şematik olarak gösterilmiş ve kaynaklanmış termokupullardan bir tanesi Şekil 3.11'te verilmiştir. Fırın içerisindeki sıcaklık test sıcaklığı olan 600°C'ye getirilmiş ve bu sıcaklıkta sabit tutularak belirli aralıklarda argon debisi değiştirilmiştir.

Şekil 3.12'deki grafikte SP diskinin alt ve üst merkezindeki sıcaklık değerleriyle test termokuplunun ölçtüğü sıcaklık (disk kenarındaki) arasındaki farkların argon debisine bağlı değişimi verilmiştir. Bu grafikten görüleceği üzere SP diskinin üst kenarıyla (normalde test sıcaklığının ölçüldüğü nokta) üst merkezi arasındaki sıcaklık farkı yaklaşık olarak 17°C, üst kenarıyla alt merkezi arasındaki sıcaklık farkı ise 20°C olarak belirlenmiştir. Belirlenen bu farkların argon debisine göre değişiminin önemsenmeyecek boyutta olduğu görülmüştür. Dolayısıyla bu sıcaklık farkının çoğunlukla metal kalıplar üzerinden iletim ve ışınlama ile gerçekleştiği, taşınım ile ısı kaybının pek etkili olmadığı sonucuna varılmıştır. Ölçülen sıcaklıklar Şekil 3.10'da ölçümlerin alındığı noktalar üzerinde de gösterilmiştir.

CoP'teki tavsiye edilen test sıcaklığı hassasiyeti göz önüne alındığında bu ölçümlerin kullanılacak her bir SP sürünme test düzeneği için ayrı ayrı yapılmasının önemi aşıkardır. Bu ölçümlerden elde edilen fark düzeltme faktörü olarak Labview ara yüzüne girilmiştir.



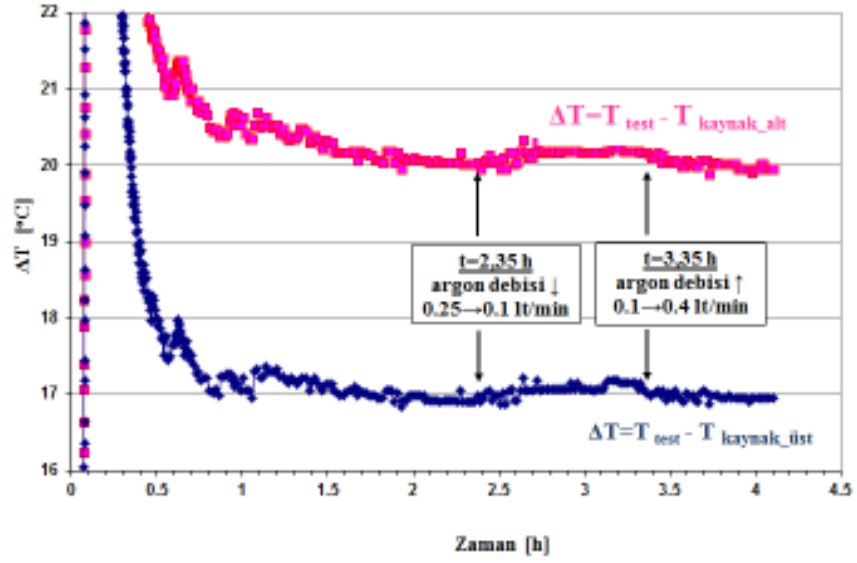
**Şekil 3.9.** Termokuplların kalibrasyonu için kullanılan referans fırını



**Şekil 3.10.** SP diskinin üzerinde meydana gelen sıcaklık gradyanının belirlenmesi için SP diskinin alt ve üst merkezine kaynaklanan termokupların yerleşimi



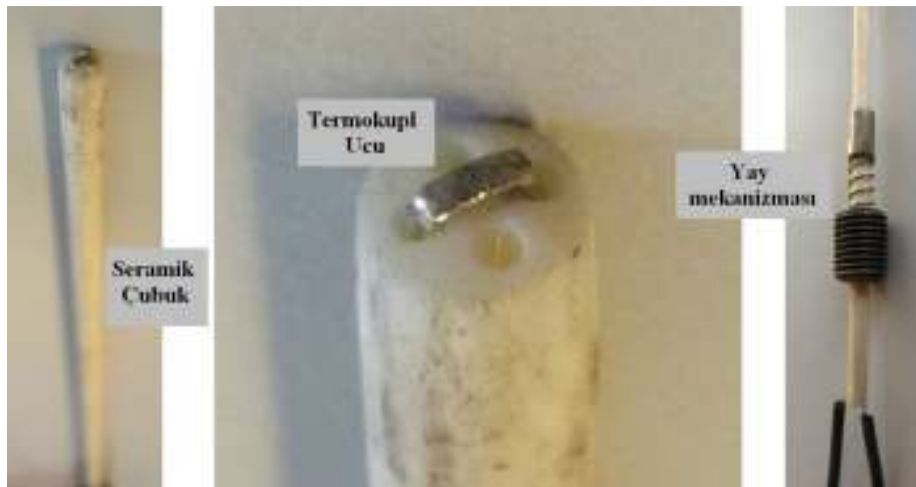
**Şekil 3.11.** SP diskinin üst merkezine nokta kaynağıyla sabitlenen termokupl



**Şekil 3.12.** Test termokupluyla kaynaklı termokuplların ölçtüğü sıcaklıklar arasındaki fark ve argon debisinin etkisinin incelenmesi

### 3.3.2.2. Test sıcaklığı ölçüm sisteminin geliştirilmesi

SP disk kenarıyla (test sıcaklığının belirlendiği) disk merkezindeki sıcaklık arasındaki farkın büyük olması nedeniyle sıcaklık ölçüm sisteminin geliştirilmesi planlanmıştır. Bu amaçla diskin alt yüzey merkeziyle temasta olan seramik çubuğun ortasına iki delik açılmıştır. Bu deliklerin içerisinden S tipi bir termokupllun telleri (yalıtımsız halde) geçirilip, disk merkezine temas edecek noktada tellerin uçları birleştirilmiştir (Şekil 3.13).

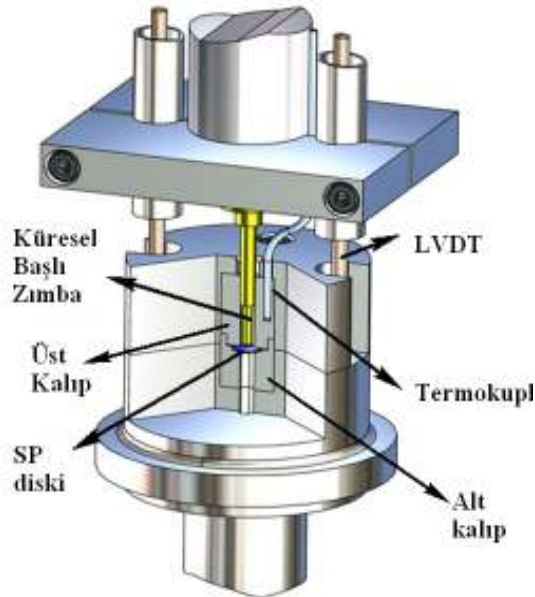


**Şekil 3.13.** Seramik çubuk içerisine açılan deliklerden disk merkezine ulaştırılan termokupl

Bu sayede test sıcaklığının tam olarak çökmenin meydana geldiği diskin alt yüzey merkezinden ölçülmesi sağlanmıştır.

### 3.3.3. SP kırılma test düzeneği

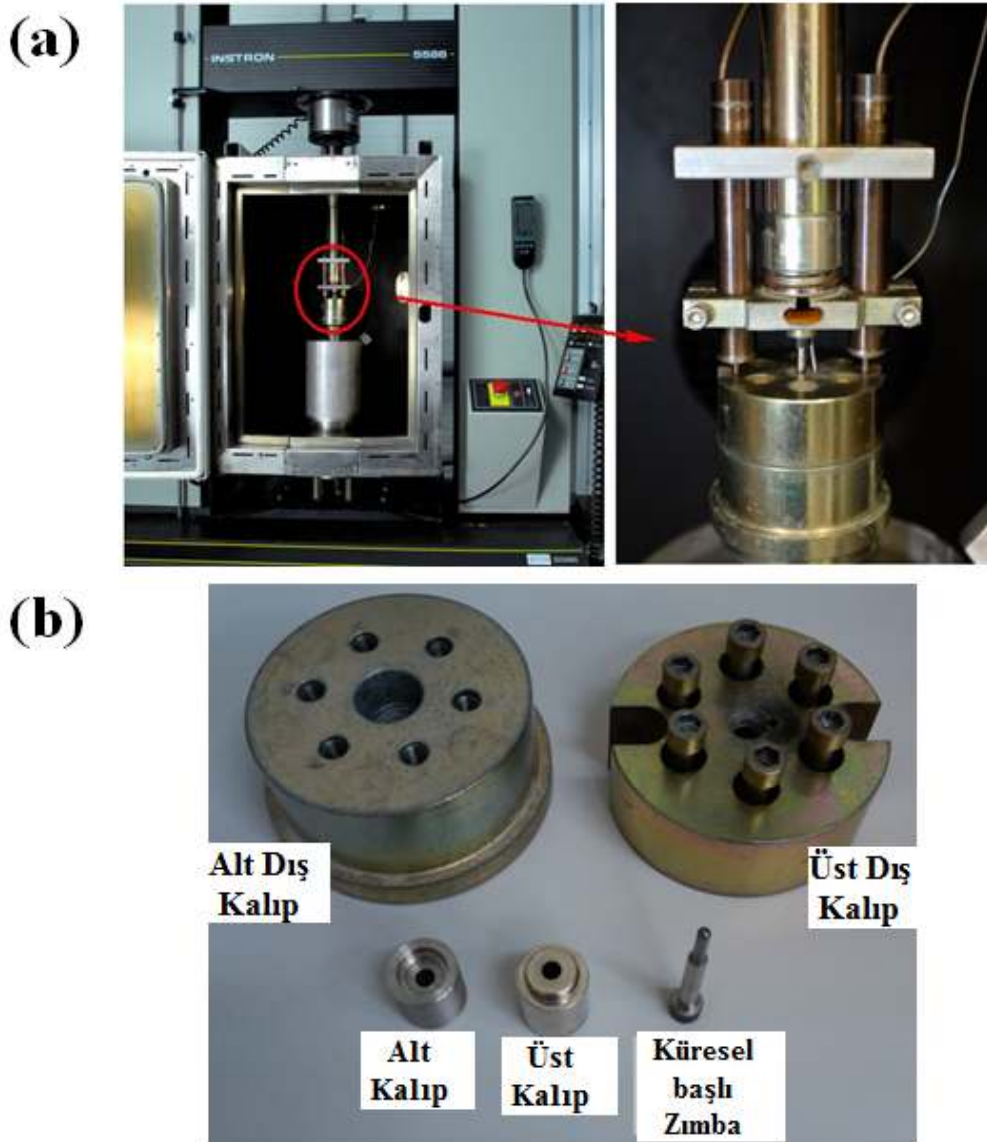
SP kırılma test düzeneğinin şematik gösterimi Şekil 3.14'de verilmiştir. Bu sistem, Bluehill yazılımı ile kontrol edilen Instron 5586 elektromekanik test cihazına monte edilmiştir (Şekil 3.15(a)-(b)). Kullanılan yük hücresinin (load cell) kapasitesi 5 kN'dur. SP kırılma testinde, küresel başlı zımba diskin üst yüzeyinin merkezine sabit deplasman hızıyla kuvvet uygulayarak SP diskini deformasyona uğratmaktadır. Diskte meydana gelen deformasyon zımba yakınına monte edilmiş 2 adet LVDT sayesinde hassas bir şekilde ölçülmektedir. Çenelere (crosshead) bağlanmış olan bu 2 LVDT, zımbanın düşey yer değiştirme değerini dolayısıyla disk merkezinde meydana gelen çökmeyi ölçmektedir. Sonuçların hassasiyeti için bu 2 LVDT'den okunan değerlerin ortalaması alınmaktadır. Test sonucunda kuvvet-yer değiştirme grafikleri elde edilmektedir. Test sıcaklığı ölçümü üst kalıpta açılmış delik içerisine yerleştirilen bir termokupl ile ölçülmektedir. LVDT'lerin ve termokupulların (T tipi) hassasiyeti sırasıyla  $\pm 0,01$  mm ve  $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 'dir.



Şekil 3.14. SP kırılma test düzeneğinin şeması



İklimlendirme kabini sayesinde oda sıcaklığından daha düşük sıcaklıktaki testler yapılabilmektedir. İklimlendirme kabiniyle ulaşılabilen en düşük sıcaklık  $-168^{\circ}\text{C}$  olmasına rağmen sıvı nitrojenin kullanıldığı ek bir sistem sayesinde (Şekil 3.16)  $-196^{\circ}\text{C}$ 'ye kadar düşük sıcaklıklarda da testler yapılabilmektedir. Bu sisteme göre Şekil 3.14'deki test düzeneğinin tümü sıvı nitrojenle doldurulan bir tüp içerisine alınmıştır. Özel LVDT'ler  $-220^{\circ}\text{C}$  sıcaklığına kadar hassas şekilde ölçüm yapılabilmesine izin vermektedir.



Şekil 3.15. SP kırılma test düzeneği (a) Instron test cihazına monte edilmiş SP kırılma test düzeneği (b) SP kırılma test düzeneğine ait kalıplar ve küresel başlı zımba



**Şekil 3.16.** Sıvı nitrojen için kullanılan sistem

CoP'e uygun olarak, kullanılan küresel zımba başının çapı 2,5 mm ve zımbaya uygulanan yer değiştirme hızı 0,0055 mm/s (0,33 mm/min)'dir.

Veri toplama ve kaydetme için NI Field-Point sinyal düzenleyicisi ve Labview yazılımıyla SP kırılma testine özel oluşturulmuş arayüz kullanılmıştır. Termokupl ve LVDT'lerin kalibrasyonu SP sürünme testinde olduğu gibi gerçekleştirilmiştir.

#### **3.3.4. Sonlu elemanlar analizleri**

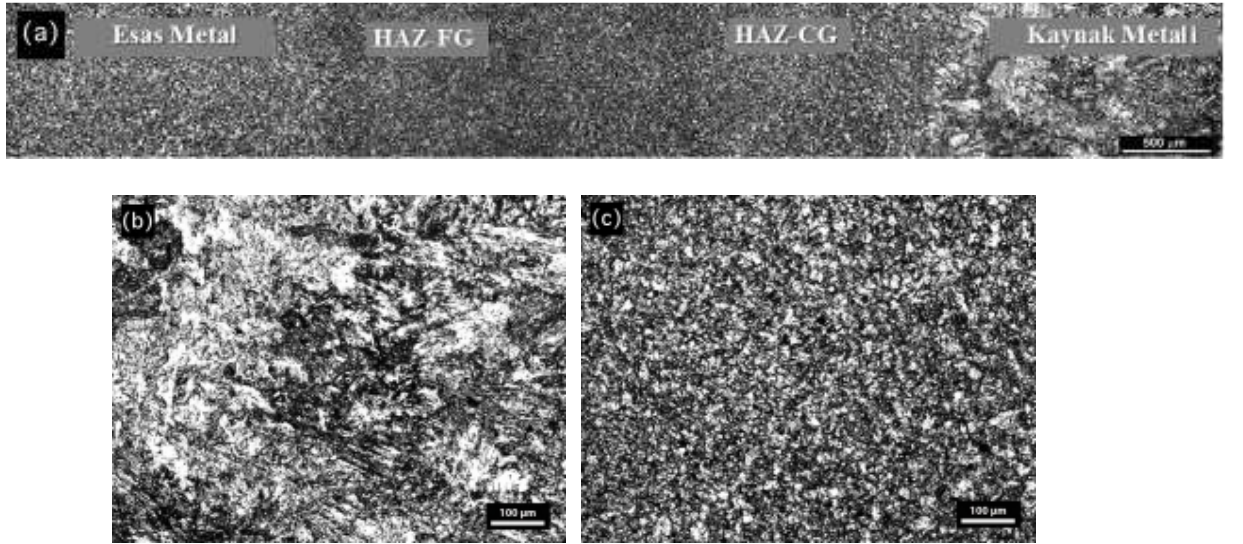
SP sürünme ve SP kırılma testleri için Abaqus (v6.11) yazılımıyla ayrı ayrı sonlu elemanlar modeli (FEM) oluşturularak sayısal çözümler gerçekleştirilmiştir. Abaqus'e girilecek sürünme malzeme parametrelerinin hesaplanması (tek eksenli sürünme test sonuçlarından Norton malzeme parametreleri elde edilmesi) için Matlab Curve Fitting Tool Box kullanılmıştır. Ayrıca Bölüm 4.2.4'de ikincil sürünme evresine ait büküm noktalarının belirlenmesinde de yine Matlab Curve Fitting Toolbox kullanılmıştır.

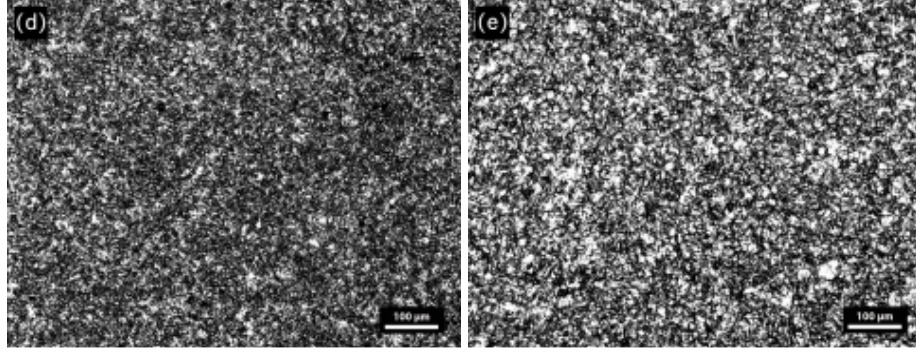
#### 4. BULGULAR ve TARTIŞMA

Bu bölümde P91 çeliğinin farklı bölgelerine (esas metal, kaynak metal, HAZ-CG ve HAZ-FG) ait SP sürünme ve kırılma test sonuçları ve bu sonuçların yorumlanmasına yer verilmiştir. Mikrosertlik ölçüm sonuçları, optik mikroskop ve SEM görüntüleri elde edilerek sonuçlar mekanik özellikler göz önünde bulundurularak değerlendirilmiştir. Çalışmada aynı zamanda deneysel test sonuçlarının yanısıra sonlu elemanlar analizleri sonuçları ve bunların deneysel sonuçlarla karşılaştırılmasına yer verilmiştir.

##### 4.1. Optik Mikroskop Görüntüleri ve Mikrosertlik Değerleri

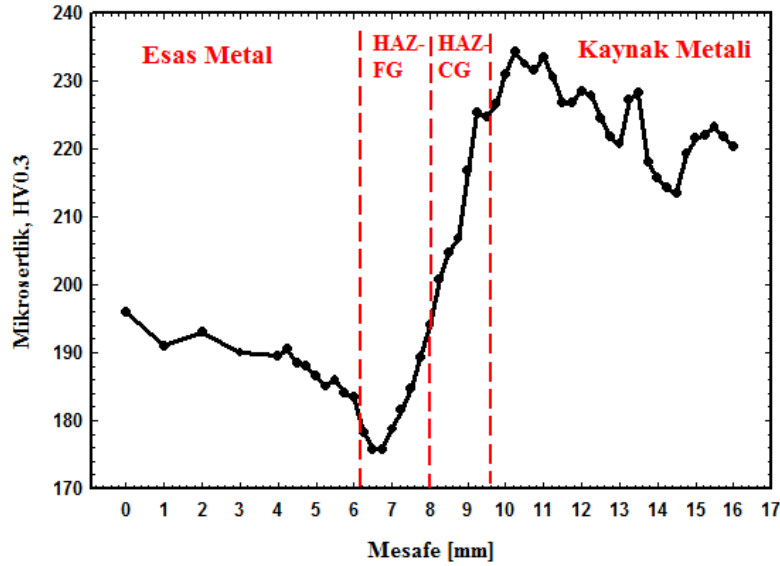
Şekil 4.1(a)'da P91 çeliğine ait silindir kesitinin optik mikroskop görüntüleri verilmiştir. Bu görüntüler esas metalden kaynak metaline mikroyapıdaki değişimi göstermektedir. Kaynak metalinin kolumnar yapısı ve HAZ-FG'nin ince taneli yapısı göze çarpmaktadır. Ayrıca esas metalle HAZ-CG'nin birbirine yakın büyüklükte tane yapısına sahip olduğu görülebilmektedir (Şekil 4.1(b)-(e)).





**Şekil 4.1.** Optik mikroskop görüntüleri a) Kaynak metalinden esas metale mikroyapının değişimi b) Kaynak Metali (c) HAZ-CG (d) HAZ-FG (e) Esas Metal

Şekil 4.2’de optik mikroskop görüntülerinin alındığı kesit üzerinden ölçülmüş mikrosertlik dağılımı verilmiştir. Bölüm 2.2’de bahsedildiği gibi P91 çeliğine ait karakteristik bir sertlik dağılımı elde edilmiştir. Genel olarak P91 çeliğinde, kaynak metalinde yüksek olan sertlik HAZ bölgesi boyunca esas metale kadar azalarak HAZ’ın esas metale komşu olduğu sınırdaki minimum değere sahiptir. Bu bölge literatürde Type IV kırılması olarak bilinen genellikle sürünme çatlaklarının başladığı yerdir.

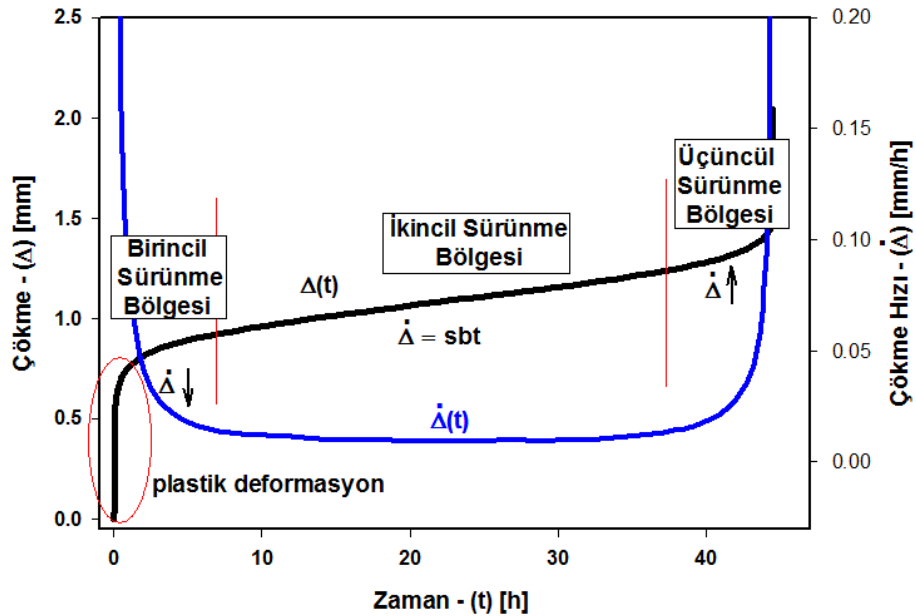


**Şekil 4.2.** P91 kaynağının Mikrosertlik dağılımı

## 4.2. SP Sürünme Testi Sonuçları

### 4.2.1. Karakteristik SP çökme-zaman eğrisi

Şekil 4.3'de SP sürünme testine ait tipik bir çökme-zaman  $\Delta(t)$  eğrisi ve bu eğriden sayısal türev almayla elde edilen çökme hızı-zaman  $\dot{\Delta}(t)$  eğrisi verilmiştir. SP çökme-zaman eğrisi de geleneksel tek eksenli sürünme eğrisine benzer üç bölgeden oluşmaktadır: birincil sürünme bölgesi, ikincil sürünme bölgesi ve üçüncül sürünme bölgesi. Testin başında zımba diskle temasa geçtiği an zımba başının altında oluşan yüksek gerilme sonucunda diskte eğilme dolayısıyla önemli oranda plastik deformasyon meydana gelmektedir. Daha sonra sürünme mekanizmalarının etkin hale gelmesiyle birincil sürünme evresi başlar. Testin devamında hala birincil sürünme bölgesi içerisindeyken, kontak alanının artmasıyla diskte yükü taşıyan alanın artması neticesinde gerilme değeri düşmekte ve deformasyon modu membran şekil değiştirmesine (membrane stretching) dönüşmektedir. Şekil 4.3 incelendiğinde plastik eğilmenin sadece testin başında tüm test süresinin çok az bir kısmında hakim olduğu ve daha çok membran şekil değişiminin baskın deformasyon modu olduğu görülmektedir.



**Şekil 4.3.** SP sürünme testinden elde edilen tipik bir çökme-zaman eğrisi  $\Delta(t)$  ve yine bu teste ait çökme hızı-zaman eğrisi  $\dot{\Delta}(t)$  (Eğri verileri bu çalışma kapsamında yapılan P91 esas metalinin  $F=314$  N'luk SP sürünme testine aittir. Çökme hızı sayısal türev almayla hesaplanmıştır.)

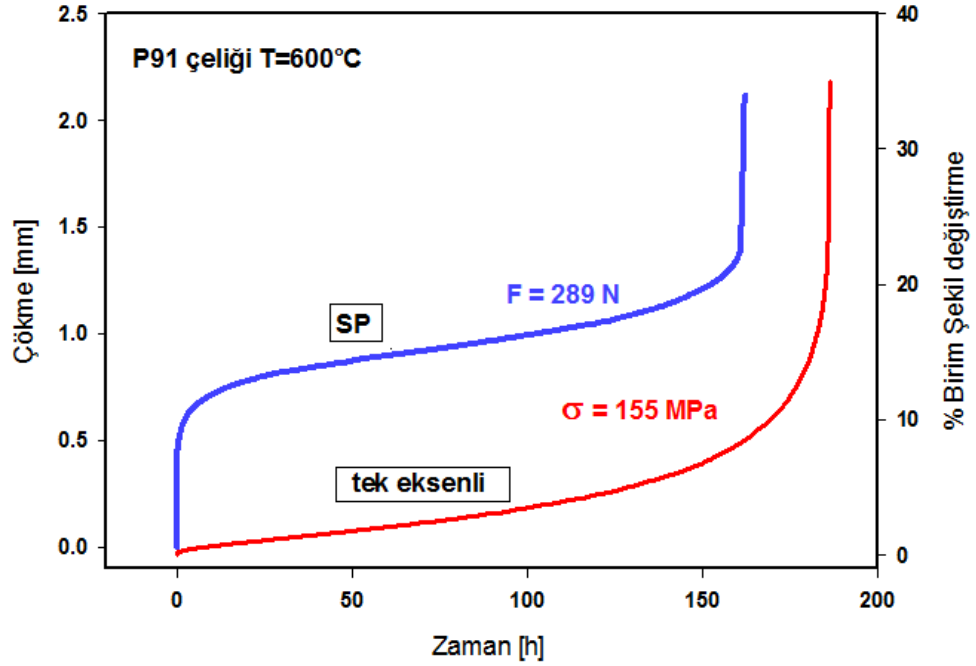
Çökme-zaman grafiğine ait farklı bölgeleri aşağıdaki gibi ele alabiliriz:

**Birincil Sürünme Bölgesi:** Uğradığı deformasyon sonucu malzemenin pekleşmesi (strain hardening) artar, sürünme hızı (yani çökme hızı) azalır. Bu bölgede sürünme deformasyonu dislokasyon hareketleri (kayma ve tırmanma) sonucunda gerçekleşir.

**İkincil Sürünme Bölgesi:** Bu bölgede pekleşmenin etkisini dengeleyecek olan toparlanma, gevşeme ve hasar devreye girer. Çökme hızı sabit kalır. Çökme hızının bu en düşük değeri minimum çökme hızı (minimum deflection rate) olarak adlandırılır.

**Üçüncül Sürünme Bölgesi:** Boyun verme başlar ve ikincil bölgede hasar mekanizmaları sonucu oluşan boşluklar birleşerek malzemede çatlak oluşumuna ve sonunda diskin kırılmasına yol açar. Bu bölgede çökme hızı sürekli artarak maksimum değerine ulaşır.

SP çökme-zaman eğrisi geleneksel standart tek eksenli sürünme testinden elde edilen birim şekil değiştirme-zaman eğrisiyle benzerlik göstermektedir. P91 çeliğine ait 600°C'de yapılmış kırılma süresi olarak birbirine yakın SP ve tek eksenli sürünme test eğrileri Şekil 4.4'de verilmiştir. İki eğri karşılaştırıldığında göze çarpan en önemli fark SP testinin başlangıcında eğilme dolayısıyla meydana gelen yüksek plastik deformasyondur. Bir diğer fark ise SP sürünme eğrisinde üçüncül sürünme bölgesine geçişin tek eksenli sürünme testine göre daha ani olmasıdır. Fakat bu geçişteki keskinlik SP yöntemiyle test edilen malzemeye göre bir miktar değişkenlik gösterebilmektedir.



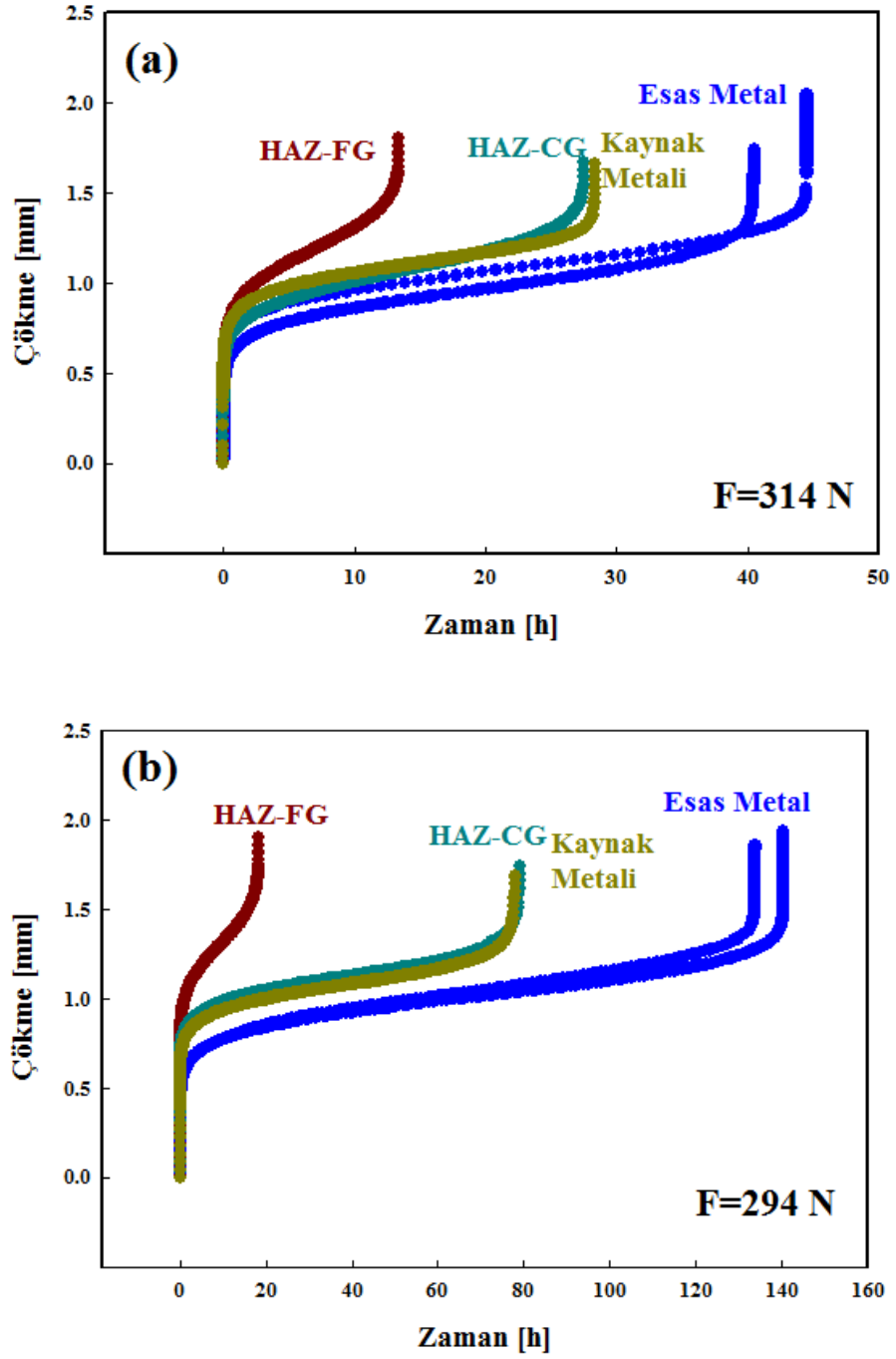
**Şekil 4.4.** P91 çeliğine ait SP sürünme çökme-zaman eğrisinin ve tek eksenli sürünme testi birim şekil değişirme-zaman eğrisiyle karşılaştırılması (Tek eksenli sürünme testi verisi Blagoeva (2009)'dan sağlanmıştır.)

#### 4.2.2. Esas metal, kaynak metali, HAZ-FG ve HAZ-CG'ye ait çökme-zaman eğrileri

P91 çeliğinin esas metal, kaynak metali, HAZ-CG ve HAZ-FG bölgesine ait 600°C'de SP sürünme testleri gerçekleştirilmiştir. Farklı test kuvvetleriyle tüm bölgeler için toplam 23 adet (8 esas metal, 3 kaynak metali, 6 HAZ-FG, 6 HAZ-CG) SP sürünme testi yapılmıştır. Tüm testlere ait sonuçlar (test kuvveti, minimum çökme hızı, kırılma süreleri ve CoP'e göre belirlenmiş efektif gerilme değerleri) Çizelge 4.1'de verilmiştir.

Bölgeler arasındaki sürünme davranışının farklarını gözlemleyebilmek amacıyla Şekil 4.5(a) ve (b)'de farklı bölgelerin 314 N ve 294 N test kuvvetleri için çökme-zaman eğrilerine yer verilmiştir. Beklendiği üzere ince taneli yapısıyla HAZ-FG'nin en düşük sürünme kırılma süresine yani en düşük sürünme dayanımına, esas metalin ise en uzun sürünme kırılması süresiyle en yüksek sürünme dayanımına sahip olduğu belirlenmiştir. HAZ-CG ve kaynak metalinin ise birbirlerine yakın dayanıma sahip oldukları görülmektedir.





**Şekil 4.5.** Esas Metal, Kaynak Metali, HAZ-CG ve HAZ-FG'ye ait çökme zaman grafikleri, uygulanan test kuvveti (a) F=314 N (b) F=294 N

Genel kural olarak düşük sıcaklık özelliklerinin aksine yüksek sıcaklıkta tane yapısı büyüdükçe sürünmeye dayanımın arttığı bilinmektedir. Fakat sürünmeye olan direnç aynı zamanda mikroyapıyla ilgili diğer faktörlere de bağlıdır. P91 çeliği için Bölüm 2.2'de bahsedildiği gibi sürünme esnasında mikroyapıdaki değişim oldukça kompleksdir. Sürünme boyunca alt tane,  $M_{23}C_6$  ve MX çökelti partiküllerinin boyutunun



büyümesi, yeni fazların oluşması (Laves fazı ve Z fazı) ve dislokasyon yoğunluğunun azalması gibi birçok mikroyapı değişimi gerçekleşmektedir. Bu sebeple P91 çeliğinin sürünme dayanımı için sadece tane boyutuna bağlı olarak değerlendirme yapılamamaktadır.

**Çizelge 4.1.** SP sürünme test sonuçları

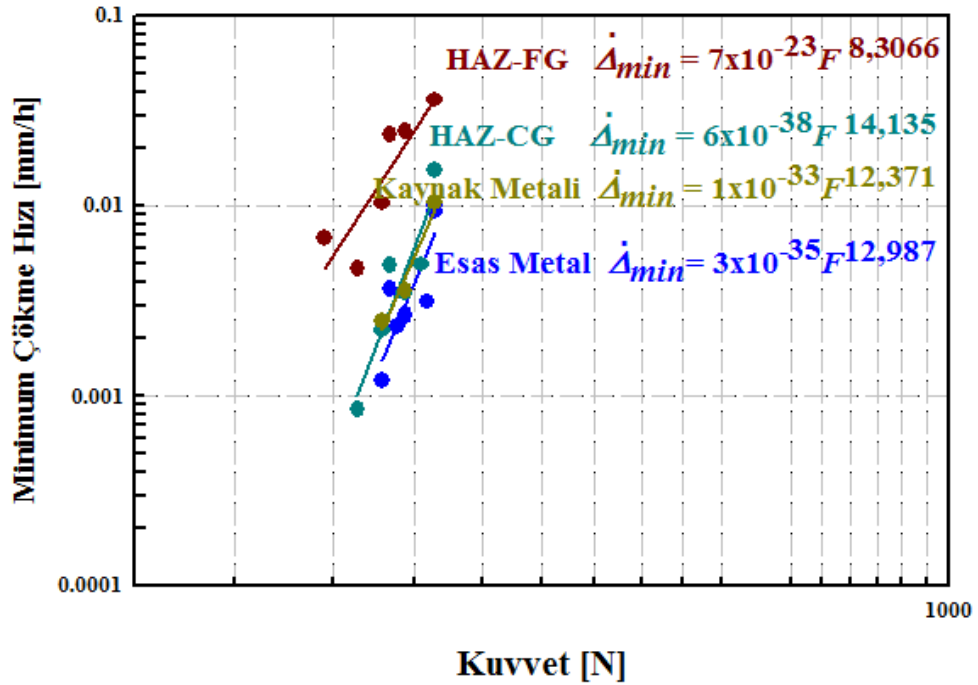
	Test Kuvveti $F$ [N]	Minimum Çökme Hızı $\dot{\Delta}_{min}$ [mm/sa]	Kırılma Süresi $t_r$ [sa]	Gerilme (CoP'e göre) $\sigma$ [MPa]
<b>Esas Metal</b>	314	9,9341e-3	40	217
	314	9,2849e-3	44	217
	309	3,1324e-3	101	213
	294	2,6339e-3	140	203
	294	2,6661e-3	134	203
	289	2,3276e-3	162	200
	284	3,6609e-3	118	196
	279	1,1937e-3	330	193
<b>Kaynak Metali</b>	314	0,0105	28	217
	294	3,5880e-3	78	203
	279	2,4769e-3	99	193
<b>HAZ-FG</b>	314	0,0361	13	217
	294	0,0247	18	203
	284	0,0237	21	196
	279	0,0103	44	193
	264	4,6904e-3	98	182
	245	6,7109e-3	71	169
	<b>HAZ-CG</b>	314	0,0155	28
305		4,9122e-3	71	211
294		3,4653e-3	79	203
284		4,8687e-3	85	196
279		2,2047e-3	176	193
264		8,4811e-4	523	182

#### 4.2.3. SP sonuçları için Norton ve Monkman Grant ilişkisi

SP sürünme testinden elde edilen sonuçlar da tek eksenli sürünme testine özgü bağıntılara benzer şekilde ifade edilebilmektedir. Minimum çökme hızının SP test kuvvetiyle değişimi Norton tipi ilişkisi denklem 4.1'deki gibidir

$$\dot{\Delta}_{min} = AF^n \quad (4.1)$$

Şekil 4.6’da esas metal, kaynak metali, HAZ-CG ve HAZ-FG’ye ait minimum çökme hızı değerlerinin kuvvetle değişimi log-log ölçekli grafikte verilmiştir. SP minimum çökme hızı değerlerinin hesaplanması ileride Bölüm 4.2.4’de anlatılmıştır. SP Norton üsteli ( $n$ ) esas metal için 12,99, kaynak metal için ise 12,37 olarak hesaplanmıştır. Esas metal için belirlenen bu değer Milicka ve Dobes’un (2006) P91 çeliği için elde ettiği  $n=12$  ve Kim ve Lim’in (2008) P92 için elde ettiği  $n=13,19$ ’a oldukça yakındır. Kim ve Lim aynı çalışmalarında kaynak metali için SP Norton üstelini 12,08 ve HAZ-FG için 7,56 olarak belirlemişlerdir. Bu değerlerin de yine bu çalışmada belirlenmiş kaynak metali için 12,37 ve HAZ-FG için 8,3 değerleriyle oldukça uyumlu olduğu görülmüştür.



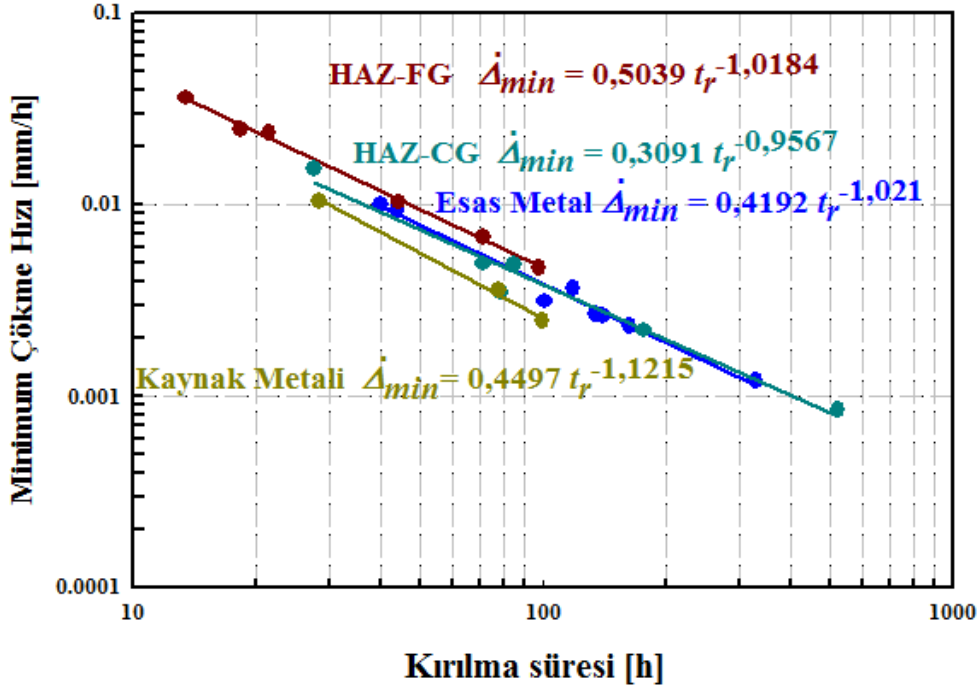
**Şekil 4.6.** Esas Metal, Kaynak Metali, HAZ-CG ve HAZ-FG’ye ait SP sonuçlarından elde edilen Norton ilişkisi

SP minimum çökme hızı ve kırılma süreleri arasındaki ilişki de Monkman-Grant tipi bağıntıyla ifade edilebilmektedir.

$$\dot{\Delta}_{min} \propto t_r^{-p} \quad (4.2)$$

Literatürdeki çalışmalarla karşılaştırma yapabilmek amacıyla Monkman-Grant ilişkisi denklem 2.5’deki şekliyle değil, denklem 4.2’deki gibi ifade edilmiştir (Tek eksenli

sürünme testinde Monkman-Grant ilişkisi  $\dot{\epsilon}_{min} \propto t_r^{-p}$  olarak da verilebilir. Bu durumda elde edilen  $p$  üsteli denklem 2.5'deki  $m=1/p$ 'ye eşit olacaktır). Şekil 4.7'de esas metal, kaynak metali, HAZ-CG ve HAZ-FG'ye ait Monkman-Grant ilişkisi verilmiştir. Yine Norton ilişkisinde olduğu gibi burada da minimum çökme hızı ve kırılma süreleri değerleri log-log ölçekli olarak grafiklenirse değerlerin aynı regresyon eğrisi üzerine düştükleri görülmektedir. Esas metal için belirlenmiş Monkman-Grant üsteli  $p=1,02$  Milicka ve Dobes'un P91 esas metal için belirlediği üstel  $p=1,045$  oldukça yakındır. Diğer bölgelere ait üsteller, kaynak metali için 1,12, HAZ-FG için 1,02 ve HAZ-CG için 0,96 olmakla beraber literatürde bu bölgeler için daha önceden belirlenmiş bir değer yoktur.



Şekil 4.7. Esas Metal, Kaynak Metali, HAZ-CG ve HAZ-FG'ye ait SP sonuçlarından elde edilen Monkman-Grant ilişkisi

#### 4.2.4. SP sürünme testi sonuçlarının tek eksenli sürünme testi sonuçlarıyla korelasyonu ve Efektif Gerilme Yaklaşımı

SP testinin standartlaştırılması için en kritik nokta SP test sonuçları ve tek eksenli sürünme testi sonuçları arasında geçerli bir korelasyon elde edilmesiyle olacaktır. Fakat bu korelasyonu elde etmek basit değildir çünkü SP diskindeki gerilme durumu geleneksel sürünme testindeki gibi tek eksenli değil, çok eksenlidir ve test boyunca SP

diski ve zımba başı arasındaki kontak açısının değişmesiyle beraber gerilme dağılımı da değişmektedir.

SP testini teorik olarak en iyi tasvir eden çalışma Chakrabarty'nin rijit yarıküresel başlı zımbayla disk şeklindeki parçaların şekil değişimini incelediği çalışmadır (Chakrabarty 1970). Burada diskin kalınlığı zımba başı yarıçapına göre küçük olduğu için disk boyunca sadece membran gerilmelerinin olduğu kabulü yapılmıştır. Chakrabarty gerilme ( $\sigma$ ) ve diskin merkezinde meydana gelen çökmeyi ( $\Delta$ ) zımbanın uyguladığı kuvvet ( $F$ ) ve zımba başıyla disk arasındaki kontak açısına ( $\theta$ ) bağlı olarak aşağıdaki gibi ifade etmiştir:

$$\frac{F}{\sigma} = 2 \pi h_0 r \sin^2 \theta \quad (4.3)$$

$$\Delta = R \sin \phi \ln \frac{\tan(\theta/2)}{\tan(\phi/2)} + r(1 - \cos \theta) \quad (4.4)$$

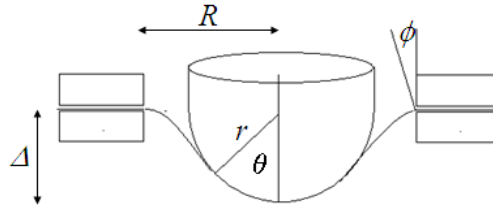
Burda  $h_0$  diskin deformasyon öncesi kalınlığıdır,  $R$  deformasyon açıklığı yarıçapı,  $r$  zımba başının yarıçapı,  $\phi$  diskin kenetlendiği sınırdaki yüzey normalinin yaptığı açıdır.  $\phi$ ,  $\theta$  cinsinden aşağıdaki gibi yazılabilmektedir:

$$\sin \phi = \frac{r}{R} \sin^2 \theta \quad (4.5)$$

Chakrabarty disk boyunca meydana gelen kalınlık değişiminin üniform olduğu kabulüyle diskin deformasyon sonrası kalınlığını ( $h$ ) şu şekilde ifade etmiştir:

$$h = h_0 \left( 1 + \frac{\cos \theta}{\cos \phi} \right)^2 \quad (4.6)$$

Şekil 4.8'de yukarıdaki denklemlerde bahsedilen değişkenlerin gösterildiği Chakrabarty teorisine göre deformasyon geometrisi verilmiştir.



**Şekil 4.8.** Chakrabarty'nin teorisine göre deformasyon geometrisi (Chakrabarty 1970)

CoP'de  $F$  ve  $\sigma$  arasındaki ilişki  $R$ ,  $r$ ,  $h_0$ 'ı çarpan olarak içeren denkleme çok değişkenli en küçük kareler yönteminin uygulanması ( $R$  için 2-3 mm,  $r$  için 1-1,5 mm,  $\theta$  için 0-90°,  $h_0$  için sabit 0,5 mm) sonucu aşağıdaki gibi elde edilmiştir:

$$\frac{F}{\sigma} = 3.33k_{sp} R^{-0.2} r^{1.2} h_0 \quad (4.7)$$

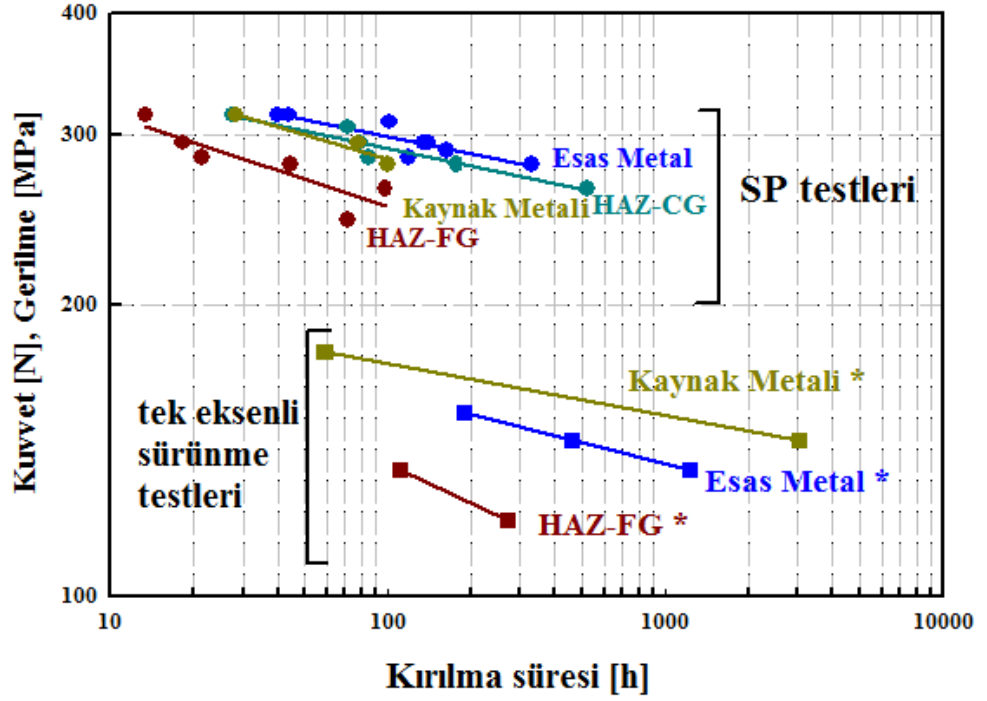
Yukarıdaki denklemde malzemeye bağlı bir düzeltme faktörü olan  $k_{sp}$  (süneklik faktörü) yer almaktadır. SP test verisi bulunmayan bir malzeme için  $k_{sp}$  başlangıçta bilinmeyeceği için CoP'da belli bir sıcaklıkta en azından 5 adet test yapılarak ve sonuçların tek eksenli sürünme testleriyle kıyaslanmasıyla bu faktörün hesaplanmasını önerilmiştir.

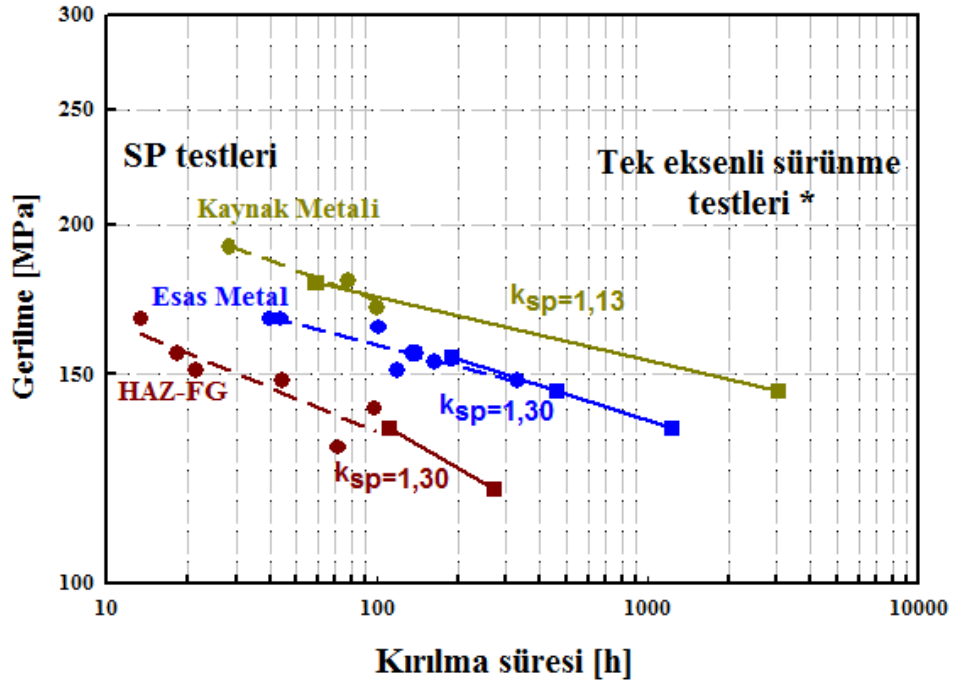
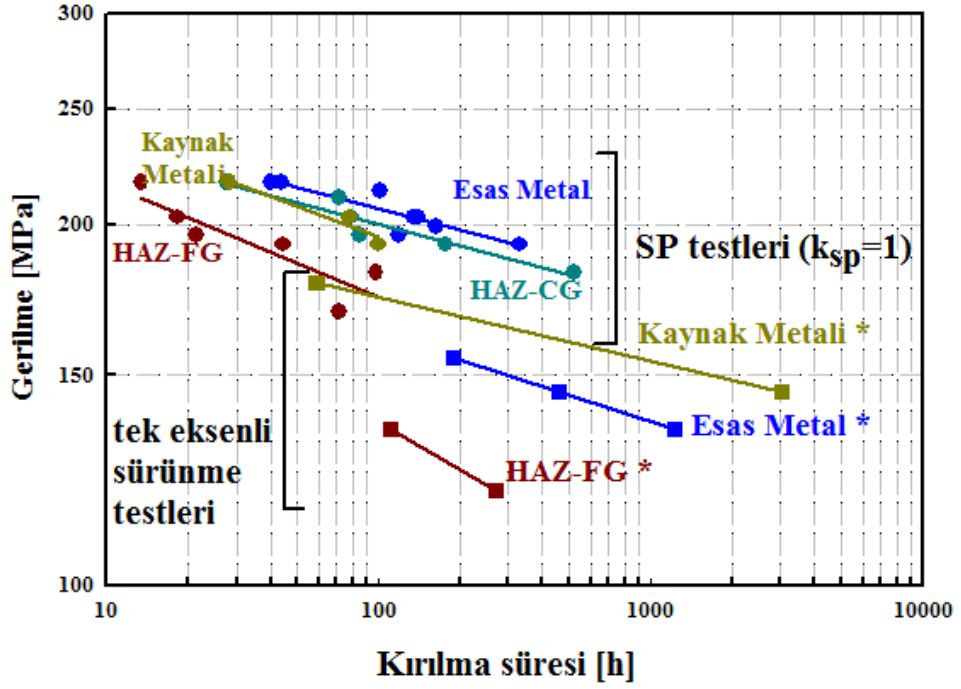
Şekil 4.9(a)-(c)'de tüm bölgeler için SP kuvvet/gerilme değerlerinin kırılma sürelerine bağlı olarak değişimi tek eksenli sürünme testine ait gerilme-kırılma süresi sonuçlarıyla beraber verilmiştir. Esas metal, kaynak metali ve HAZ-FG için tek eksenli sürünme testi sonuçları yine aynı malzemenin kullanıldığı Blagoeva'nın (2009) çalışmasından sağlanmıştır. HAZ-FG'nin sonuçları simüle edilmiş HAZ-FG malzemesine aittir. HAZ-CG için güvenilir tek eksenli sürünme test verisine ulaşılamamıştır. Bu sebeple bu üç grafikte HAZ-CG'ye ait tek eksenli sürünme test verisi bulunmamaktadır.

Şekil 4.5'deki çökme-zaman eğrilerinden olduğu gibi SP kuvvet-kırılma süresi regresyon eğrilerinden de HAZ-FG'nin için en düşük sürünme dayanımını sahip olduğu görülmektedir. Şekil 4.9(a)'daki regresyon eğrilerine göre aynı kuvvet değeri için HAZ-FG'nin kırılma süresi diğer bölgelere göre çok daha küçüktür. Bu sonuç tek eksenli

sürünme testi sonuçlarıyla da uyumludur. SP sonuçlarına göre esas metal sürünmeye en dirençli bölge olup, kaynak metali ve HAZ-CG yakın dirence sahiptir.

Şekil 4.9(a)'da görüleceği üzere SP testine ait kuvvet-kırılma süresi sonuçları tek eksenli sürünme testine ait gerilme-kırılma süresi sonuçlarından yüksektir. SP test kuvvetleri denklem 4.7 kullanılarak CoP'e göre SP gerilme değerlerine çevrilmiştir ve Şekil 4.9(b)'de bu haliyle tek eksenli sürünme testine ait sonuçlarla beraber verilmiştir. Bu eğrilerde  $k_{sp}$  faktörü 1'e eşittir. Şekil 4.9(c)'de ise SP ve tek eksenli sürünme testine ait eğrileri karşılaştırmak suretiyle  $k_{sp}$  değerleri hesaplanmıştır. Buna göre  $k_{sp}$  esas metal ve HAZ-FG için 1,30, kaynak metali için 1,13 olarak hesaplanmıştır.

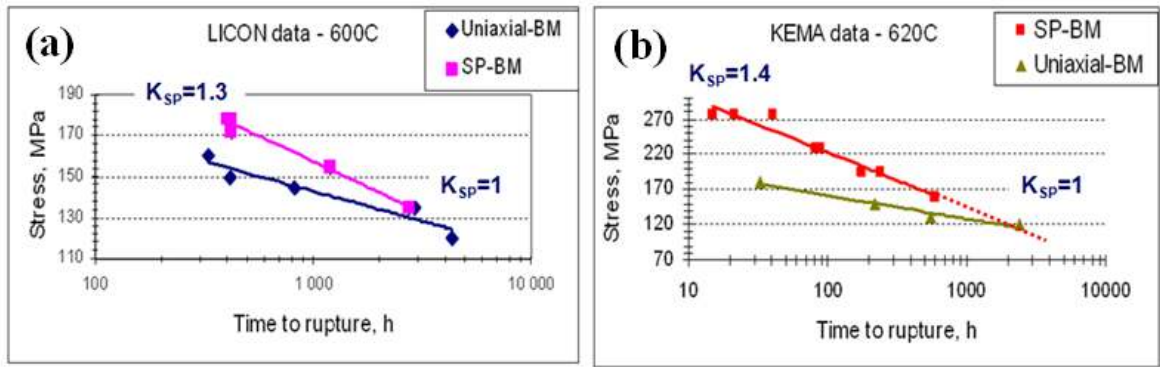




**Şekil 4.9.** SP sürünme test sonuçlarının tek eksenli sürünme testi sonuçlarıyla karşılaştırılması (kuvvet/gerilme-kırılma süresi grafikleri) (a) SP test kuvveti değerleri kullanılarak (b) SP efektif gerilme değerleri ( $k_{sp}=1$ ) kullanılarak (c) SP gerilme değerleri  $k_{sp}$  değerleriyle hesaplanmış halde

Malzemeye özgü değişen  $k_{sp}$  parametresinin aynı zamanda aynı sıcaklıkta yapılmış SP test grubu için de değişkenlik gösterdiği bazı çalışmalarla belirlenmiştir. Bu çalışmada

yapılan SP testleri genel olarak Blagoeva (2009)'dan karşılaştırma yapmak amacıyla alınan tek eksenli sürünme testi sonuçlarından daha kısa süreli olduğu için  $k_{sp}$ 'nin kuvvete bağlı değişimi çok net görülmemektedir. Blagoeva (2009) ve Li ve Strum (2008)'un P91 esas metaline ait sonuçları bu eğilimi daha belirgin olarak göz önüne sermektedir. Her iki çalışmada yüksek gerilme değerlerine doğru  $k_{sp}$  değeri artmaktadır. Bunun muhtemel sebebi yüksek gerilme yani SP test kuvvetinde SP testi başlangıcında oluşan plastik eğilme miktarının daha fazla olması ve dolayısıyla malzemenin başlangıçtaki pekleşmesinin daha yüksek olmasıdır.



**Şekil 4.10.** Aynı sıcaklıkta yapılmış SP test sonuçlarında  $k_{sp}$  değerlerinin kuvvete bağlı değişimi (a) Blagoeva (2009) (b) Li ve Strum (2008)

$k_{sp}$  parametresinin bu karmaşık durumu SP sürünme testi sonuçlarının CoP'e göre tek eksenli sürünme testi sonuçlarıyla korelasyonunu da zorlaştırmaktadır. Bu eksiklikten yola çıkarak SP sürünme testi için geçerli bir korelasyon geliştirmek maksadıyla Hähner (2011) tez yazarının da katkılarıyla analitik bir metot geliştirmiştir. Bu metotun CoP yaklaşımına göre avantajı her bir SP testinin kendi çökme-zaman eğrisine göre analiz edilmesidir. Oysaki CoP'e göre SP sonuçlarının tek eksenli sürünme testi sonuçlarıyla korelasyonu yapılırken ilgili teste ait kullanılan tek bilgi test kuvveti ve kırılma süresidir. Bu yeni analitik metot efektif gerilme yaklaşımı olarak adlandırılmıştır. Efektif gerilme metodu da temelini yine Chakrabarty'nin membran şekil değişimi teorisinden almaktadır. Buna göre Chakrabarty'nin teorisinden denklemler 4.3, 4.4, 4.5 ve 4.6 kullanılarak gerilme ( $\sigma$ ) ve diskin merkezinde meydana çökme ( $\Delta$ ) kontak açısına ( $\theta$ ) bağlı olarak denklem (4.8) ve denklem 4.9'daki gibi elde edilmiştir:



$$\sigma = \frac{F}{A_0} \frac{1}{z^2} \left( \frac{1 + \sqrt{1 - \rho^2 z^4}}{1 + \sqrt{1 - z^2}} \right) \quad \text{burada } z = \sin \theta, \quad A_0 = 2\pi r h_0, \quad \rho = \frac{r}{R} \quad (4.8)$$

$$\Delta \approx r \left( 1 - \sqrt{1 - z^2} - \frac{1}{2} z^2 \ln(\rho^2 z^2 (1 - z^2 / 2)) \right) \quad (4.9)$$

Denklem 4.8 ve 4.9'da verilen membran gerilmenin çökmeye göre değişimi Şekil 4.11'deki grafikte (siyah eğri) verilmiştir. Membran şekil değişiminde elastik/plastik eğilmenin ihmal edilmesinden dolayı çökme değeri sıfıra yakınsarken eğride gerçekte olmayan bir tekillik meydana gelmektedir.

SP diski içerisindeki gerilmenin değişimini modellemek amacıyla yapılmış birkaç çalışma bulunmaktadır. Bunlardan biri olan Li ve ark. (2012)'ın çalışmasında yine membran şekil değişimi teorisinden denklemler 4.3, 4.4 ve 4.5 kullanılmıştır. Bu denklemlerde  $r=1$  mm ve  $R=2$  mm ve  $h_0=0,5$  mm olarak sabit alınarak yapılan polinomial eğri uydurma ile kuvvet ve gerilme arasındaki ilişki çökme değeri cinsinden aşağıdaki gibi elde edilmiştir:

$$\frac{F}{\sigma} = 1,56597 \Delta - 0,18507 \Delta^2 - 0,14756 \Delta^3 \quad (4.10)$$

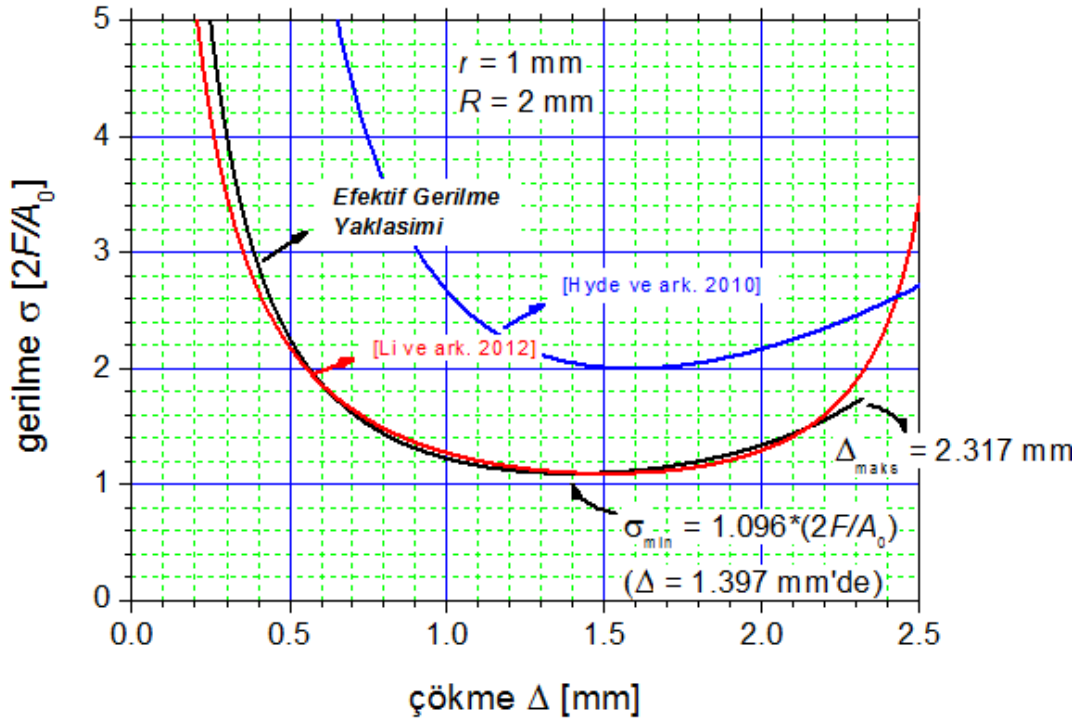
Yaklaşık teorik bir modelin oluşturulduğu yine güncel bir çalışmada (Hyde ve ark. 2010) gerilme ve yer değiştirme kontak açısı cinsinden aşağıdaki denklemlerle ifade edilmiştir:

$$\sigma = \frac{F}{2\pi r h_0} \frac{1}{\sin^2 \theta \cos \theta} \quad (4.11)$$

$$\Delta \approx R \frac{\sin \theta}{\cos \theta} - r \left( \frac{1}{\cos \theta} - 1 \right) \quad (4.12)$$

Bu iki çalışmada karşılaştırmak maksadıyla Şekil 4.11'de efektif gerilme metoduyla beraber gösterilmiştir (mavi ve kırmızı eğriler). Buna göre Li ve ark.'nın regresyonla elde ettikleri ifadeye göre test boyunca SP disk içerisinde gerilmenin değişiminin efektif

gerilme metoduna çok yakın olduğu fakat Hyde ve ark.'nın teorik modelinin diğer ikisine göre yüksek değerler verdiği görülebilir.



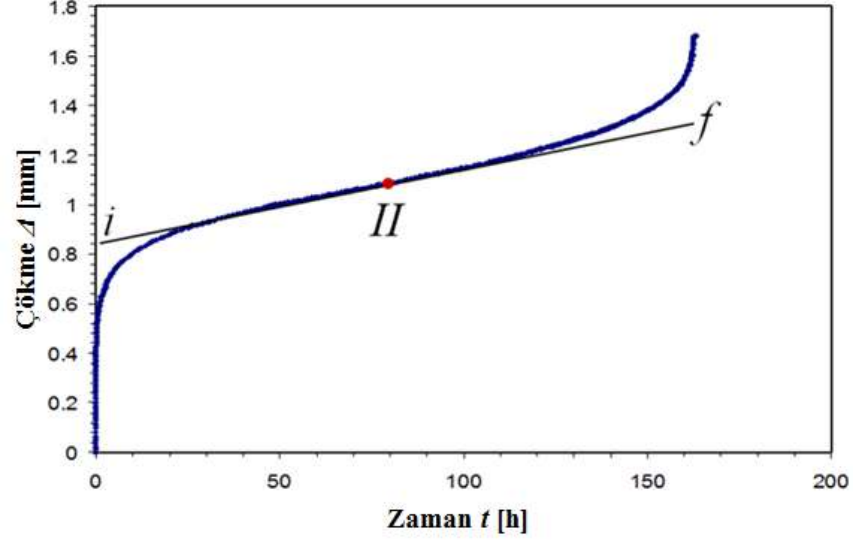
**Şekil 4.11.** Membran şekil değişimine SP diski için gerilmenin çökmeyele değişimi

Sonlu elemanlar yöntemi de SP diski içerisinde oluşan efektif gerilmenin belirlenmesi amacıyla kullanılan bir yöntem olmuştur (Komazaki ve ark. 2009) fakat SP diski içerisinde gerilme dağılımı önemli derecede değiştiği için diskin hangi kısmından efektif gerilmenin hesaplanacağı, sonucu kayda değer oranda değiştirebilmektedir.

Şekil 4.11'den görüldüğü gibi SP diski içerisinde etkili olan gerilme test boyunca değişmektedir. Bu sebeple her bir testin çökme-zaman grafiğinden zamana bağlı ortalama efektif gerilme değerinin ( $\sigma_{eff}$ ) belirlenmesini sağlayan denklem 4.13 elde edilmiştir. Şekil 4.12'de verilmiş tipik bir SP sürünme eğrisi incelenirse, SP sürünme kırılma süresinin büyük çoğunluğunu minimum çökme hızında sürünmenin gerçekleştiği ikincil sürünme evresine ait olduğu görülür. Bu evre, çökme-zaman eğrisindeki eğrilik yönünün değiştiği büküm noktasını (Şekil 4.12'de II sembolüyle gösterilmiştir) içermektedir. Zamana bağlı ortalama gerilmenin ( $\sigma_{eff}$ ) elde edilmesinde denklem 4.8 ve 4.9'un Taylor açılımı kullanılmış ve birinci dereceden yaklaşımla denklem 4.13'deki gibi ifade edilmiştir:

$$\sigma_{\text{eff}} = \langle \sigma \rangle = \frac{1}{t_r} \int_0^{t_r} dt \sigma = \frac{1}{z_f - z_i} \int_{z_i}^{z_f} dz \left( \sigma_{II} + \left. \frac{d\sigma}{dz} \right|_{II} (z - z_{II}) \right) \quad (4.13)$$

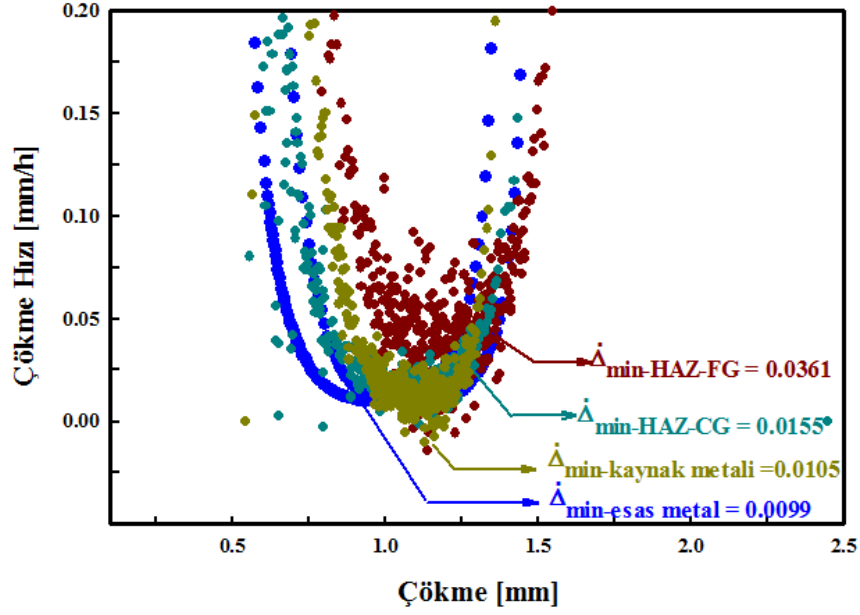
$$\approx \sigma_{II}(\Delta_{II}) + \left. \frac{d\sigma}{dz} \right|_{II} \left( \frac{z_f + z_i}{2} - z_{II} \right)$$



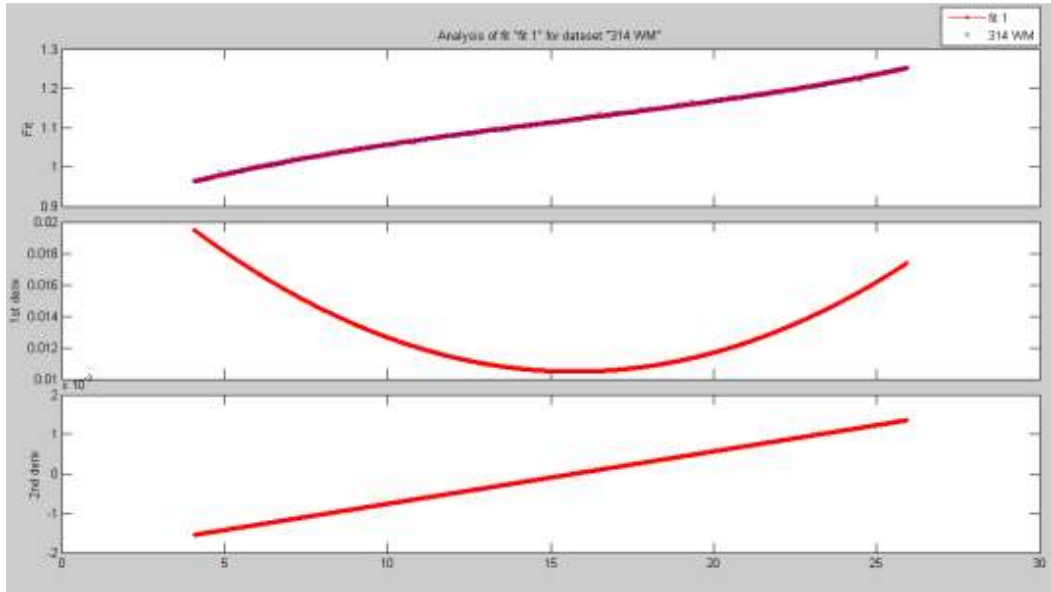
**Şekil 4.12.** Tipik bir SP sürünme testinde büküm noktası

SP sürünme eğrilerinin ikincil sürünme evresindeki büküm noktalarının belirlenmesi için iki farklı yol izlenmiştir. Birinci yöntemde büküm noktaları SP testlerinin çökme hızı-çökme grafiklerinden belirlenmiştir. Şekil 4.13’de 314 N’lük test kuvvetiyle yapılmış esas metal, kaynak metali, HAZ-CG ve HAZ-FG’ye ait SP testlerinin çökme hızı-çökme eğrileri verilmiştir. Çökme hızı, çökme-zaman verisinden sayısal türev alınarak belirlenmiştir. Eğri üzerinde minimum çökme hızının olduğu nokta büküm noktasına tekabül etmektedir. Eğrilerden görüleceği üzere nümerik türev almadan kaynaklanan dağılım minimum çökme hızının ve dolayısıyla büküm noktasının belirlenmesini çoğu zaman zorlaştırmıştır. Bu sebeple bu grafiksel yöntem dışında ikinci bir yöntem kullanılarak büküm noktaları belirlenmiştir. İkinci yöntemde büküm noktasının matematiksel tanımından yola çıkılmış ve büküm noktasının yer aldığı ikincil sürünme evresine ait eğri verisine Matlab Curve Fitting Toolbox’da 3. dereceden polinom uydurulmuş daha sonra bu polinomun 2. dereceden türevinin sıfırdan geçtiği nokta bulunarak belirlenmiştir. Şekil 4.14’de 314 N’lük kaynak metaline ait sürünme

eğrisinin ikincil sürünme evresine yapılan eğri uydurma ve bu eğrinin 1. ve 2. türevlerinin hesaplanması gösterilmiştir. Bu sayısal yöntemle bulunan minimum çökme hızı değerleri birinci yöntemle bulunanlarla uyumlu olduğu görülmüştür. Başta belirtildiği gibi birinci yöntemde karşılaşılan dağılım dolayısıyla ikinci yöntemden elde edilen değerler kullanılmıştır.



**Şekil 4.13.** F=314 N için Esas Metal, Kaynak Metali, HAZ-CG ve HAZ-FG'ye ait çökme hızı-çökme eğrileri ve minimum çökme hızları ile bu değere sahip çökme değerlerinin (büküm noktalarının) belirlenmesi

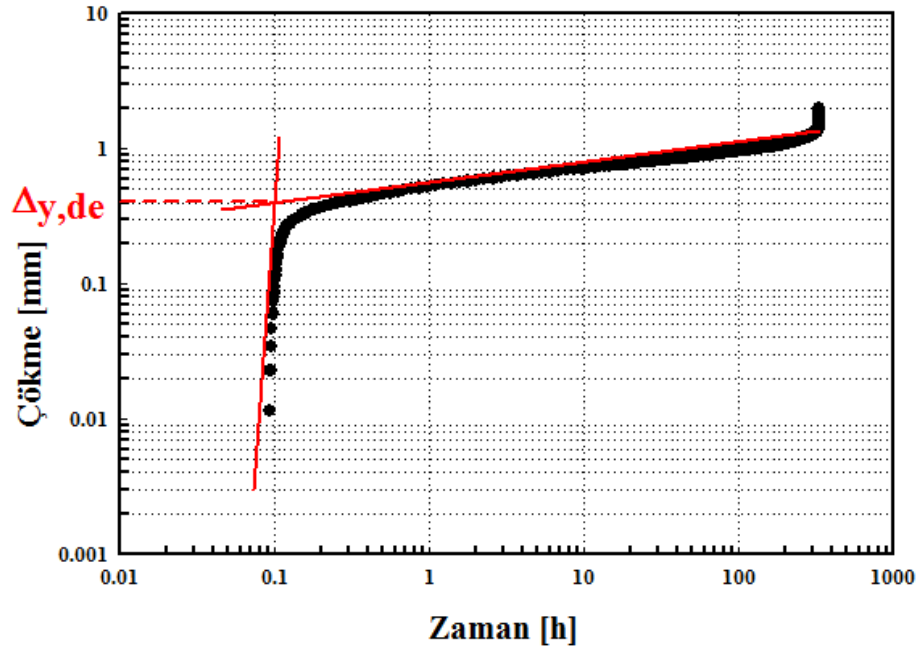


**Şekil 4.14.** Matlab ile ikincil sürünme evresindeki büküm noktalarının belirlenmesi

SP testinin başlangıcında meydana gelen plastik deformasyon ve efektif gerilme yaklaşımında membran şekil değişimi teorisinin kullanımından dolayı plastik eğilmenin ihmal edilmesinden kaynaklanan belirsizlik ve hata payını düzeltmek amacıyla deneysel başlangıç plastik deformasyon değerlerine bir düzeltme prosedürü uygulanmıştır. Membran şekil değişiminden denklem 4.8 ve 4.9 ile  $z > 0$  için başlangıçta meydana gelen teorik plastik deformasyonun yaklaşık değerini veren denklem (4.14) elde edilmiştir:

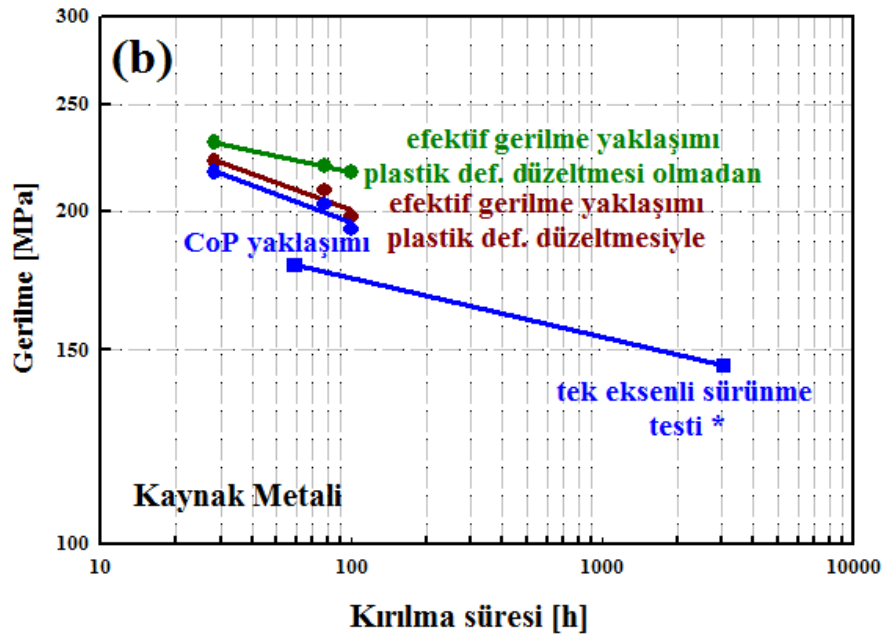
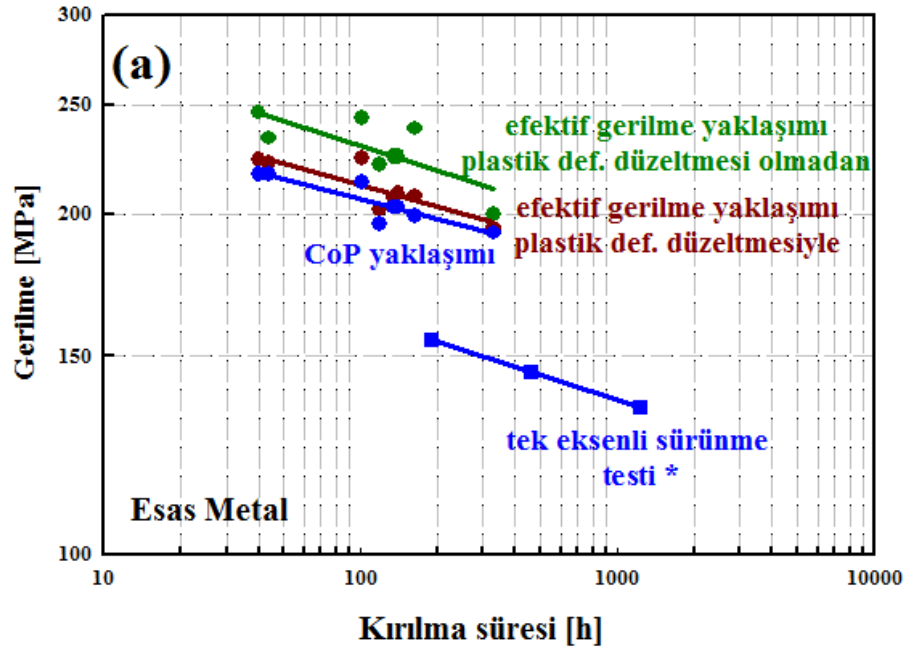
$$\Delta_{y, \text{teo}} = \frac{r}{2} \frac{F}{A_0 \sigma_{\text{uts}}} \left( 1 + \ln \frac{A_0 \sigma_{\text{uts}}}{\rho^2 F} \right) \quad (4.14)$$

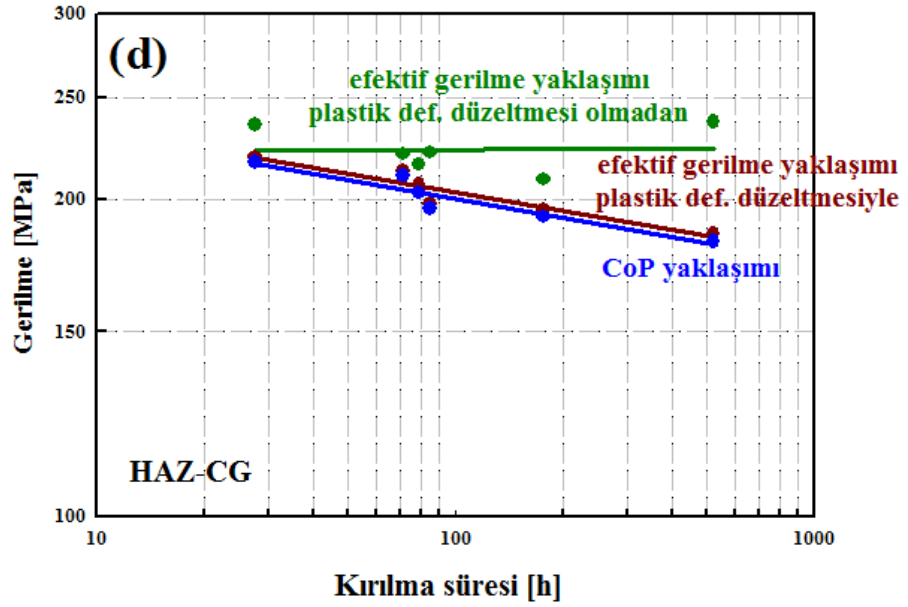
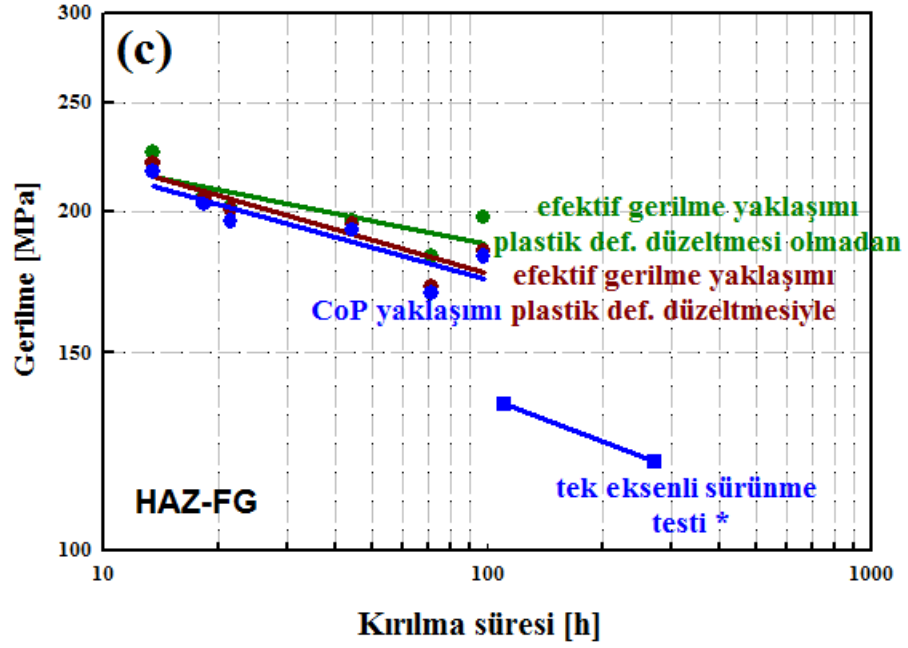
Membran şekil değişimi teorisi başlangıçtaki plastik deformasyonun gerçekte meydana gelen değerden daha yüksek olarak tahminini yapmaktadır. Yani SP diski elastik/plastik eğilmeden sürünme rejimine (membran şekil değişimine) geçerken gerçekte daha az plastik deformasyona uğramaktadır. Bu sebeple deneysel başlangıç plastik deformasyon değerleri ( $\Delta_{y, \text{de}}$ ) denklem 4.14 kullanılarak her SP testi için ayrı ayrı teorik başlangıç plastik deformasyon değerlerine ötelenmiştir. Bu sayede test verileri, membran şekil değişimi teorisine göre analize daha uyumlu hale gelmiştir. Deneysel başlangıç plastik deformasyon değerlerinin belirlenmesi için her bir SP sürünme testine ait çökme-zaman grafiği log-log ölçekte grafiklenmiştir. Bu sayede plastik eğilmeden sürünme şekil değişimine geçiş daha belirgin hale gelmiştir. Eğri üzerinde plastik eğilme ve sürünme rejiminin başlangıç kısımlarına çizilen tanjantların kesişim noktalarından deneysel başlangıç plastik deformasyon değerleri belirlenmiştir (Şekil 4.15). Daha sonra her test için çökme-zaman eğrisi ( $\Delta_{y, \text{teo}} - \Delta_{y, \text{de}}$ ) değeri kadar ötelenmiştir.



Şekil 4.15. Deneysel başlangıç plastik deformasyon değerinin belirlenmesi

Her bölge için efektif gerilme yaklaşımına göre belirlenen yeni SP gerilme değerleri CoP yaklaşımıyla hesaplanmış gerilme değerleri ve tek eksenli sürünme sonuçlarıyla beraber Şekil 4.16(a)-(d)'de gerilme-kırılma süresi grafiklerinde verilmiştir. Efektiv gerilme yaklaşımı sonuçları başlangıçtaki plastik deformasyon miktarlarına düzeltme yapılmış hali olmadan ve düzeltme yapılmış halleriyle ayrı ayrı verilmiştir.





**Şekil 4.16.** Tüm bölgeler için SP gerilme-kırılma süresi grafikleri: efektif gerilme yaklaşımına göre (başlangıçtaki plastik deformasyon miktarı düzeltmesiyle ve düzeltmesi olmadan) ve CoP yaklaşımına göre a) Esas Metal (b) Kaynak Metali (c) HAZ-FG (d) HAZ-CG (\*Tek eksenli sürünme test verileri Blagoeva'nın (2009) çalışmasından sağlanmıştır)

Şekil 4.16(a)-(d) incelenirse plastik deformasyon düzeltmesinin genel olarak sonuçları benzer dağılımla CoP sonuçlarına daha da yaklaştırdığı görülebilir. HAZ-CG için ise düzeltme uygulanmasıyla dağılımda kayda değer düşüş sağlanmıştır. Dağılımdaki düşüş diğer bölgeler için önemsiz olsa da düzeltmenin uygulanmasıyla tüm bölgeler için



efektif gerilmeye ait regresyon eğrilerinin eğimleri CoP'e ait olanlarla daha da paralellik kazanmıştır. Paralelliğin artması da HAZ-CG'de en belirgindir.

Şekil 4.16'daki grafiklerde tüm bölgeler için (HAZ-CG hariç) Efektif Gerilme metoduyla elde edilen SP gerilme-kırılma süresi eğrileriyle tek eksenli sürünme testi eğrilerinin istikrarlı bir uyuma sahip olduğu görülmüştür.

Efektif Gerilme metodu her ne kadar  $k_{sp}$  faktörünün kullanımından özgür kılmasa da her testin kendi çökme-zaman eğrisine göre değerlendirilmesi sayesinde  $k_{sp}$ 'nin kuvvete bağlı değişimine de açıklık getirmesi beklenmektedir. Daha önce bahsedildiği gibi bu çalışma kapsamında yapılan SP test sürelerinin tek eksenli sürünme testi sürelerine göre daha kısa olması sebebiyle  $k_{sp}$ 'nin kuvvete bağlı değişimi hakkında kesin bir yorum yapmak mümkün olmamaktadır.

$k_{sp}$  gibi bir faktöre ihtiyacın ortadan kaldırılmamasının sebepleri SP testinin geleneksel tek eksenli sürünme testiyle arasındaki şu önemli farklara dayandığı düşünülmektedir:

- Test başlangıcındaki yüksek (plastik) deformasyon miktarı ve bu deformasyonun yol açtığı pekleşmenin malzemenin sürünme ömrünü etkilemesi,
- Zımba başı ve SP diski arasındaki sürtünme,
- Çok eksenli gerilme durumu,
- SP diski içerisinde yüksek gerilmeye maruz bölgenin test boyunca kontak açısıyla beraber değişimi.

Efektif gerilme metodunun ilk sonuçları bu metodun geçerliliğini kanıtlamaktadır. Her SP testinin kendi çökme-zaman verisine göre değerlendirilmesinin dağılımı arttırmasını beklenmesine rağmen CoP'e yakın dağılım elde edilmesi de yine bu metodun geçerliliğini desteklemekte ve SP sonuçlarına yüksek hassasiyetle uygulandığını göstermektedir.

Efektif gerilme yaklaşımının değerlendirilmesine daha uzun kırılma sürelerine ait SP testleri ve farklı malzemeler (örneğin daha düşük sünekliğe sahip ODS çeliği gibi) kullanılarak devam edilmesi öngörülmektedir.

#### 4.2.5. SP sürünme testi sonlu elemanlar modelinin oluşturulması

SP sürünme testinin FEM'nin oluşturulması için sınır şartları, eleman yoğunluğu ve malzeme parametrelerinin belirlendiği detaylı bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Modeli oluşturulan deneysel ekipmanın tamamen aksisimetrik yapıya sahip olması nedeniyle 3 boyutlu model yerine 2 boyutlu aksisimetrik model kullanılmış ve bu sayede sonuçların doğruluğundan kayıp vermeden hesaplama zamanı daha düşük tutulabilmiş, parametreler daha efektif bir şekilde incelenebilmiştir.

FEM'de kullanılan eleman tipi 4 düğüm noktasına sahip bilinear dörtgen, aksisimetrik, azaltılmış integrasyon noktalı (4-node bilinear axisymmetric quadrilateral, reduced integration) CAX4'dür. Azaltılmış integrasyon eleman tipinin kullanılması hesaplama süresini kısalttığı gibi nonlinear problemlerde rijitlik matrisinin yüksek tahmin edilmesini önleyerek sonuçların daha gerçekçi olmasını sağladığı için tercih edilmiştir.

Sürünme davranışının simülasyonu için Abaqus içerisinde yer alan zamana bağlı visco analiz tipi kullanılmıştır. SP diskinin yüksek plastik deformasyonu söz konusu olduğu için Abaqus'de geometrik nonlineerite seçeneği NLGEOM aktif hale getirilmiştir.

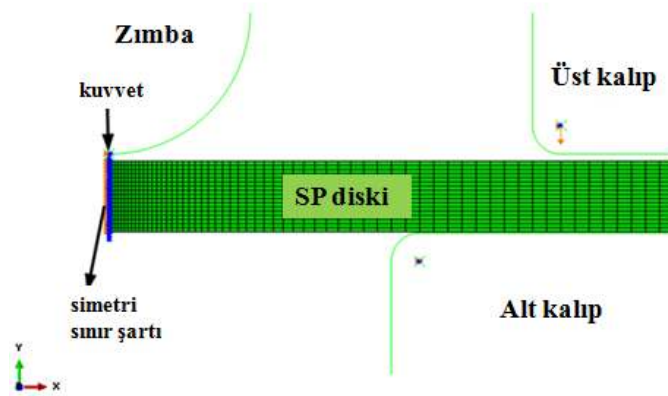
SP sürünme testi FEM'in oluşturulması şu başlıklar altında incelenmiştir: Kenetleme tasarımları, malzeme sabitleri, sürtünme katsayısı, eleman yoğunluğu.

• **Farklı kenetleme tasarımları:** SP sürünme testi boyunca SP diskinin kaymasının önlenmesi amacıyla disk alt ve üst kalıp tarafından sıkıca kenetlenmektedir. Sonlu elemanlar modelinde diskin kaymasının önlenmesi farklı tasarımlara sahip iki modelle sağlanmıştır. Birinci tasarımda zımba başı ve SP diskiyle beraber alt ve üst kalıpta FEM'e dahil edilmiş, ikinci tasarımda ise alt ve üst kalıp modellenmemiştir. Zımba, alt ve üst kalıp çözümün basitleştirilmesi için rijit olarak modellenmişlerdir.

**Kalıpları içeren model:** Bu model SP diski, zımba başı, alt ve üst kalıptan oluşmaktadır (Şekil 4.17). SP diskinin kenetlenmesini sağlamak için üst kalıp SP diskiye doğru ötelenip, önemsiz bir miktar SP diskiye nüfuz ettirilmiş ve test boyunca o

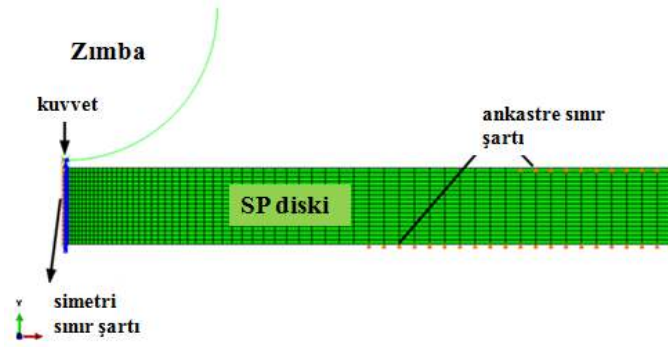
konumda tutulmuştur. Zımba başı da disk merkezine doğru düşey olarak hareket ettirilip, SP sürünme test kuvveti uygulanmadan önce yine önemsiz bir miktar (disk kalınlığının %0,04'ü yani 0,0002 mm kadar) diske nüfuz ettirilmiştir. Bu nüfuz etme miktarı disk ve zımba ara yüzünde kontak kuvveti oluşturulması için gereklidir. Bir sonraki aşamada tüm test kuvveti zımba aracılığıyla SP diskinde deneyde gerçekleştiği gibi kısa bir süre içerisinde (2-3 saniye) uygulanmış ve bu test kuvveti tüm simülasyon boyunca sabit tutulmuştur. Analizler geometrik yumuşama sonucunda boyun verme ve nümerik kararsızlık oluşana kadar devam ettirilmiştir.

Zımba ve kalıplara uygulanan yükleme ve sınır şartları bu rijit parçalar için tanımlanmış referans noktalarına atanmıştır. Disk merkezinde meydana gelen çökme değeri de zımbanın referans noktasının düşey yönde ötelenme miktarından elde edilmiştir.



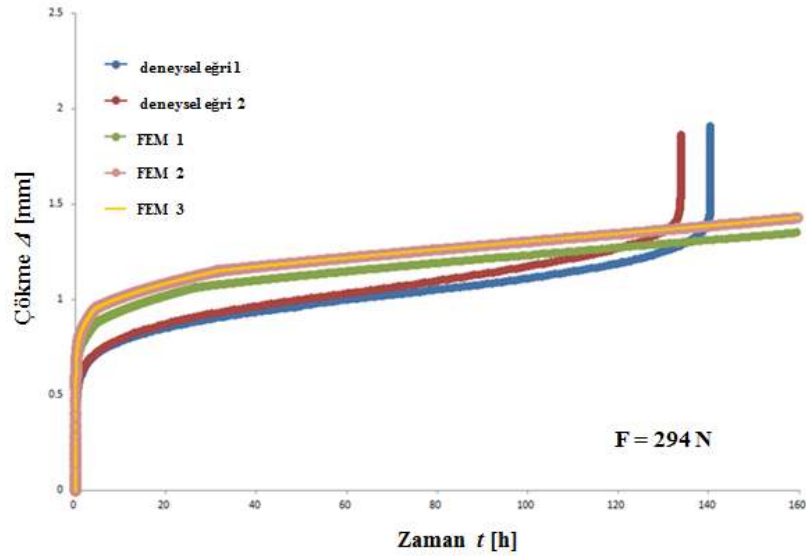
**Şekil 4.17.** SP sürünme testinin alt ve üst kalıbı içeren sonlu elemanlar modeli

**Kalıpları içermeyen model:** Basitleştirilmiş bu model SP diski ve zımba başından oluşmaktadır (Şekil 4.18). SP diskinin kaymasının önlenmesi için, SP diskinin alt ve üst kalıpla temasta olan yüzeylerine ankastre sınır şartı uygulanmıştır. Diğer sınır ve yükleme şartları kalıpları içeren modelle aynı tutulmuştur.



**Şekil 4.18.** SP sürünme testinin zımba ve SP diskinden oluşan basitleştirilmiş modeli

Şekil 4.19'da kalıpları içermeyen model (FEM 1) ve kalıpları içeren model (FEM 2)'nin 294 N'luk test kuvveti için çökme-zaman eğrilerinin deneysel eğrilerle karşılaştırılması verilmiştir. Kalıpların kullanıldığı modelde diskin kenetlenmesi için üst kalıbın diske nüfuz etmesi yerine üst kalıp ve alt kalıbın diskle arasındaki sürtünme katsayısının 0,99 alınarak çözülen FEM 3 sonucu da bulunmaktadır. Kalıpların kullanıldığı bu iki analiz aynı sonuçları vermiş, kalıpların kullanılmadığı FEM 1 ise bunlara göre deneysel eğrilere daha yaklaşık değer vermiştir. Bu sonuçlar göz önüne alınarak modellenin daha basit tutulması ve kontakta kaynaklanan nonlineeritenin azaltılması adına alt ve üst kalıpların dahil edilmediği sonlu elemanlar modelinin kullanılmasına karar verilmiştir. Bu aşamadan sonra diğer parametreler hep bu tasarımla simüle edilmiştir.



**Şekil 4.19.** Farklı kenetleme tasarımlarına sahip FEM'lerin SP çökme-zaman eğrilerinin deneysel eğrilerle beraber karşılaştırılması

• **Malzeme sabitleri:** P91 esas metalinin elasto-plastik ve viskoz (sürünme) davranışını modelleyebilmek için tek eksenli çekme testi ve sürünme testlerinden malzeme özellikleri belirlenmiştir. P91'e ait tek eksenli çekme ve sürünme test sonuçları için aynı malzemenin kullanıldığı Blagoeva (2009)'nın çalışmasından faydalanılmıştır. Bu testler de SP sürünme test sıcaklığı olarak seçilen 600°C'de yapılmıştır.

**Elasto-plastik davranış:** Tek eksenli çekme testine ait gerilme-birim şekil değiştirme eğrisinden belirlenen elasto-plastik malzeme özellikleri Çizelge 4.2'de verilmiştir.

**Çizelge 4.2.** P91 çeliğinin Abaqus'e girilen 600°C'deki elastik ve plastik malzeme özellikleri (Tek eksenli çekme testi eğri verileri Blagoeva (2009)'dan alınmıştır.)

E (Elastisite Modülü) [MPa]	149816
$\nu$ (Poisson Oranı)	0,3
$\sigma_y$ (Akma Gerilmesi) [MPa]	228

Abaqus içerisinde Mises İzotropik pekleşme plastisite modeli kullanılmıştır. Bunun için tek eksenli çekme testinden elde edilen gerilme ve birim şekil değiştirme değerleri denklem 4.15 ve 4.16'yla gerçek gerilme ve birim şekil değiştirme değerlerine dönüştürülmüştür. Bu değerlerden akma sonrası eğrinin plastik kısmını temsil edecek sayıda veri seçilerek tablo halinde Abaqus'e girilmiştir.

$$\sigma_t = \sigma_n (1 + \varepsilon_n) \quad (4.15)$$

$$\varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_n) \quad (4.16)$$

**Sürünme davranışı:** Abaqus içerisinde yer alan Power Law (Norton kuralı) ile P91'in ikincil sürünme davranışı modellenmiştir. Elde edilecek modelle test başlangıcında oluşan plastik deformasyon miktarının incelenmesi amaçlandığı için üçüncül sürünme bölgesini simule edebilmek için bir hasar modeli subroutine'ini hazırlanmamıştır. Abaqus içerisinde Norton kuralı aşağıdaki gibi ifade edilmiştir

$$\dot{\varepsilon}_{\min} = A \sigma^n \quad (4.17)$$

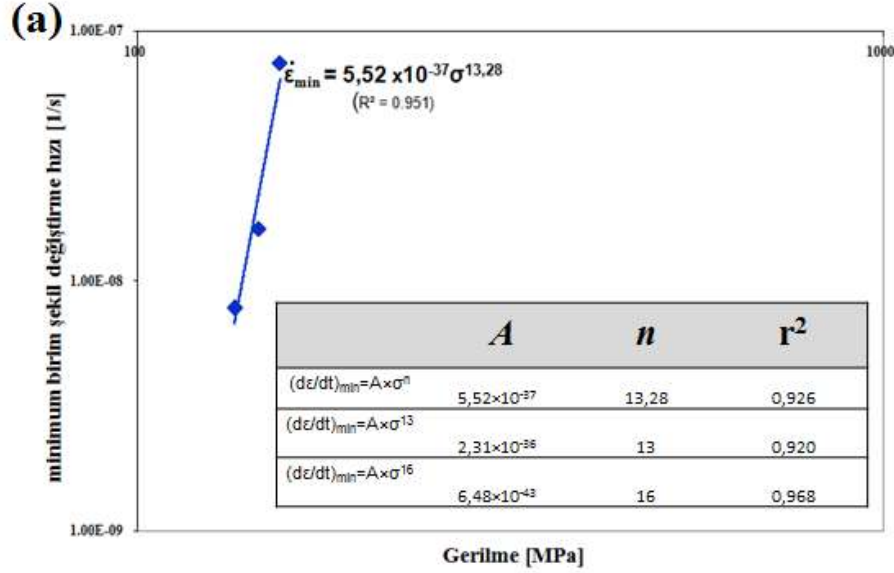
Burada

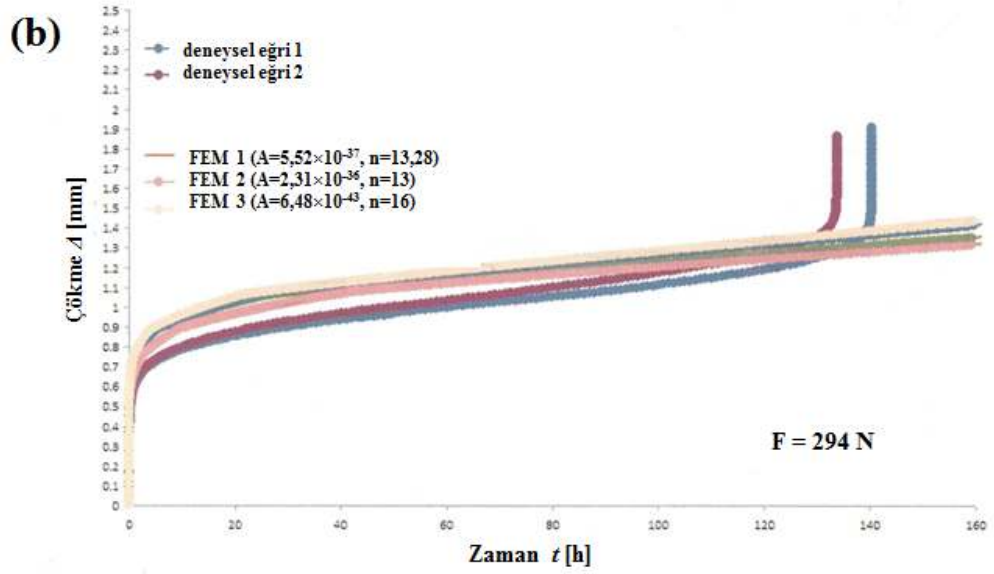
$\dot{\epsilon}_{min}$  tek eksenli eşdeğer sürünme birim şekil değiştirme hızı [1/s],

$\sigma$  tek eksenli eşdeğer deviyotrik gerilme [MPa],

$A, n$  Norton malzeme sabitleridir.

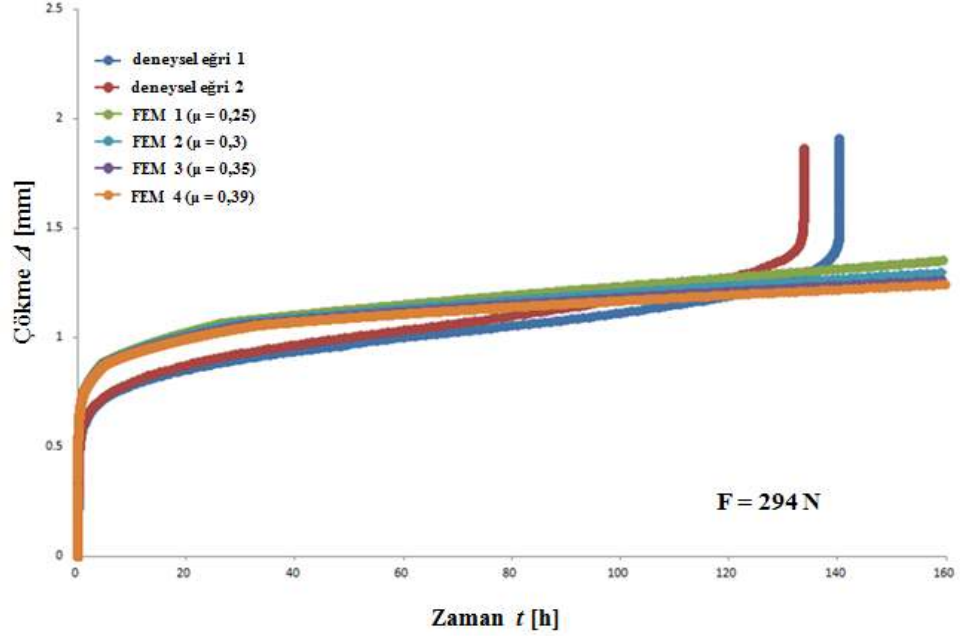
Abaqus'e P91'in Norton modellenin tanıtılabilmesi için P91'e ait Norton sabitleri ( $A, n$ ) tek eksenli sürünme testi sonuçlarından edilmiştir. Tek eksenli sürünme testinden elde edilen minimum birim şekil değiştirme hızı-gerilme verisine Matlab yazılımında denklem 4.17'ye göre yapılan regresyonla  $A=5,52 \times 10^{-37}$ ,  $n=13,28$  olarak belirlenmiştir. Sadece 3 adet tek eksenli sürünme testine ait veri olması sebebiyle  $n$  üstelinin sonuçlara olan duyarlılığını belirlemek amacıyla  $n$  sabit tutularak ( $n=13$  ve  $n=16$  için) regresyon tekrarlanmış ve Şekil 4.20(a)'daki  $A$  değerler elde edilmiştir. Bu değerlere göre yapılan simülasyon sonuçlarında farklı  $n$  değerleri arasındaki farkın çok az olduğu görülmüştür (4.20(b)). Deneysel veriye en yakın değeri veren ve ilk regresyon sonuçlarına da yakın olan  $A=2,31 \times 10^{-36}$ ,  $n=13$  değerlerinin Abaqus'de kullanılmasına karar verilmiştir.





**Şekil 4.20.** Norton Parametrelerinin elde edilmesi ve bu parametrelerin SP çökme-zaman eğrilerine etkisi (a) Tek eksenli sürünme test sonuçlarından Norton parametrelerinin hesaplanması (b) Farklı Norton parametreleriyle çözdürülmüş FEM sonuçlarının deneysel sonuçlarla karşılaştırılması

• **Sürtünme katsayısı:** Zimba ve SP diski arasındaki sürtünme katsayısı da sonlu elemanlar yöntemiyle elde edilen SP sürünme eğrilerine etkisi olabilecek bir faktördür. Dolayısıyla farklı sürtünme katsayıları kullanılarak analizler gerçekleştirilmiştir. Dymacek ve Milicka (2009) da P91 çeliğinin SP sürünme testine ait simülasyonlarını yaptıkları çalışmalarında sürtünme katsayısının etkisini incelemişlerdir. 600°C'deki deneysel SP sürünme eğrilerini farklı sürtünme katsayısı kullandıkları sonlu elemanlar modellerinin sonuçlarıyla karşılaştırınca sürtünme katsayısının 0,3-0,5 aralığında değer aldığı analiz sonuçlarının deneysel sonuçlara en yakın olduğunu saptamışlardır. Bir başka grubun çalışmasında 600°C'de 2.25Cr-1Mo çeliğine ait SP sürünme testi sonlu elemanlar analizlerinde sürtünme katsayısı 0,39 olarak alınmış, bu değer için deneysel bir çalışmaya atıf yapılmıştır (Fujioka ve ark. 2010). Bu çalışma kapsamında elde edilen sayısal sonuçlarla farklı sürtünme katsayılarının SP çökme-zaman eğrilerine etkisi Şekil 4.21'de gösterilmektedir. Buna göre sürtünme katsayısının etkisi ancak ikincil sürünme evresinin ilerleyen safhalarında düşük bir miktar olarak görülmektedir. Bu çalışmadaki ve literatürdeki sonuçlar göz önüne alınarak sürtünme katsayısı değeri 0,35 olarak belirlenmiştir.

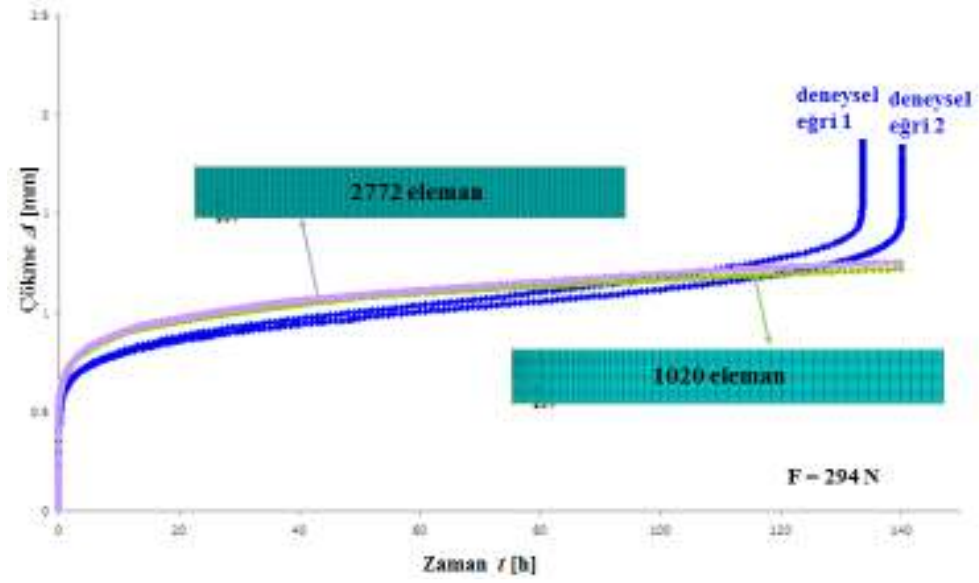


**Şekil 4.21.** SP diski ve zımba başı arasındaki sürtünme katsayısının SP çökme-zaman eğrilerine etkisi

Kontak algoritmasına gelince Abaqus'de yer alan penaltı ve lagrange çarpanı algoritmalarının da SP sürünme eğrilerine etkisi incelenmiş, sonuçların birbirine çok yakın olduğu görülmüştür. Bu sebeple çözümü daha kolay olan penaltı algoritması kullanılmıştır.

- **Eleman yoğunluğu:** Eleman yoğunluğunun sayısal SP sürünme eğrilerine etkisi farklı eleman yoğunluklarına sahip SP diskleri kullanılan modellerle incelenmiştir. Şekil 4.22'de iki farklı eleman yoğunluğunun kullanıldığı SP diskiyle yapılmış analizlerin sonuçları deneysel sonuçlarla beraber verilmiştir. 1020 adet elemanlı SP diskiye sahip birinci modelde diskin merkezine doğru eleman yoğunluğu artacak şekilde SP diski elemanlara ayrılmıştır. Böylece deformasyonun önemli olduğu disk merkezine yakın bölgelerdeki sonuçlar daha hassas olarak elde edilebilmiştir. Daha yoğun elemanın kullanıldığı ikinci modelde 2772 elemanla SP diski üniform olarak elemanlara ayrılmıştır. İki modele ait çökme-zaman eğrilerinin neredeyse aynı olması sebebiyle diske merkezine doğru artan eleman yoğunluğuna sahip optimize edilmiş model kullanılmıştır. Böylece hesaplama süresinden avantaj sağlanmıştır.



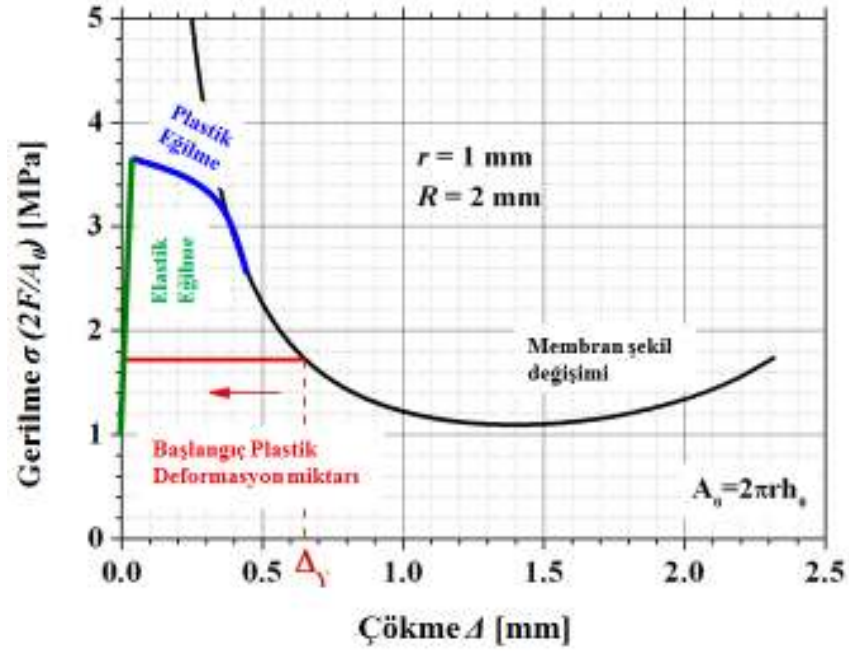


**Şekil 4.22.** SP diskinde kullanılan eleman yoğunluğunun sayısal SP çökme-zaman eğrilerine etkisi ve bu sonuçların deneysel eğrilerle karşılaştırılması

#### 4.2.6. Zimba başı geometrisinin optimizasyonu

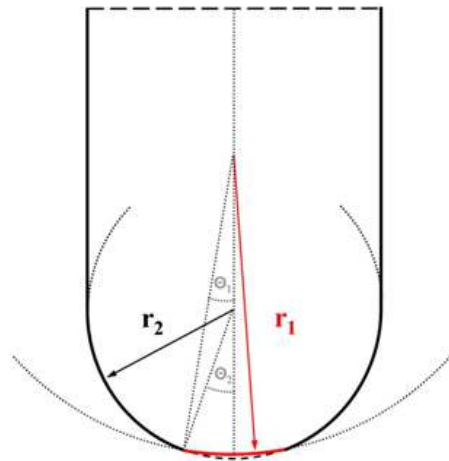
SP testinin başlangıcında meydana gelen plastik deformasyon SP sürünme testinin tek eksenli sürünme testinden önemli farklarından biridir ve daha önce bahsedildiği gibi bu iki test yöntemi için geçerli bir korelasyonun oluşturulmasını zorlaştıran faktörlerden biridir. Şekil 4.23’de teorik membran şekil değişimine göre SP gerilmesinin çökme miktarına göre değişimi (siyah eğri) verilmiştir. Bu teoriye göre gerçekte testin başlangıcında meydana gelen elastik/plastik eğilme (yeşil ve mavi eğriler) ihmal edilmektedir.

Efektif gerilme yaklaşımına göre hesaplanan başlangıç plastik deformasyon miktarları ( $\Delta_y$ ) göz önüne alındığında sürünme rejimine geçmeden önce plastik akmayla oluşan çökme toplam test süresince oluşan çökme miktarının önemli bir kısmını oluşturmaktadır. Bu Şekil 4.23’de yaklaşık olarak  $\Delta_y$  değerlerinin tekabül ettiği çökme değeriyle gösterilmiştir.



**Şekil 4.23.** Membran Şekil Değişimi Teorisine göre gerilmenin çökmeyele değişimi

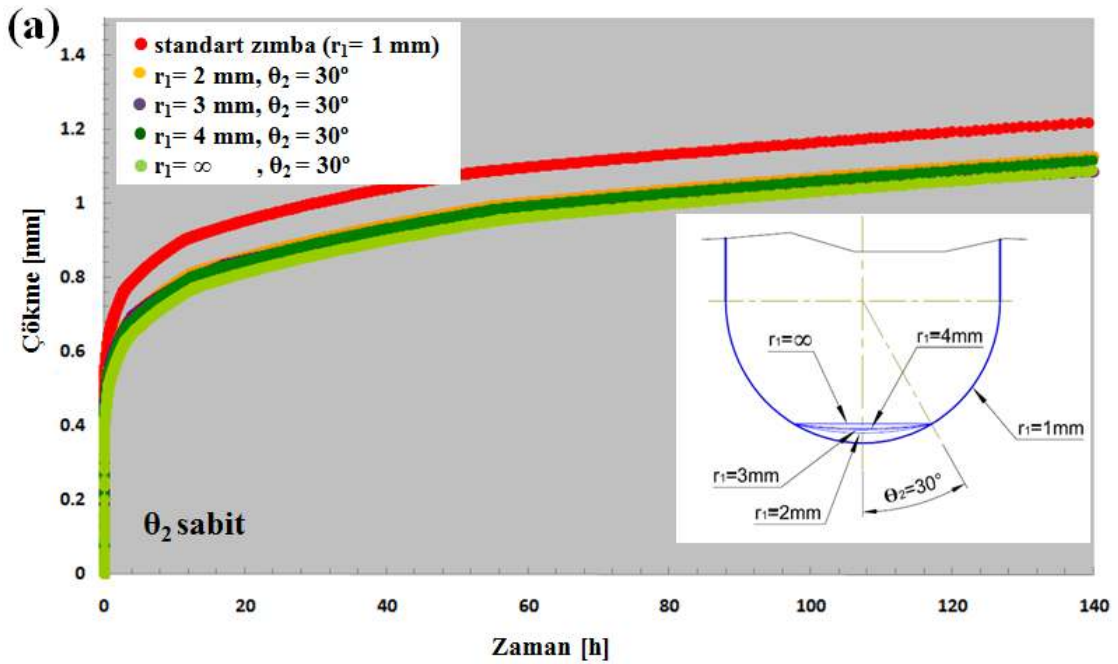
Bu çalışma kapsamında zımba başının geometrisine yapılacak modifikasyonla başlangıçtaki plastik deformasyon miktarını azaltmak amaçlanmıştır. Bunun için Turba (2011)'nin önerdiği çift yarıçapa sahip bir zımba başı tasarımı kullanılmıştır (Şekil 4.24). Buna göre  $r_2$  zımba başının orjinal yarıçapı,  $r_1$  ise belli bir  $\theta$  ( $\theta_1$  veya  $\theta_2$ ) açısı kadar geçerli olan yarıçaptır. Orjinal yarıçap  $r_2$  sabit tutularak farklı  $r_1$  ve  $\theta_2$ 'ye sahip zımba başı tasarımlarıyla sonlu elemanlar analizleri gerçekleştirilmiştir.

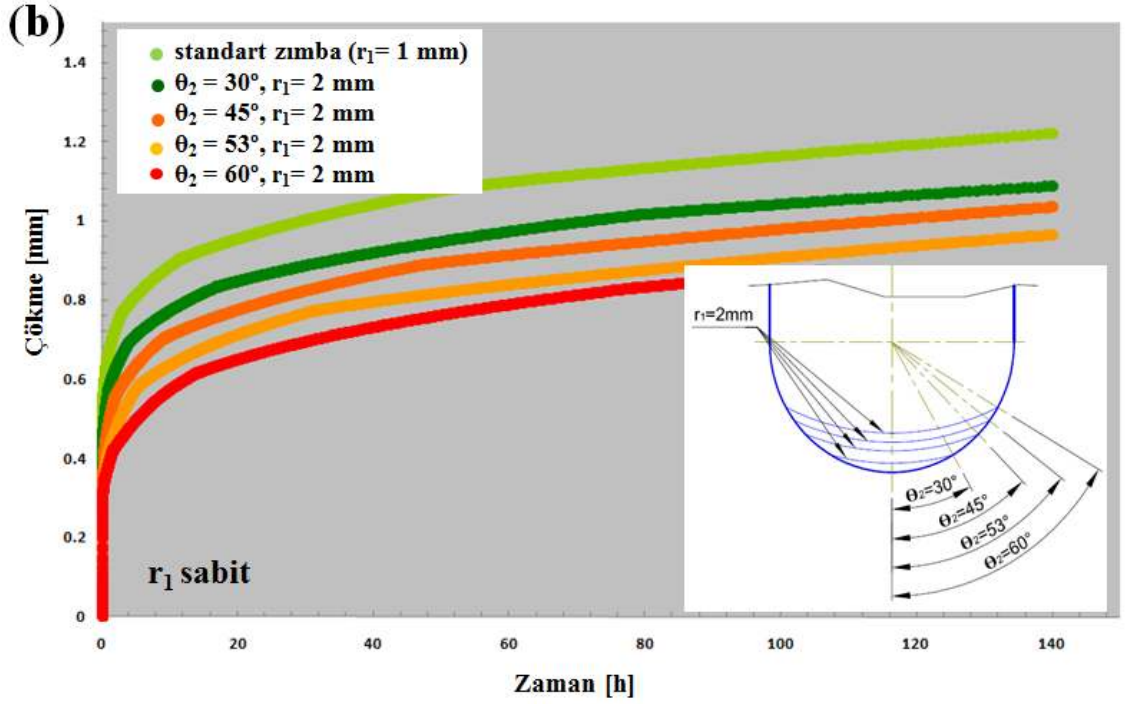


**Şekil 4.24.** Çift yarıçaplı modifiye edilmiş zımba başı geometrisi (Turba 2011)

Yapılan ilk grup analizler  $\theta_2$  sabit tutularak ve  $r_1$  yarıçapı orjinal  $r_2$  yarıçapından büyük, farklı değerler olacak şekilde gerçekleştirilmiştir. Analizler iki adet SP test verisinin mevcut olduğu  $F=294$  N'luk test kuvveti için yapılmıştır. Denklem 4.14'le bu test kuvveti için hesaplanan teorik çökme değeri  $\Delta_y$ 'de ( $=0,668$  mm) oluşan kontak açısı değeri denklem 4.9 ile  $\theta_2=30^\circ$  olarak belirlenmiştir ve bu  $\theta_2$  açısı başlangıç değeri olarak kabul edilmiştir. Daha sonra Şekil 4.25(b)'de görüldüğü üzere  $r_1$  yarıçapı 2 mm olarak sabit tutularak  $\theta_2$  açısının değişik değerleri ile ikinci grup analizler gerçekleştirilmiştir.

Şekil 4.25(a) ve (b)'deki çökme-zaman eğrileri incelenirse, analizler sonucunda eğrilerin  $r_1$  parametresinden çok,  $\theta_2$  parametresine göre değiştiği görülmüştür. Diğer bir deyişle eğrilik derecesinden çok eğriliğin değiştirildiği alanın artmasının SP eğrilerinde oluşan başlangıçtaki plastik deformasyon miktarını düşürdüğü belirlenmiştir.





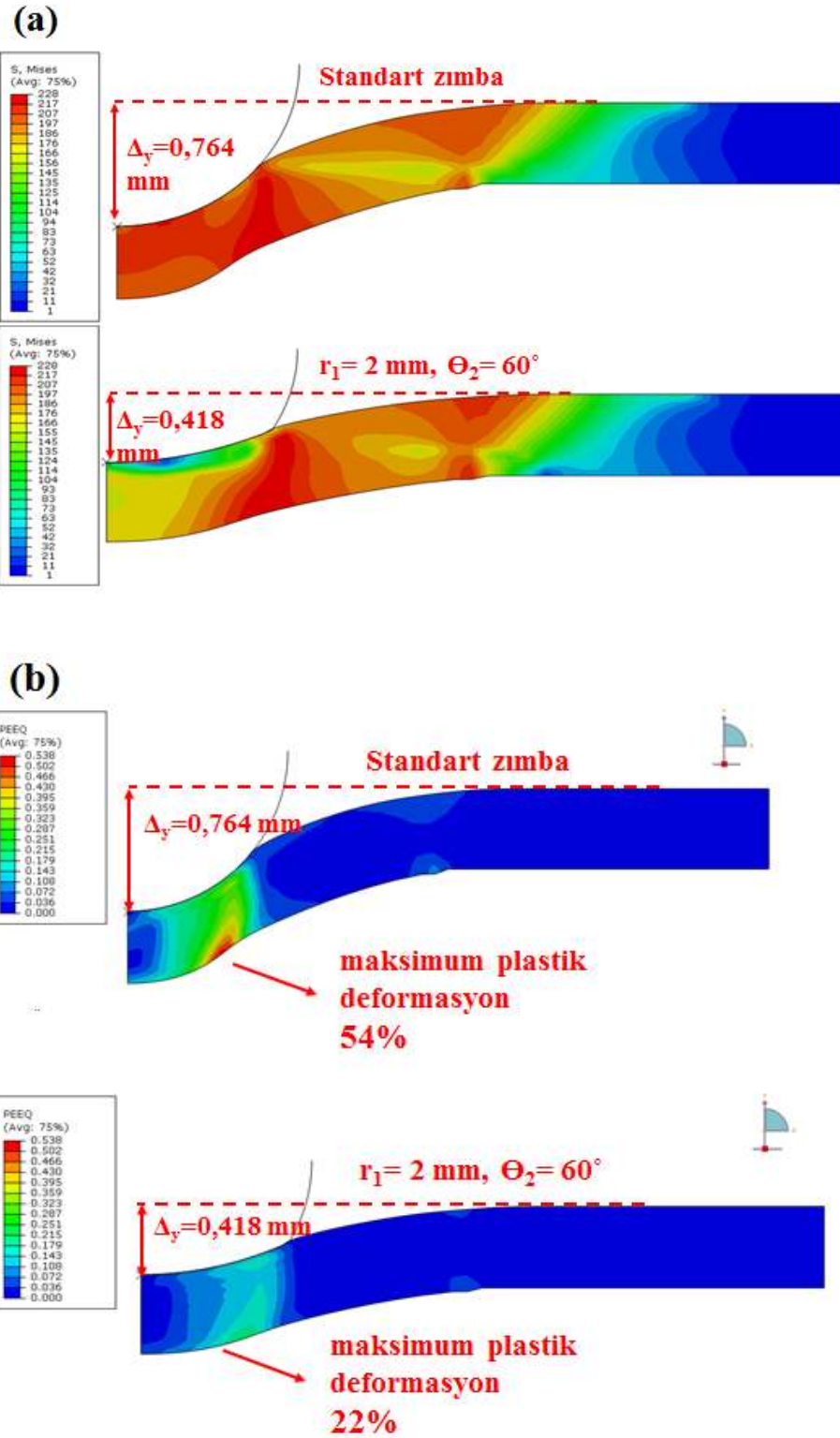
**Şekil 4.25.** Farklı  $\theta_2$ ,  $r_1$  değerlerinin SP çökme-zaman eğrilerine etkisinin sonlu elemanlar modelleriyle belirlenmesi ( $F=294 \text{ N}$   $T=600^\circ\text{C}$ ) (a)  $r_1$  parametresinin etkisi (b)  $\theta_2$  parametresinin etkisi

Sonlu elemanlar modelinde SP diski içerisinde her bir eleman için gerilme değerinin akma gerilmesinin altına düşmesi halinde tüm disk için plastik deformasyon yerine sürünme deformasyonu geçerli olacaktır. Bu ana kadar olan çökme, plastik eğilme sonucu oluşan  $\Delta_y$ 'dir. Buna göre Şekil 4.25'de verilmiş olan farklı zımba başı tasarımlarının kullanıldığı sonlu elemanlar modelinden elde edilen  $\Delta_y$  değerleri Çizelge 4.3'de verilmiştir.  $r_1$  ve  $\theta_2$ 'nin artması durumunda  $\Delta_y$  değerinin düştüğü bu çizelgeden de görülmektedir.

**Çizelge 4.3.** 294 N ve 314 N test kuvveti için farklı zımba başı geometrisine sahip sonlu elemanlar modellerinden belirlen  $\Delta_y$  değerleri ve standart zımba başı için teorik  $\Delta_y$  değerleri (denklem 4.14'e göre hesaplanmıştır)

	F = 294 N		F = 314 N	
	$\Delta_{v-teo}$ [mm]	$\Delta_{v-FEM}$ [mm]	$\Delta_{v-teo}$ [mm]	$\Delta_{v-FEM}$ [mm]
<b>Standart Zımba</b>	0,668	0,764	0,700	0,866
$r_1=2$ mm, $\Theta_2=30^\circ$	-	0,660	-	0,734
$r_1=3$ mm, $\Theta_2=30^\circ$	-	0,670	-	-
$r_1=4$ mm, $\Theta_2=30^\circ$	-	0,659	-	0,740
$r_1=\infty$ , $\Theta_2=30^\circ$	-	0,628	-	-
$r_1=2$ mm, $\Theta_2=45^\circ$	-	0,566	-	-
$r_1=2$ mm, $\Theta_2=53^\circ$	-	0,470	-	-
$r_1=2$ mm, $\Theta_2=60^\circ$	-	0,418	-	0,565
$r_1=4$ mm, $\Theta_2=60^\circ$	-	0,355	-	0,501

Şekil 4.26'da Standart zımba başı yerine  $r_1=2$  mm,  $\theta_2=60^\circ$  boyutlarına sahip modifiye edilmiş zımba başı kullanılması durumunda disk içerisinde oluşan eşdeğer gerilme ve şekil değiştirme değerlerinin düştüğü görülebilir. Bu sonuçlar F=294 N için  $\Delta_y$  değerine denk gelen andaki gerilme ve şekil değiştirme değerleridir.

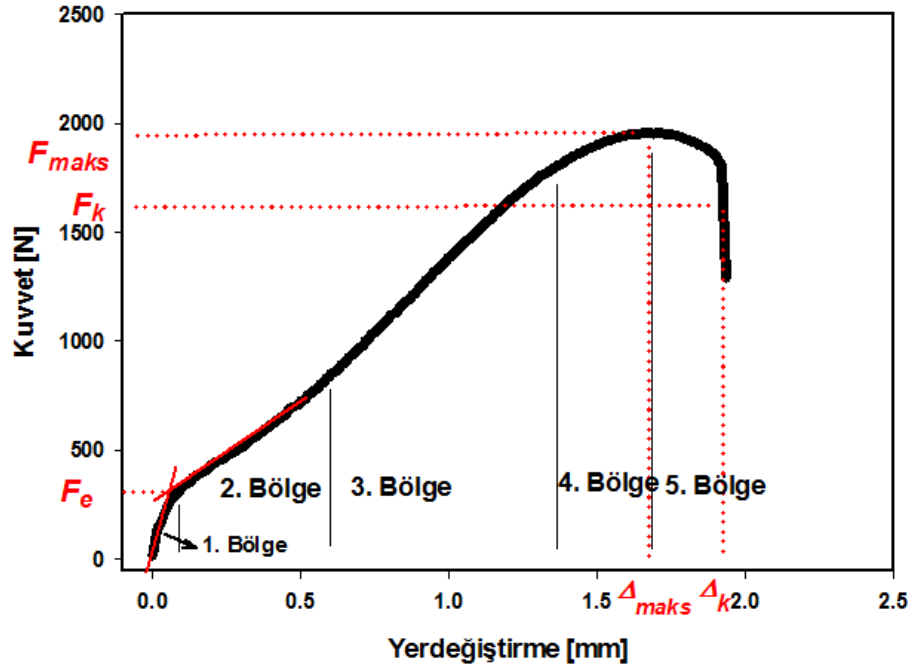


**Şekil 4.26.** Standart zımba başı yerine modifiye edilmiş zımba başı ( $r_1=2$  mm,  $\theta_2=60^\circ$ ) kullanılması durumunda SP diskinde oluşan eşdeğer gerilme ve plastik deformasyon değerlerindeki düşüş. (a) Eşdeğer gerilme (b) Eşdeğer şekil değiştirme

### 4.3. SP Kırılma Testi Sonuçları

#### 4.3.1. Karakteristik SP kuvvet-yer değiştirme eğrisi

Şekil 4.27’de malzemenin sünek davranış gösterdiği oda sıcaklığında yapılmış bir SP kırılma testine ait tipik kuvvet- yer değiştirme eğrisi verilmiştir.



Şekil 4.27. SP kırılma testine ait karakteristik eğri

Burada

$F_e$  [N] :Elastik-Plastik geçiş kuvveti

$F_{maks}$  [N] :Maksimum Kuvvet

$\Delta_{maks}$  [mm] : $F_{maks}$ ’taki yer değiştirme miktarı

$\Delta_k$  [mm] :Kırılma anındaki yer değiştirme miktarı

$F_k$  [N] :Kırılma anındaki kuvveti simgelemektedir.

Test boyunca disk içerisinde farklı şekil değiştirme modları geçerli olduğundan SP kırılma testini daha iyi anlayabilmek için bu modların geçerli olduğu bölgeler ayrı ayrı ele alınmıştır:

**1.Bölge-Elastik eğilme bölgesi:** Bu bölgede tüm disk boyunca elastik eğilme gerçekleşmektedir. Sadece zımba başıyla diskin kontakta olduğu kısmın altındaki bölgede oluşan yüksek gerilmeler bu bölgeyle sınırlı plastik intendasyona yol açar. Şekil 4.27’de eğri üzerindeki  $F_e$  kuvveti lineer elastik eğilme bölgesinin sona erdiği ve plastik eğilme bölgesine geçilen kuvvettir. Bu bölgede deformasyon malzemenin elastik modülüne bağlıdır.

**2.Bölge-Plastik eğilme bölgesi:** Elastik eğilmeden sonra disk boyunca gerilme değerlerinin malzemenin akma gerilmesi değerini aşması sonucu plastik eğilme başlar. Akmanın olduğu bölge diskin zımbayla kontakta olduğu kısımdan diskin kenetlendiği kenarlara doğru genişler. Deformasyon malzemenin akma gerilmesine bağlıdır.

**3.Bölge-Membran şekil değiştirmesi bölgesi:** 2.bölge sonunda eğride yer alan büküm noktası membran şekil değişiminin başladığı noktadır. Deformasyon levhanın eğilmesinden membran şekil değişimine dönüşür ve kontak bölgesinin genişlemesiyle beraber membran şekil değişiminin etkilediği bölge de genişler.

**4.Bölge-Plastik kararsızlık bölgesi:** Membran şekil değişimi kontak bölgesi dışındaki bölgeyi de etkilemeye başlar ve gerilme değerlerinin çok yükselmesiyle diskin kuvvet taşıma kabiliyeti düşmeye başlar. Ayrıca bu bölgede daha sonra diskin kırılmasına yol açacak çatlak oluşumu gerçekleşir. Bu bölge maksimum kuvvetin ( $F_{maks}$ ) olduğu noktaya kadar devam ve bu noktadan sonra plastik kararsızlık başlar.

**5. Bölge-Kırılma bölgesi:** Maksimum kuvvetin aşılmasından sonra disk merkeziyle kenetlendiği kısım arasında şekil değiştirmenin lokalize olduğu yerde çevresel olarak boyun verme (diskin kalınlığında azalma) oluşur. Diskin taşıyabileceği kuvvet de buna bağlı olarak düşer. Maksimum kuvvetten önce oluşan çatlak, boyun vermenin olduğu yönde hızla ilerleyerek diskin kırılmasını sağlar.

**SP Kırılma Enerjisi:** CoP’de belirtilen SP kırılma eğrisinden belirlenen diğer bir nicelik ise SP kırılma enerjisi ( $E_{sp}$ )’dir.  $E_{sp}$  kırılmaya kadar SP diskinin depoladığı



enerjiyi ifade eder ve denklem 4.18’de verildiği gibi  $\Delta_k$  yani kırılmanın gerçekleştiği yer değiştirme değerine kadar olan eğri altındaki alanın integrasyonu ile hesaplanır

$$E_{sp} = \int_0^{\Delta_k} F(\Delta) d\Delta \quad (4.18)$$

Kırılmanın olduğu nokta ( $\Delta_k$ ), maksimum kuvvetin %20 düştüğü kuvvet değerindeki yer değiştirme değeri olarak belirlenir.

$$F_k = 0,8 F_{maks} \quad (4.19)$$

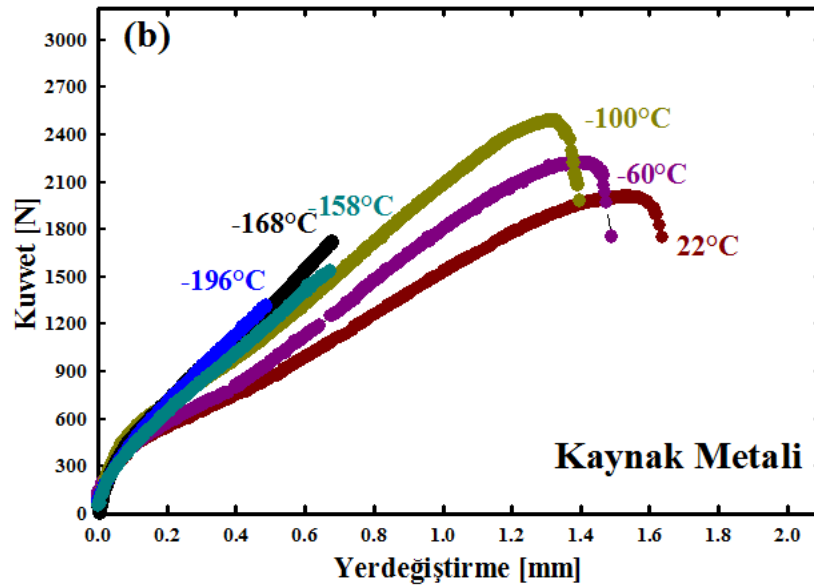
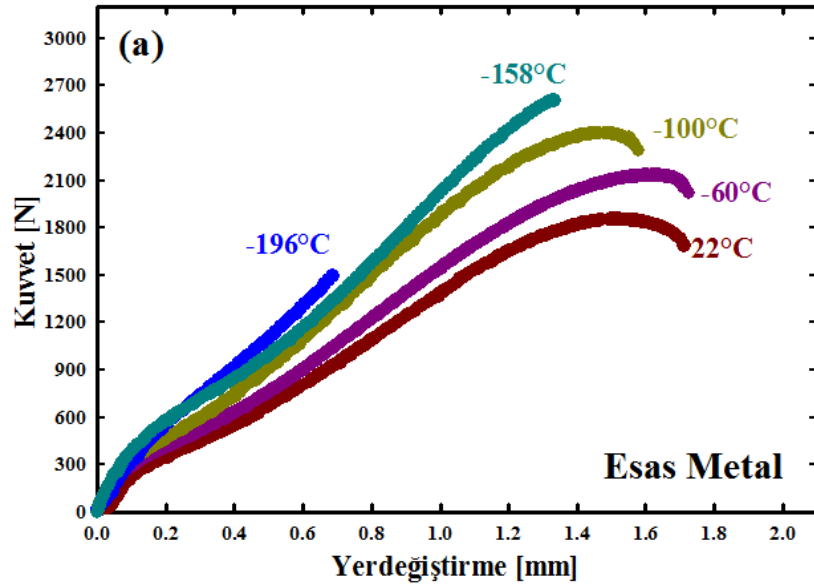
#### **4.3.2. Esas metal, kaynak metali, HAZ-FG ve HAZ-CG’ye ait kuvvet-yer değiştirme eğrileri**

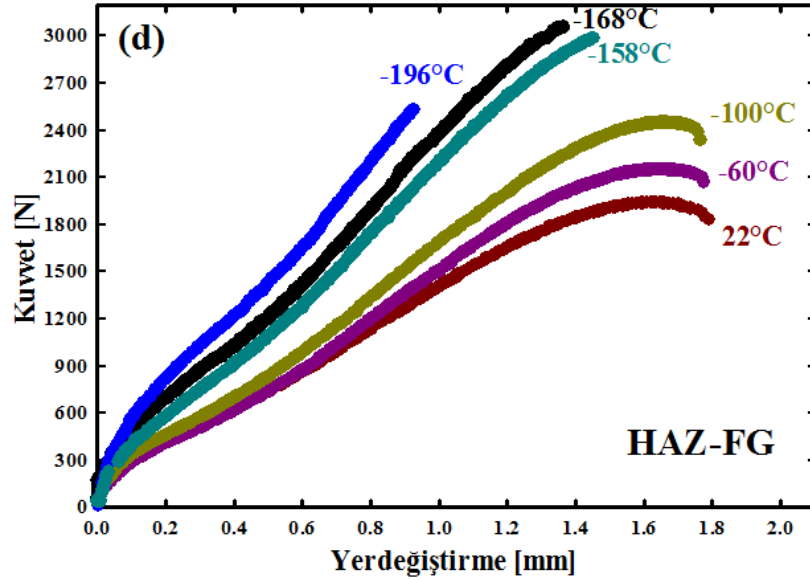
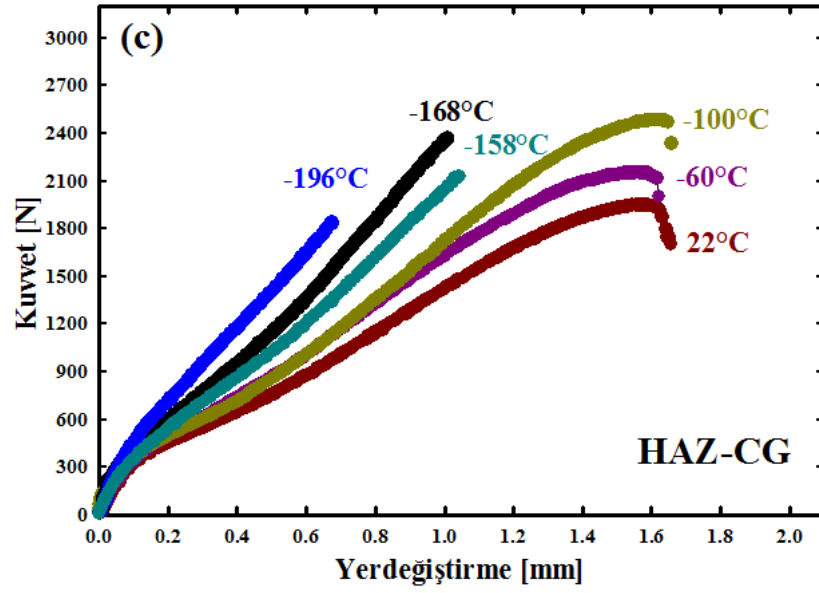
Şekil 4.28(a)-(d)’de esas metal, kaynak metali, HAZ-FG ve HAZ-CG’ye ait kuvvet-yer değiştirme eğrilerinin sıcaklığa bağlı değişimleri verilmiştir. Tüm bölgeler için testler 22 °C -196°C arasında çeşitli sıcaklık değerlerinde (22°C, -60°C, -100°C, -158°C, -168°C, -196°C) gerçekleştirilmiştir. HAZ bölgesi çok dar olduğu için (yaklaşık olarak 3 mm) disklerin kesildiği her bir silindirin HAZ bölgesinden birer adet HAZ-FG ve HAZ-CG diski çıkarılabilmek mümkündür. Numune çıkarılmasındaki bu kısıta rağmen özellikle geçiş bölgesi ve gevrek kırılma bölgelerinde dağılımın yüksek olması beklendiğinden bu bölgelerde olabildiğince aynı sıcaklık değerinde testler tekrarlanmıştır.

Kuvvet-yer değiştirme eğrilerinde yaklaşık olarak -100°C’ye kadar malzemenin sünek davranması sebebiyle maksimum kuvvetten sonra boyun verme (ve dolayısıyla kuvvette düşüş) gerçekleşmektedir. Bu sıcaklık değerinden sonra gevrek kırılma modunun devreye girmesiyle eğrilerde boyun verme bulunmamakta, kırılma ani olarak gerçekleşmektedir.

Sıcaklığın azalmasıyla beraber tüm bölgeler için genel eğilim azalan plastik deformasyon kabiliyeti sebebiyle kırılmadaki yer değiştirme miktarlarının (yani sünekliğin) azalması ve dislokasyon yoğunluğunun artması sonucunda pekleşme hızının

artmasıdır. Yine azalan sıcaklıkla malzemeyi deformasyona uğratmak için daha yüksek kuvvet gerektiğinden SP testlerindeki maksimum kuvvet değerleri (dayanım) de artmaktadır. Fakat kırılma modu sünekten gevrek kırılma moduna dönüşünce (gevrek kırılma en düşük sıcaklık olan  $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$ 'de gerçekleşmektedir) maksimum kuvvet değeri de düşmektedir.

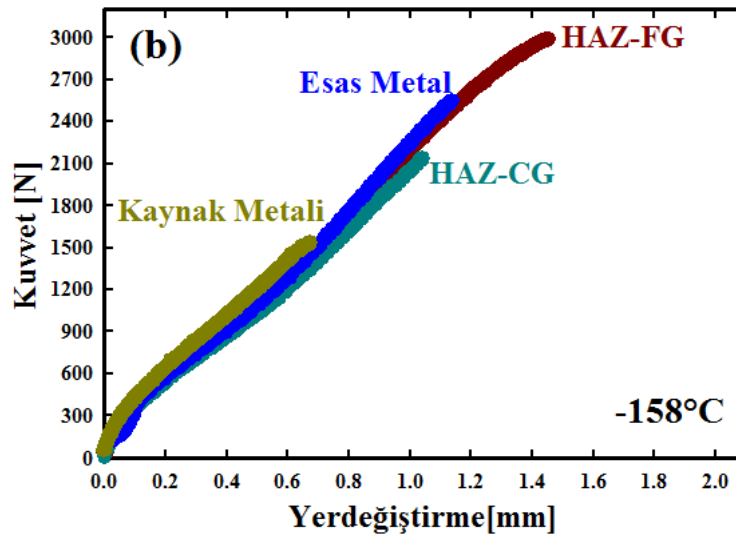
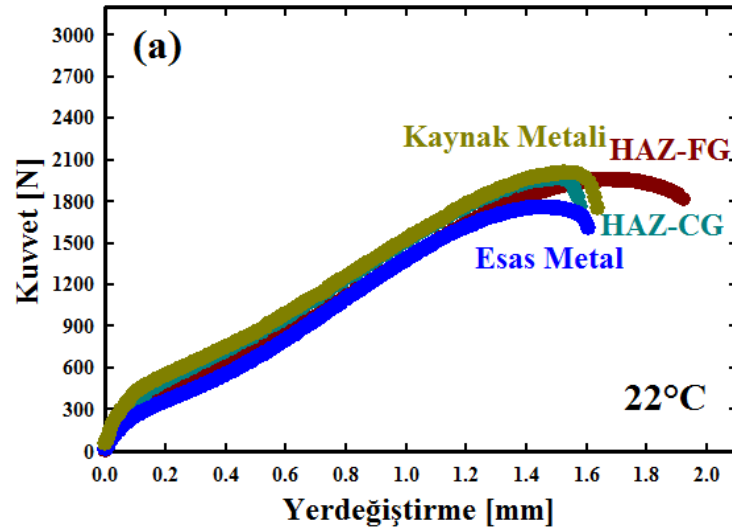


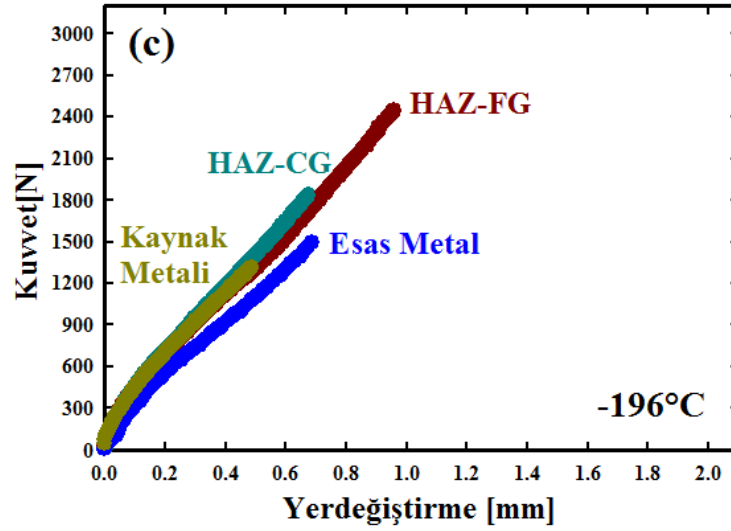


**Şekil 4.28.** Tüm bölgelere ait farklı sıcaklıklardaki kuvvet-şekil değiştirme eğrileri  
a) Esas Metal (b) Kaynak Metali (c) HAZ-CG (d) HAZ-FG

Bölgeler arasında karşılaştırma yapabilmek için Şekil 4.29(a)-(c)'de farklı bölgelerin eğrileri belirlenen sıcaklık değerlerinde aynı grafiğe koyulmuştur. Bu amaçla malzemenin sünek davranış gösterdiği 22°C, neredeyse tümüyle gevrek davranış gösterdiği en düşük test sıcaklığı -196°C ve hem sünek hem gevrek davranış gösterdiği -158°C sıcaklık değerleri seçilmiştir. Böylece farklı modlarda kırılmanın olduğu durumlarda bölgeler arasındaki mekanik davranıştaki farklar belirlenebilmiştir.

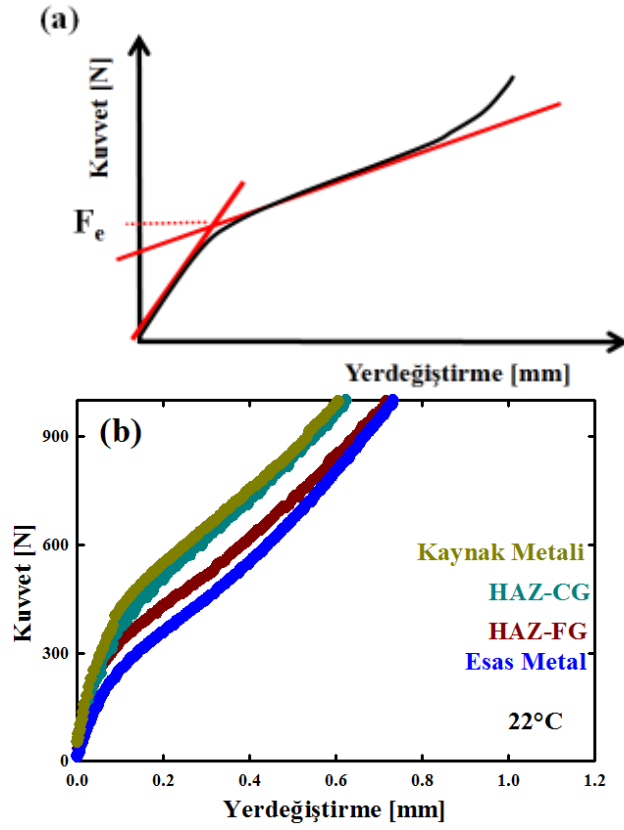
Şekil 4.29(a)'ya bakıldığında 22°C'de tüm bölgelerin sünek davranış gösterdiği görülmektedir. Sünek durumda farklı bölgeler benzer kuvvet-yer değiştirme eğrilerine sahiptirler. Bu sıcaklıktaki kayda değer tek fark HAZ-FG'nin kırılmadaki yer değiştirme miktarının diğer bölgelere göre biraz daha yüksek olmasıdır. HAZ-FG'nin mekanik özelliklerdeki diğer bölgelere göre üstünlüğü sıcaklığın azalmasıyla daha da belirgin hale gelmektedir. Şekil 4.29(b) ve (c) incelenirse HAZ-FG'nin diğerlerine göre çok daha yüksek süneklik ve dayanım gösterdiği görülmektedir. Her üç sıcaklık değerinde de bölgelerin pekleşme hızlarında belirgin bir fark yoktur. Bir diğer sonuç ise yine bu üç sıcaklık değeri için HAZ-CG ve esas metalin birbirine yakın kırılmadaki yer değiştirme miktarları ve maksimum kuvvet değerlerine, kaynak metalinin ise en düşük değerlere sahip olduğudur.





**Şekil 4.29.** Esas Metal, Kaynak Metali, HAZ-CG, HAZ-FG'e ait kuvvet-şekil değişirme grafikleri a) 22°C b) -158°C c) -196°C

Elastik-plastik geçiş kuvvetinin ( $F_e$ ) belirlenebilmesi için farklı yöntemler mevcuttur. Bunlardan en çok kullanılanları uygulanması pratik olan grafiksel yöntemlerdir. Grafiksel yöntemler ofset ve iki tanjant metotlarıdır (Isselin ve Shoji 2009). Ofset metodunda yer değiştirme ekseninde  $h_0/100$  değerinde eğrinin lineer kısmına paralel bir doğru çizilir ve bu doğrunun eğriyi kestiği noktanın y eksenindeki değeri  $F_e$ 'yi verir. Bu yöntem tek eksenli çekme testinde akma gerilmesi belirgin olmayan malzemelerin  $\sigma$ - $\epsilon$  grafiğine uygulanan ofset metoduna benzemektedir. İki tanjant metodunda ise eğrinin elastik ve plastik eğilme kısımlarına çizilen iki tanjantın kesiştiği noktanın y eksenindeki değeri  $F_e$ 'yi vermektedir (Şekil 4.30(a)). Bu çalışmada her iki yöntemle  $F_e$  değerleri hesaplanmış olup, iki tanjant yönteminin bu çalışmanın verileri için daha güvenilir sonuçlar vermesi sebebiyle bu yöntemle elde edilen  $F_e$  değerleri ilerideki hesaplamalarda kullanılmıştır. Bu iki metot dışında elastik eğilmeden plastik eğilmeye geçişin pek belirgin olmadığı malzemelerde daha sofistike bir metot olarak bilineer regresyon fit kullanılabilir (CEN CoP 2006). Şekil 4.30(b)'de iki tanjant metoduna göre  $F_e$  değerlerinin belirlendiği tüm bölgelerin kuvvet-yer değiştirme eğrilerinin başlangıç kısımları verilmiştir. Bu grafikte elastik eğilmeden plastik eğilmeye geçerken eğrinin eğimindeki değişim daha net görülebilmektedir.



**Şekil 4.30.** Elastik-Plastik geçiş kuvvetinin ( $F_e$ ) belirlenmesi (a) İki tanjant metodu (b)  $F_e$ 'nin belirlendiği tüm bölgelere ait 22°C'deki yapılmış testlerin eğrilerin başlangıç kısımları

22°C'de her bir bölge için birden fazla test yapılmış olmasına rağmen Şekil 4.30(b)'de karışıklık olmaması için bölgeler birer testle temsil edilmiştir. Esas metal, kaynak metali ve HAZ-CG için 2 adet, HAZ-FG için 3 adet test yapılmıştır. Her bölge için belirlenen  $F_e$  değerlerinin ortalaması alınmıştır. Çizelge 4.4'de bölgeler için hesaplanan  $F_e$  değerleri verilmiştir. Mao ve Takashi (1987)'de yaptıkları çalışmada farklı kimyasal kompozisyon ve mekanik özelliklere sahip çelikler için aşağıdaki empirik korelasyonun  $F_e$ 'den akma gerilmesinin ( $\sigma_y$ ) tahmin edilmesinde iyi sonuç verdiğini belirlemişlerdir

$$\sigma_y = 0,36F_e/h_0^2 \quad (4.20)$$

Burada  $h_0$  disk kalınlığıdır. Bu ifadeden esas metale ait  $F_e$  değeri kullanılarak akma gerilmesi 338 MPa olarak hesaplanmıştır. Esas metale ait tek eksenli çekme testi verisinin sağlanabilmesiyle (Blagoeva 2009) buradan belirlenen akma gerilmesi SP

testinden belirlenen akma gerilmesi değeriyle karşılaştırabilmiştir. Buna göre SP testinden belirlenen akma gerilmesi tek eksenli çekme testinden belirlenen akma gerilmesi değerinden sadece 2 MPa daha düşüktür (Çizelge 4.4). Dolayısıyla iki tanjant yöntemiyle  $F_e$  değerlerinin belirlenmesinin hassas sonuçlar verdiğini ve bu değerlerin kullanıldığı denklem 4.20'nin P91 çeliği için iyi sonuç verdiğini söyleyebiliriz. Korelasyonun geçerliliğini daha iyi değerlendirebilmek için belirli bir test sıcaklığındaki test sayısının daha da yüksek tutulması gerekebilir. Bu çalışma kapsamında esas amaç sünek-gevrek geçiş sıcaklığını belirlemek olduğu için birçok test sıcaklığında testler yapılması gerekmiş ve dolayısıyla 22°C'de yukarıda belirtilen sayıda test yapılabilmiştir. Çizelge 4.4'de yine denklem 4.20'deki korelasyona göre hesaplanmış kaynak metali, HAZ-CG ve HAZ-FG'nin akma gerilmesi değerleri verilmiştir. Fakat bu bölgeler için çekme gerilmesi verisinin olmayışı nedeniyle SP testinden elde edilen sonuçların çekme testi sonuçlarıyla karşılaştırılması yapılamamıştır.

#### **4.3.3. SP elastik-plastik geçiş kuvveti ve SP sonuçlarından elde edilen akma gerilmesi değerlerinin mikrosertlik değerleriyle korelasyonu**

Sertlik testlerinin mekanik özelliklerle korelasyonu önemlidir çünkü sertlik testleri çekme testlerine göre daha hızlı, kolay ve daha az malzeme kullanılarak gerçekleştirilebilmektedir. Böylece sertlik testlerinden elde edilen sertlik değerleriyle mekanik özellikler arasında geliştirilecek geçerliliği kanıtlanmış korelasyonlarla mekanik özellikler daha pratik olarak belirlenebilir.

Bu çalışmada her bölge için belirlenen  $F_e$  değerleriyle sertlik değerleri arasındaki ilişki incelenmiştir. Bölüm 3.21'de anlatılan iki farklı yolla belirlenen tüm bölgelere ait ortalama mikrosertlik değerleri Çizelge 4.4'de verilmiştir. Vickers mikrosertlik ölçümünde optik yolla batma izinin köşegen uzunluğunun belirlenmesi olabildiğince hassas olarak yapılmalıdır çünkü köşegen uzunluğundaki çok küçük farklar bile sertlik değerlerini önemli oranda değiştirmektedir. Bu faktör göz önüne alındığında Çizelge 4.4'de yer alan iki yöntemle göre belirlenmiş mikrosertlik değerlerinin birbirlerine çok yakın olması bu hassasiyetin sağlandığını göstermektedir. Yine bu değerlerin birbirine

yakın olması sertlik değerlerinin malzeme üzerinde alındığı yüzeye ya da yöne bağlı olarak değişmediğini göstermiştir.

**Çizelge 4.4.** Tüm bölgelere ait mikrosertlik değerleri, elastik-plastik geçiş kuvveti ( $F_e$ ), SP testinden belirlenen akma gerilmesi ( $\sigma_y$ ) ve esas metal için tek eksenli çekme testinden belirlenen akma gerilmesi

	<b>Esas Metal</b>	<b>Kaynak Metali</b>	<b>HAZ-CG</b>	<b>HAZ-FG</b>
<b>HV0,3 (kesit üzerinden)</b>	189	225	213	182
<b>HV0,3 (diskler üzerinden)</b>	187	222	210	187
$F_e$ [N]	235	400	350	273
$\sigma_y$ (SP) [MPa]	338	576	504	393
$\sigma_y$ (çekme testi) [MPa]	340	-	-	-

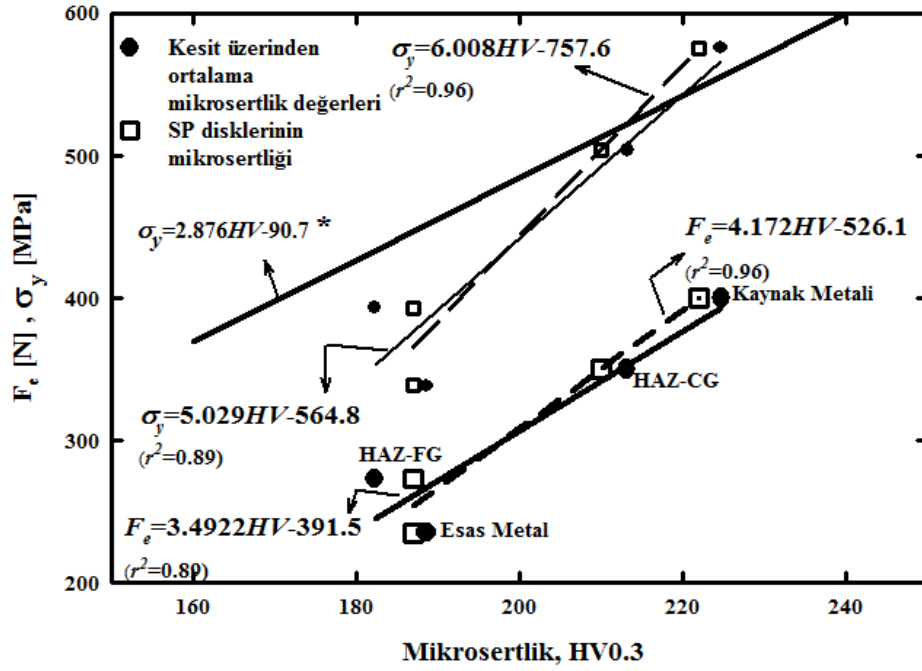
Çizelge 4.4'deki mikrosertlik değerlerinin  $F_e$  ve  $\sigma_y$  ile korelasyonu Şekil 4.31'de verilmiştir. Bu grafik sertlik ve SP elastik-plastik geçiş kuvveti  $F_e$  arasında lineer bir ilişki olduğunu ortaya koymaktadır. Silindir kesiti üzerinden ve SP diskleri üzerinden ölçülerek belirlenmiş mikrosertlik değerlerinin birbirine çok yakın olması sebebiyle bunlara ait regresyon eğrileri de birbirine yakındır.

Pavlina ve Tyne (2008) farklı kompozisyon ve mikroyapıda 150 farklı çeliğe ait akma gerilmesi ve sertlik (makro) değerlerini değerlendirerek sertlik ve akma gerilmesi arasındaki ilişkiyi ifade etmek için aşağıdaki korelasyonu önermişlerdir:

$$\sigma_y = 2,876 HV - 90,7 \quad (r^2=0,92) \quad (4.21)$$

SP test verilerinden elde edilen akma gerilmesi değerlerinin mikrosertlik değerine göre değişimini denklem 4.21'deki korelasyonla karşılaştırmak amacıyla Şekil 4.31'de  $\sigma_y$  ve mikrosertlik değerlerinin (yine her iki yöntemden elde edilen sertlik değerleri için ayrı ayrı) regresyon eğrilerine yer verilmiştir.





**Şekil 4.31.** Mikrosertlik değerlerinin  $F_e$  ve  $\sigma_y$  ile lineer ilişkisi. Literatürde (\* Pavlina ve Van Tyne 2008) çok geniş bir çelik çeşidine ait sertlik -  $\sigma_y$  ilişkisinin regresyonu da karşılaştırma amacıyla grafikte yer almıştır

Fakat SP sonuçlarıyla elde edilen regresyon doğrularıyla Pavlina ve Tyne'nin belirlediği ifadeye ait doğrunun özellikle düşük kuvvetlerde birbirinden önemli oranda ıraksadığı görülebilir. Bunun en muhtemel sebebi Pavlina ve Tyne'nin çalışmasındaki verilerin makrosertlik, bu çalışmadakilerin ise mikrosertlik değerleri olmasıdır. Genel olarak pekleşme etkisi mikrosertlik testine göre makrosertlik testinde daha yüksektir. Her bir regresyona ait  $r^2$  değerleri de yine Şekil 4.31'de verilmiştir.

#### 4.3.4. SP sünek-gevrek geçiş sıcaklıklarının belirlenmesi ve Charpy geçiş sıcaklıklarıyla korelasyonu

SP kırılma enerjisinin ( $E_{sp}$ ) sıcaklığa bağlı değişimini göstermek ve SP sünek-gevrek geçiş sıcaklığını belirleyebilmek amacıyla her bir bölge için SP Kırılma enerjisi-sıcaklık grafikleri oluşturulmuştur (Şekil 4.32(a)-(c)). Yapılan tüm testlere ait  $E_{sp}$  değerleri denklem 4.18'e göre sayısal integrasyon yöntemiyle hesaplanmıştır. Şekil 4.32(a) ve (b)'de esas metale ve kaynak metaline ait SP kırılma enerjisi ve Charpy darbe enerjilerinin sıcaklıkla değişimleri gösterilmiştir. Esas metale ait Charpy test sonuçları W. Bendick ve kaynak metaline ait olanlar Taylor ve ark. (1996) 'dan sağlanmıştır.

HAZ-CG ve HAZ-FG için Charpy test verisi bulunmamaktadır (Şekil 4.32(c)).  $E_{sp}$  değerlerinin sıcaklıkla değişiminin Charpy enerji değerlerinin sıcaklıkla değişimine benzer olduğu; enerji değerlerinin belirli bir sıcaklık değerlerinden sonra geçiş bölgesi boyunca azalarak minimum değerine ulaştığı görülebilmektedir.

Şekil 4.32(a) incelenirse esas metale ait SP kırılma enerji değerleri, yaklaşık olarak geçiş bölgesinin başlangıcı  $-130^{\circ}\text{C}$ 'ye kadar sıcaklığın azalmasıyla artış göstermektedir. Bunun sebebi  $22^{\circ}\text{C}$ 'den  $-130^{\circ}\text{C}$ 'ye kadar maksimum kuvvette kayda değer artış olurken kırılma anındaki yer değiştirme miktarının neredeyse değişmemesidir. Bu davranış literatürde P91'e yakın bir çelik için de gözlemlenmiştir (Song ve ark 2000). Esas metal için sünek kırılma bölgesinde yapılmış test sayısı diğer bölgelere göre daha fazla olduğu için bu çalışmada bu eğilim esas metalde belirgindir.  $-130^{\circ}\text{C}$ 'den sonra sıcaklık azalmaya devam ettikçe kırılma anındaki yer değiştirme miktarlarındaki ani düşüş nedeniyle SP enerji değerleri düşmektedir. Esas metalin SP kırılma enerjisi grafiğinde aynı zamanda Blagoeva (2009)'dan aynı malzemeye ait SP test verileri de kullanılmıştır.

SP sünek-gevrek geçiş sıcaklıklarının ( $T_{sp}$ ) belirlenmesi için ortalama enerji yöntemi kullanılmıştır. Bunun için tüm bölgelerin SP Kırılma enerjisi-sıcaklık grafiklerine denklem 4.22'de verilen sigmoidal fonksiyonla regresyon uygulanmıştır.

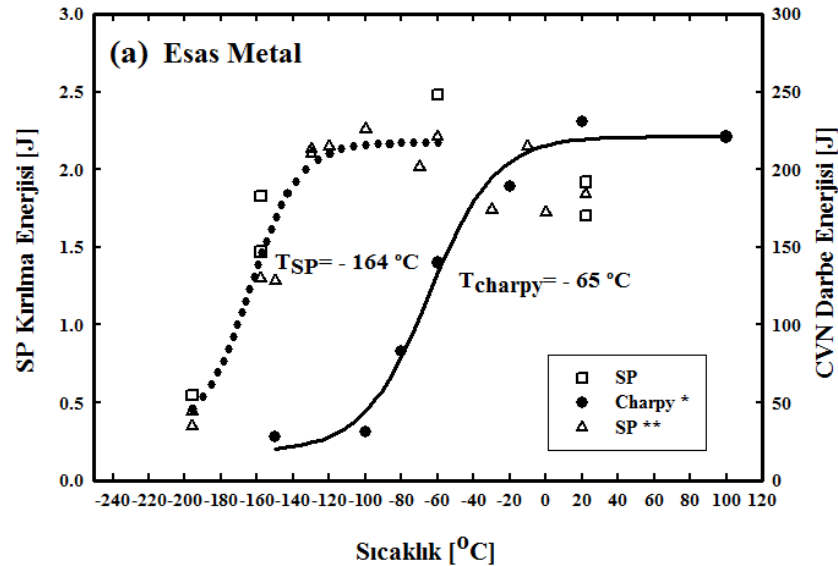
$$E_{SP} = E_{LS} + (E_{US} - E_{LS}) \frac{1}{1 + \exp\left(-\frac{T - T_{sp, charpy}}{\Delta T}\right)}$$

$$= \frac{E_{LS} + E_{US}}{2} + \frac{E_{US} - E_{LS}}{2} \tanh\left[\frac{T - T_{SP, charpy}}{\Delta T}\right] \quad (4.22)$$

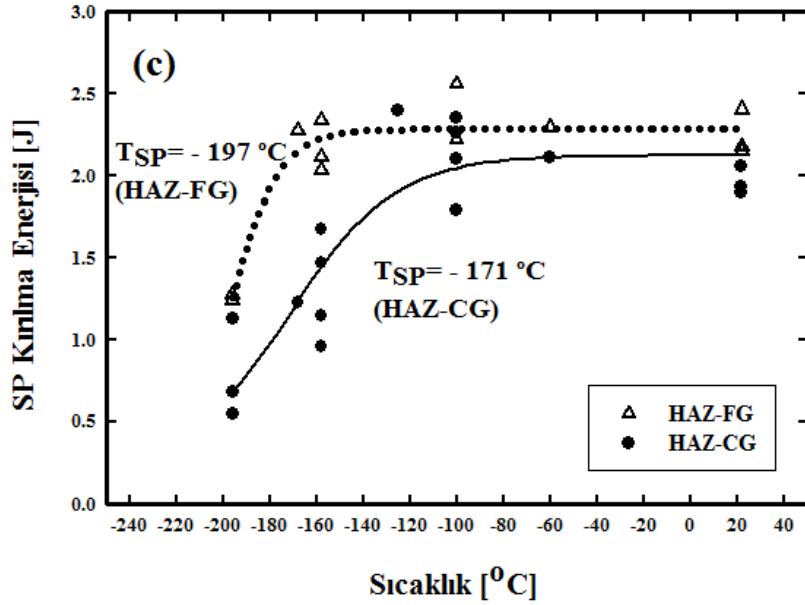
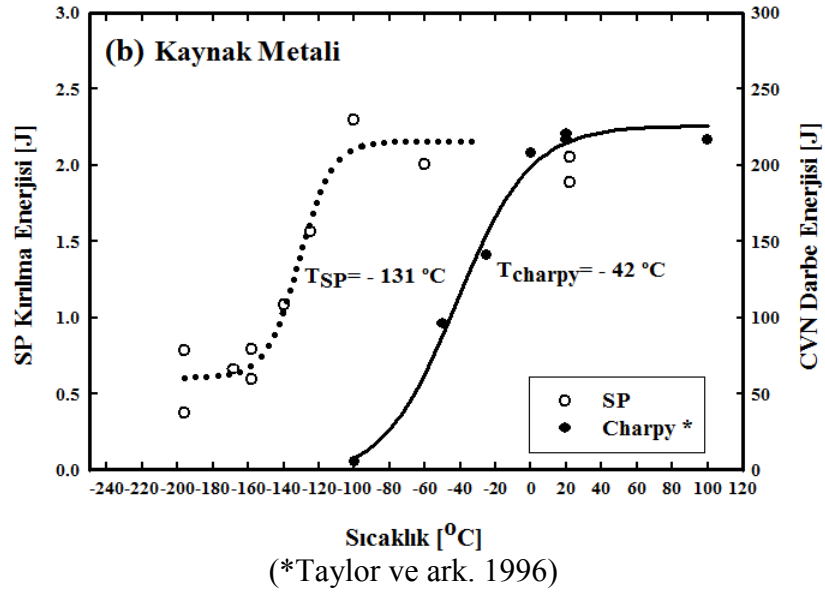
Yukarıdaki bağıntıda  $E_{LS}$  gevrek kırılma bölgesi kırılma enerjisi (lower shelf energy),  $E_{US}$  sünek kırılma bölgesi kırılma enerjisi (upper shelf energy),  $T_{sp}$  SP sünek-gevrek geçiş sıcaklığı,  $T_{charpy}$  Charpy sünek-gevrek geçiş sıcaklığı ve  $\Delta T$  geçiş bölgesi boyunca olan sıcaklık farkıdır. Buna göre  $T_{sp}$  değerleri sırasıyla esas metal için  $-164^{\circ}\text{C}$ , kaynak metali için  $-131^{\circ}\text{C}$ , HAZ-CG için  $-171^{\circ}\text{C}$ , HAZ-FG için  $-197^{\circ}\text{C}$  olarak hesaplanmıştır.

FATT bilgisinin bulunmayışı ve T41J kriterinin uygulanmasının elverişli olmaması sebebiyle Charpy sünek gevrek geçiş sıcaklığı ( $T_{charpy}$ ) da ortalama enerji yöntemiyle belirlenmiştir. Aynı sigmoidal fonksiyon Charpy darbe enerjisi değerlerine uygulanmıştır ve  $T_{charpy}$  esas metal için  $-65^{\circ}\text{C}$ , kaynak metali için  $-42^{\circ}\text{C}$  olarak hesaplanmıştır. Ha ve Fleury (1998) 1Cr-0,5Mo çeliği için FATT ve ortalama enerji yöntemiyle belirlenmiş  $T_{charpy}$  arasında maksimum  $10^{\circ}\text{C}$ 'lik bir fark olduğunu belirlemişlerdir.

Belirlenen bu değerlere göre SP geçiş sıcaklığı değerlerinin Charpy geçiş sıcaklığı değerlerinden (Şekil 4.32(a) esas metal ve (b) kaynak metali için) yaklaşık olarak  $-100^{\circ}\text{C}$  kadar daha düşük olduğu görülmektedir. SP ve Charpy geçiş sıcaklıkları arasındaki bu fark literatürde de daha önce vurgulanmıştır ve bu farkın kaynağının muhtemel sebepleri test teknikleri arasındaki başlıca farklar olan şekil değiştirme hızı ve boyut etkisi olduğu düşünülmektedir (Norris 1997, Blagoeva ve ark. 2011, Turba ve ark 2011). İki test tekniği arasındaki diğer bir fark ise SP testinde Charpy'de olduğu gibi çentik olmamasıdır. SP kırılma testlerinde çentik etkisi yine bu tez kapsamında incelenmiştir (Bölüm 4.3.6).



(\*W. Bendick, \*\* Blagoeva 2009)



**Şekil 4.32.** SP kırılma Enerjisinin ( $E_{sp}$ ) ve Charpy kırılma Enerjisinin sıcaklığa bağlı değişimi ve sünek gevrek geçiş sıcaklıklarının belirlenmesi (a) Esas Metal (b) Kaynak Metali (c) HAZ-CG ve HAZ-FG

Mevcut test düzeneğiyle ulaşılan en düşük sıcaklık sıvı nitrojen ile ulaşılabilen  $-198\text{ }^\circ\text{C}$ 'dir. Şekil 4.32'de yer alan regresyon eğrileri ve HAZ-CG'nin SEM görüntüleri (bkz. Şekil 4.34) göz önüne alınırsa bu sıcaklıkta tam olarak gevrek kırılma bölgesine ulaşamadığı görülür. Özellikle HAZ-FG'nin sigmoidal fit ile belirlenen geçiş sıcaklığı neredeyse minimum test sıcaklığıyla aynıdır. HAZ-CG, esas metal ve kaynak metali için HAZ-FG'ye oranla çok daha düşük kırılma enerjilerine ulaşıldığı için bu bölgeler

için gevrek kırılma bölgesinin yakınına ulaşılabilmiştir. Elde edilen regresyon eğrilerinin ve gevrek kırılma bölgesine tam ulaşamamanın hata payı göz önüne alınırsa Çizelge 4.5’de verilen tüm bölgelerin SP geçiş sıcaklıkları için maksimum 10°C’lik bir sapma payı belirlenmiştir. T91 çeliğinin SP kırılma testlerini gerçekleştirdikleri çalışmada esas metale ait  $T_{sp}$  değerini benzer bir hata miktarıyla -153°C olarak hesaplanmışlardır (Jia ve Dai’de 2003).

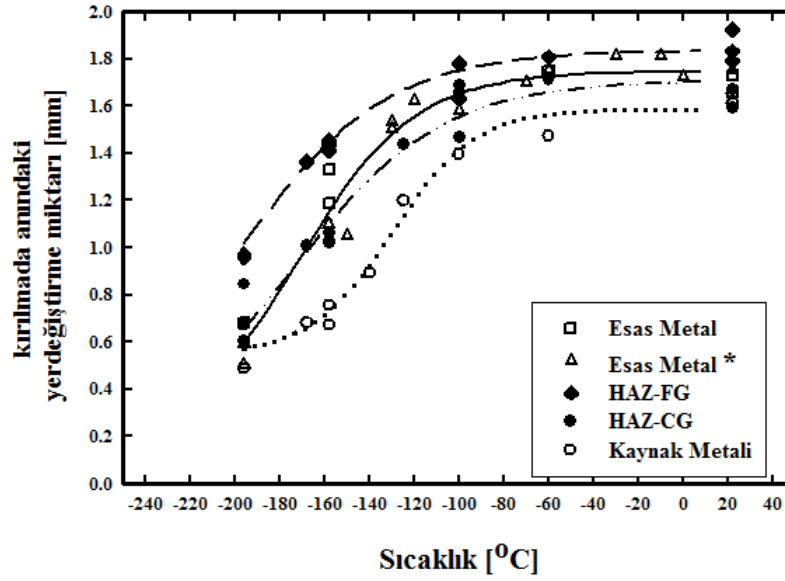
CoP’de SP sünek-gevrek geçiş sıcaklığı ile Charpy sünek gevrek-geçiş sıcaklığı arasında aşağıdaki lineer korelasyon önerilmiştir:

$$T_{SP} = \alpha \cdot T_{charpy} \text{ [Kelvin]} \quad (4.23)$$

Burada  $\alpha$  malzemeye bağlı korelasyon katsayısıdır. Buna göre esas metal için  $\alpha$  0,52, kaynak metali için ise 0,59 olarak hesaplanmıştır. Dikkat çeken bir nokta belirlenen bu  $\alpha$  değerlerinin birbirine benzer kompozisyondaki esas metal ve kaynak metali için yakın olmasıdır.  $\alpha$  katsayısı malzemeye bağlı bir parametre olduğu için hesaplanan değerlerin literatürden alınan  $\alpha$  değerleriyle karşılaştırırken dikkatli olunmalı, aynı ya da benzer malzemeler için  $\alpha$  değerleri karşılaştırılmalıdır. Literatürde P91 çeliği için şu ana kadar belirlenmiş bir  $\alpha$  katsayısı yoktur fakat P91’in önceki kuşağından P22 çeliğine ait SP ve Charpy FATT verisi bulunmaktadır (Hurst ve Matoch 2012, Matocha v ark. 2012). Bu çalışmalardan P22 için  $\alpha$  katsayısı yaklaşık olarak 0,5 olarak hesaplanmıştır. Bu da bu çalışmadan P91 esas metali için elde edilen 0,52 değerine yakındır.

Şekil 4.32’de dikkat çeken bir diğer nokta, SP enerji değerlerinin Charpy enerji değerlerine göre daha yüksek dağılıma sahip olmasıdır. Bunun sebebi de yine boyut etkisidir yani SP disklerinin hacminin Charpy numunelerine göre çok daha az olması nedeniyle malzeme içerisinde hasara (gevrek kırılmaya) yol açabilecek hataların da az olmasıdır. Aynı zamanda SP kırılma enerjileri için, HAZ-FG’ye göre daha büyük tane yapısına sahip olan kaynak metali ve HAZ-CG’de dağılımın daha yüksek olduğu söylenebilir. Bu da Baik ve ark. (1986)’larının SP testlerinde tane büyüklüğü arttıkça dağılımın artmasını saptadıkları çalışmayla uyumludur.

Denklem 4.22’teki sigmoidal fit kırılma anındaki yer değiştirme miktarlarına da uygulanmıştır (Şekil 4.33). Yer değiştirme miktarlarından belirlenen SP geçiş sıcaklıkları enerji değerlerinden belirlenen geçiş sıcaklıklarıyla beraber Çizelge 4.5’de verilmiştir. Bu çizelgeye göre bu iki farklı değişkenden belirlenen geçiş sıcaklığı değerleri birbirlerine oldukça yakındır. Böylece SP testinde, kırılma anındaki yer değiştirme miktarlarıyla geçiş sıcaklığı belirlenmesinin alternatif bir yöntem olarak kullanabileceği gösterilmiştir.



**Şekil 4.33.** Kırılma anındaki yer değiştirme miktarlarının sıcaklığa bağlı değişimi (Esas metale ait \*’lı veriler Blagoeva 2009’ dan sağlanmıştır.)

**Çizelge 4.5.** SP kırılma enerjisi ve kırılma anındaki yer değiştirme miktarları değerlerine denklem 4.22’ye göre regresyon uygulanmasıyla belirlenen geçiş sıcaklıkları

	Esas Metal	Kaynak Metali	HAZ-FG	HAZ-CG
SP kırılma enerjisi değerleriyle [°C]	-164	-131	-197	-171
Kırılma anındaki yer değiştirme değerleriyle [°C]	-172	-130	-200	-174

Tüm SP kırılma testlerine ait deney sonuçları Çizelge 4.6’da verilmiştir. Çentikli SP diskleri Bölüm 4.3.7’de ele alınmıştır fakat bu testlere ait sonuçlara da bütünlük olması açısından bu çizelge de yer verilmiştir.

**Çizelge 4.6.** SP kırılma test sonuçları

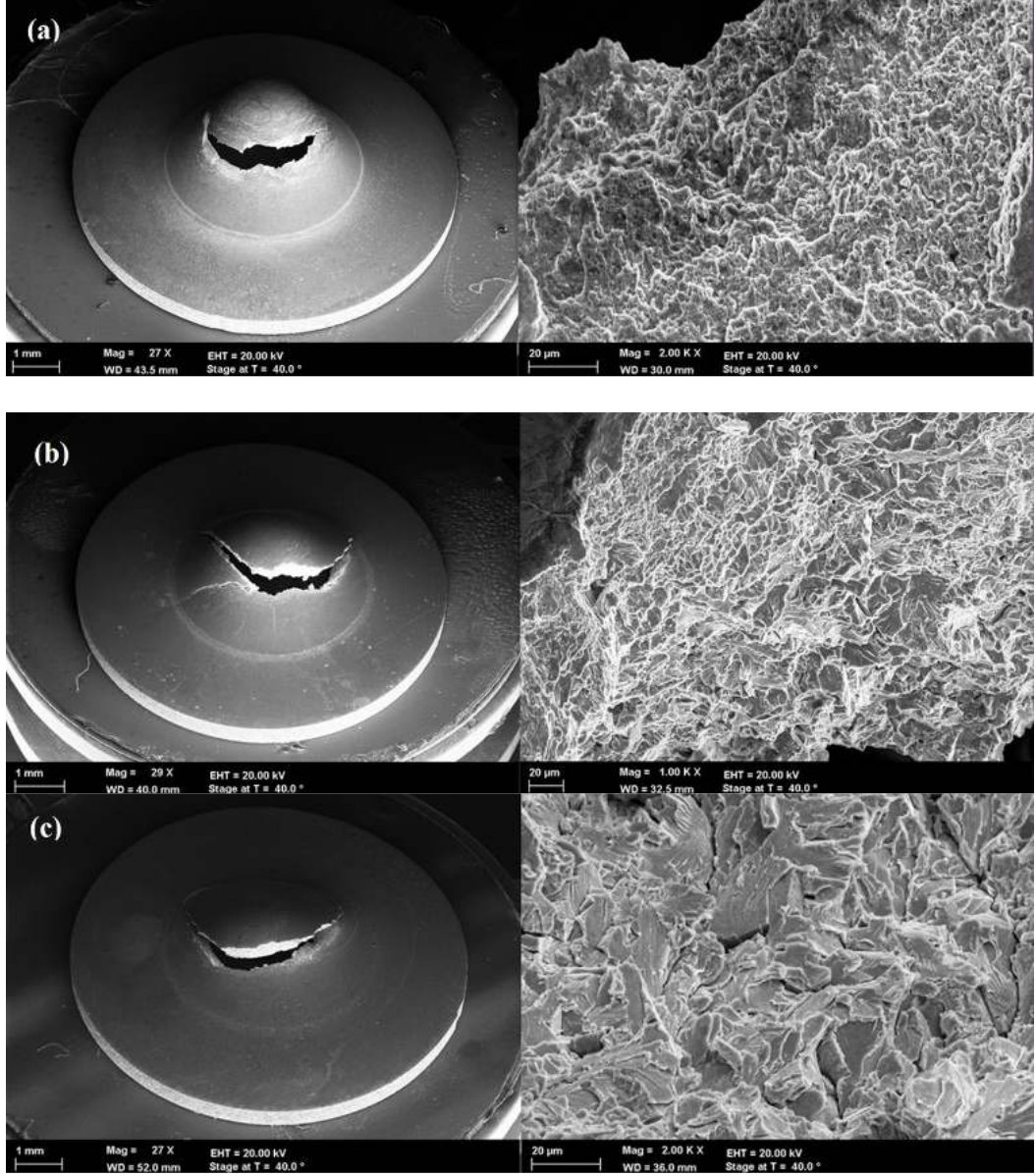
	T [°C]	E [J]	$\Delta_k$ [mm]	Fmaks [N]
<b>Esas Metal</b>	22	1,9205	1,73	1856
	22	1,7026	1,60	1758
	-60	2,4809	1,74	2279
	-158	1,4716	1,19	2547
	-158	1,8300	1,33	2606
	-196	0,5490	0,68	1495
<b>Kaynak Metali</b>	22	2,0543	1,65	2007
	22	1,8895	1,61	1914
	-60	2,0101	1,47	2224
	-100	2,3000	1,40	2486
	-125	1,5648	1,20	1960
	-140	1,0835	0,89	2112
	-158	0,7970	0,75	1584
	-158	0,5944	0,67	1536
	-168	0,6641	0,68	1725
	-196	0,3781	0,49	1318
-196	0,7860	0,67	1942	
<b>HAZ-FG</b>	22	2,1507	1,83	1895
	22	2,1739	1,79	1940
	22	2,4027	1,92	1957
	-60	2,2959	1,81	2153
	-100	2,2189	1,63	2402
	-100	2,5563	1,78	2450
	-125	2,5623	1,50	2724
	-158	2,1150	1,44	2767
	-158	2,0291	1,41	2730
	-158	2,3342	1,45	2987
	-168	2,2768	1,36	3058
	-196	1,2749	0,97	2532
-196	1,2390	0,96	2450	
<b>HAZ-CG</b>	22	1,9340	1,67	1950
	22	1,9004	1,59	1967
	22	2,0559	1,67	1958
	-60	2,1135	1,71	2157
	-100	1,7916	1,47	2202
	-100	2,0999	1,66	2393
	-100	2,3505	1,69	2485
	-100	2,2620	1,66	2574
	-125	2,3980	1,44	2815
	-158	0,9596	1,03	1947
	-158	1,1486	1,06	2130
	-158	1,6762	1,02	2780
	-158	1,4696	1,02	2580
	-168	1,2267	1,01	2374
	-196	0,5455	0,61	1507
	-196	1,1310	0,85	2429
	-196	0,6861	0,68	1840

Çentikli	20	0,73	0,63	1905
	-60	0,77	0,57	2009
	-100	0,77	0,51	2281
	-158	0,68	0,44	2126
	-158	0,67	0,43	2221
	-196	0,28	0,26	1922

#### 4.3.5. Farklı sıcaklıklardaki kırılma modlarının taramalı elektron mikroskobu (SEM) ile incelenmesi

Kırılma modlarındaki değişimi gözlemleyebilmek için 22°C, -158°C ve -196°C’de test edilmiş adet HAZ-CG diskleri SEM ile incelenmiştir. Bu sıcaklıklar sünek kırılma bölgesi, geçiş bölgesi ve gevrek kırılma bölgesini temsil etmek üzere seçilmiştir. Şekil 4.34’de sol tarafta kırılmış SP diskleri ve sağ tarafta ise bunlara ait kırılma yüzeyleri verilmiştir. Buna göre 22°C’de sünek kırılma sonucu tamamiyle mikro boşluklardan (dimples) oluşmuş bir kırılma yüzeyi, -196°C’de gevrek kırılma sonucu klivaj yüzeylerinden oluşan (cleavage facets) bir kırılma yüzeyi (özellikle çatlak başlangıç bölgesinde olmak üzere ara ara mikro boşluklardan oluşan yüzey) ve -158°C’de hem sünek hem de gevrek kırılmanın beraber gerçekleşmesi sonucu bu iki tip yapıyla birden karşılaşmıştır. Disklerin kırılmış halleri incelenirse disklerin sünek davranış gösterdiği 22°C’den gevrek davranış gösterdiği -196°C’ye doğru sıcaklığın azalmasıyla merkezlerindeki deformasyon (bulging) miktarının da azaldığı gözlemlenebilmektedir.





**Şekil 4.34.** Kırılmış HAZ-CG disklerinin ve bunlara ait kırılma yüzeylerinin SEM görüntüleri (a) 22°C (b)-158°C (c)-196°C

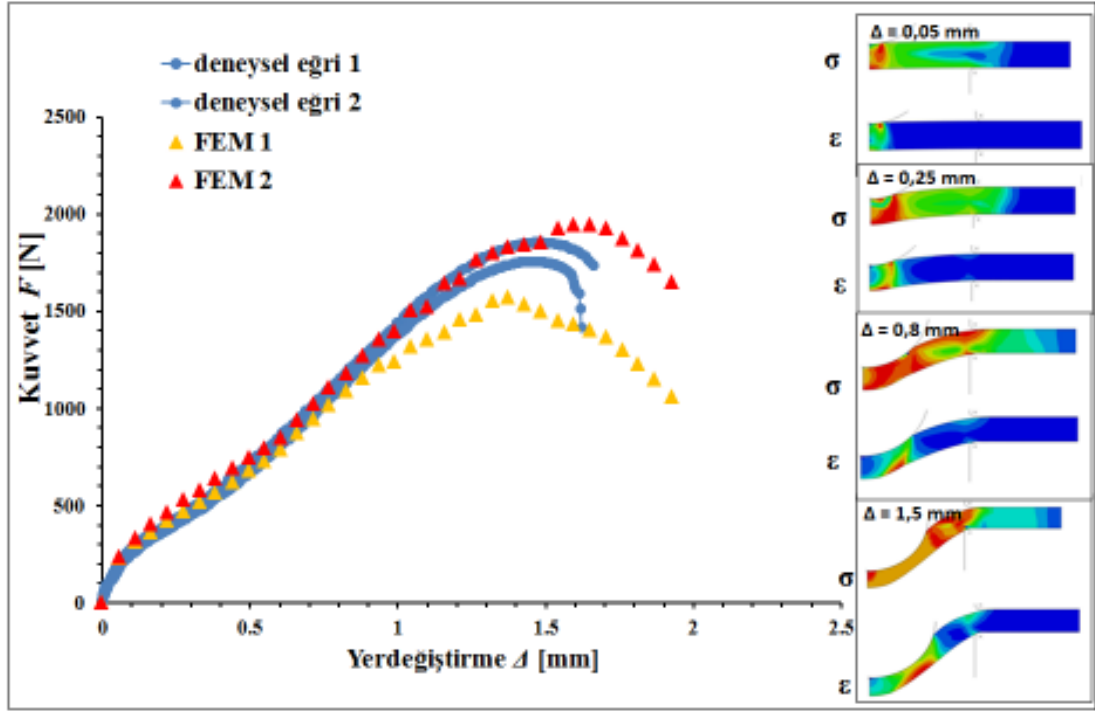
#### 4.3.6. SP kırılma testi sonlu elemanlar modelinin oluşturulması

SP kırılma testi için de sürünme testi için olduğu gibi 2 boyutlu aksisimetrik FEM oluşturulmuş ve SP diski için aynı tip CAX4R aksisimetrik eleman kullanılmıştır. SP kırılma testi çözüm süresi olarak SP sürünme testinden çok daha kısa olduğu için modelde basitleştirme yapılmaya ihtiyacı duyulmamış, alt ve üst kalıp da modele dahil edilmiştir. Zımba, alt ve üst kalıp yine rijit elemanlar olarak modellenmiştir.

P91 çeliğine ait oda sıcaklığında yapılmış çekme testlerinden elde edilen elasto-plastik malzeme özellikleri Abaqus'e girilmiştir. Çekme testine ait malzeme verisi yine Blagoeva (2009)'dan alınmıştır. Zimba, alt ve üst kalıp ve SP diski arasındaki sürtünme katsayısına ait deneysel bir veri olmadığı için literatürdeki çalışmalar irdelenmiş ve P91 çeliğine ait SP kırılma testinin simülasyonun yapıldığı Fujioka ve ark. (2010) çalışması referans alınarak  $\mu=0,19$  olarak belirlenmiştir. Üst kalıba SP diskinin kaymasını önlemek amacıyla gerçekte olduğu gibi düşük bir miktar sıkıştırma kuvveti (5 N) uygulanmıştır. SP diskinin deformasyona uğratılması için zimba başına deneyde uygulanan yer değiştirme hızı (0,0055 mm/s) sınır şartı uygulanmıştır. Analiz yine SP sürünme testi için olduğu gibi nümerik kararsızlık oluşana kadar devam ettirilmiştir. Sonlu elemanlar yöntemine ait kuvvet-yer değiştirme değerleri zimba başının reaksiyon kuvveti-yer değiştirme değerlerinden elde edilmiştir.

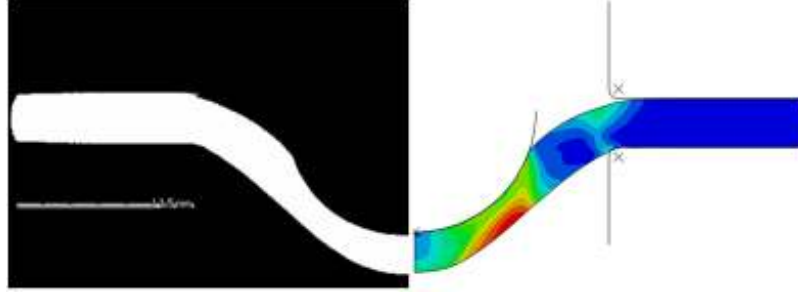
Şekil 4.35'de sonlu elemanlar modeli ile elde edilen kuvvet-yer değiştirme eğrileri deneysel eğrilerle beraber verilmiştir. Aynı şekil üzerinde farklı yer değiştirme değerleri için (0,05, 0,25, 0,8, 1,5 mm) SP diski içerisinde oluşan eşdeğer Von Mises gerilmesi ( $\sigma_{\text{VonMises}}$ ) ve eşdeğer plastik şekil değiştirme ( $\epsilon_{\text{plastik-eşdeğer}}$ ) dağılımları verilerek, test esnasında bu niceliklerin değişimi gösterilmiştir. Sonlu elemanlar modeli FEM 1'de, zimba başına gelen reaksiyon kuvvetinin düşey bileşeni, FEM 2 ise reaksiyon kuvvetinin bileşkesi kullanılmıştır.

Şekil 4.35'de grafik içerisinde verilen eşdeğer gerilme ve şekil değiştirme dağılımları test boyunca disk içerisindeki bu niceliklerin değişimini ortaya koymaktadır. Testin hemen başlangıcında ( $\Delta=0,05$  mm'de) diskin genelinde elastik eğilme hakimken, disk ve zimbanın kontakta olduğu zimba başının altında oluşan yüksek gerilme değerleri sebebiyle bu bölgede plastik deformasyon meydana gelmektedir. Elastik eğilme dolayısıyla meydana gelen gerilme diskin kalıplar arasına kenetlendiği bölgeden merkeze kadar etkili olmaktadır. Zimba diski deformasyona uğratmaya devam ettikçe disk ve zimba arasındaki kontak alanı artmakta ve yüksek gerilme bölgesi merkezden diskin kenetlendiği tarafa doğru yayılmaktadır.



**Şekil 4.35.** P91 çeliğinin oda sıcaklığında (22°C) yapılmış SP kırılma testine ait kuvvet-yer değiştirme eğrilerinin FEM’den elde edilen eğrilerle karşılaştırılması

Şekil 4.36’da yaklaşık  $F=1900$  N,  $\Delta=1,5$  mm’de testi durdurulmuş olan SP numunesinin X ışınları bilgisayarlı tomografi cihazı ile elde edilmiş kesit görüntüsü verilmiştir. Yine simülasyonda da bu çökme değerine denk gelen an için diskin deforme olmuş geometrisi verilmiştir. FEM sonuçları testin sonuna doğru deformasyonun diskin merkeziyle kenetlendiği kenarı arasında yoğunlaştığını göstermektedir. Tomografi görüntüsünden de disk kalınlığındaki azalmanın bu gölgede olduğu görülmektedir. Gerçekte de oda sıcaklığında yapılan testlerin hepsinde çatlak bu bölgede başlayıp çevresel yönde ilerlemiş ve diskin kırılması gerçekleşmiştir.

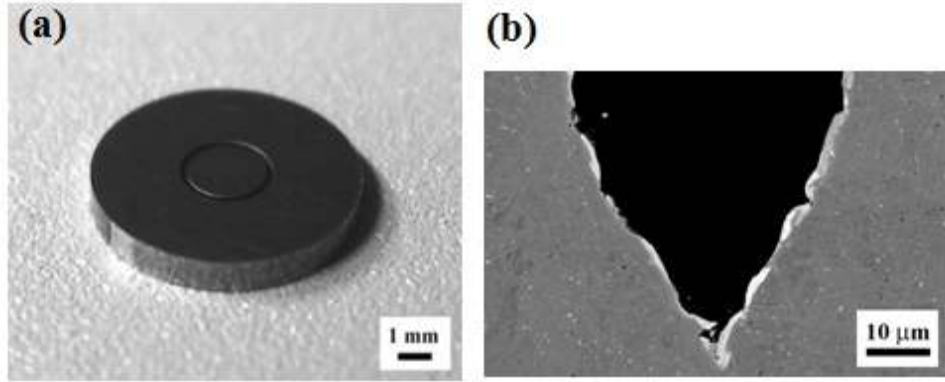


**Şekil 4.36.**  $\Delta=1,5$  mm’de testi durdurulmuş SP diskinin kesitine ait bilgisayarlı tomografi görüntüsü ve aynı değerde FEM’e ait eşdeğer plastik şekil değiştirme dağılımı

#### **4.3.7. SP disklerinde çentik kullanılmasının SP sünek-gevrek geçiş sıcaklığına etkisi**

Bölüm 4.3.4’de SP testleriyle elde edilen sünek-gevrek geçiş sıcaklıklarının Charpy testleriyle elde edilen geçiş sıcaklıklarından çok daha düşük olmasına sebep olabilecek iki test yöntemi arasındaki temel farklardan bahsedilmiştir. Bu farklardan biri olan çentiğin, SP sünek-gevrek geçiş sıcaklığını Charpy geçiş sıcaklığına yaklaştırmaya etkisi olup olmayacağı deneysel olarak incelenmiştir.

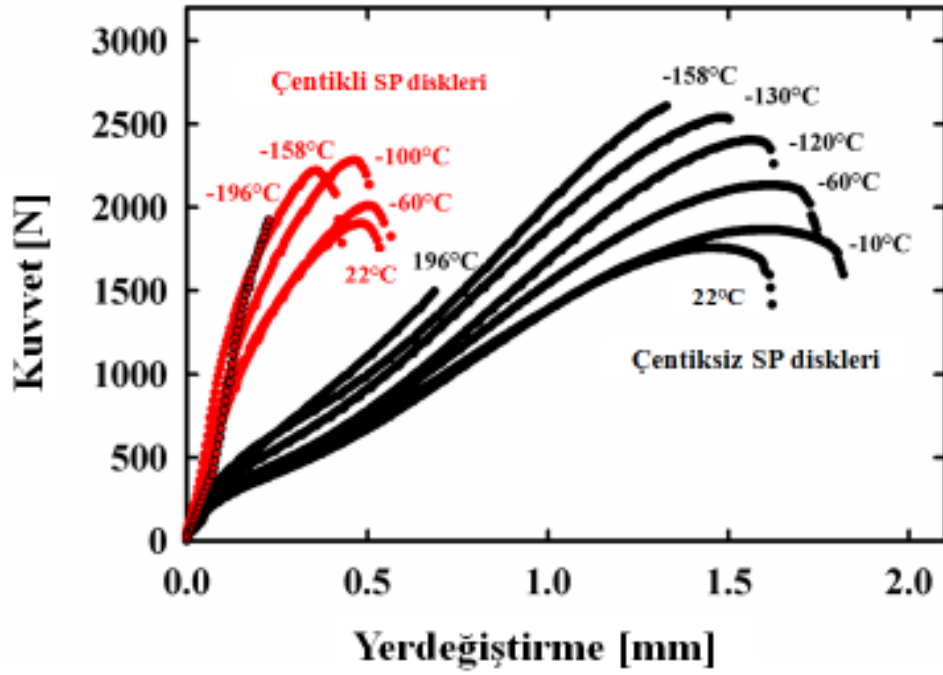
Bu amaçla P91 çeliği esas metaline ait malzemeden çentikli SP diskleri üretilmiştir (Şekil 4.37(a)). Çentik, standart kalınlıktan farklı olarak 1 mm kalınlığında üretilmiş SP disklerine disk merkezinden 2,5 mm ( $d=2,5$  mm) ötede diskin çevresi boyunca açılmıştır. Dairesel çentiğin derinliği 0,5 mm’dir. Boyutların bu şekilde seçilmesindeki amaç çentikli disklerde de yük taşıyacak çentik açılmamış kalınlığın standart disklerle aynı olmasını sağlamaktır. Bu sayede maksimum kuvvet ve yer değiştirmede meydana gelecek değişim disk kalınlığına değil sadece çentik etkisine bağlı olacaktır. Çentik açılırken çentik dibi yarıçapının olabildiğince keskin açılmasının sağlanması için tel erozyon (EDM) yöntemi kullanılmıştır. SEM ile gösterildiği üzere 5  $\mu\text{m}$ ’den daha keskin bir çentik ucu elde edilebilmiştir (Şekil 4.37(b)). EDM yöntemiyle bahsedilen keskinlikte ve çapta bir çentik açabilmek için SP disklerine özel kalıp üretimi yapılmıştır.



**Şekil 4.37.** Çentikli SP diski a) Çevresel olarak açılmış çentiğin genel görünümü b) Çentik dibinin görüldüğü çentiğin bir kısmını içeren SEM görüntüsü

Şu ana kadar çok az çalışmada SP numunelerinde çentik etkisi incelenmiştir. Bu çalışmalarda farklı çentik tasarımları kullanılmıştır. Ju ve ark. (2003), Lacalle ve ark. (2008), (2010) tüm numune kalınlığı boyunca açılmış çentiğe sahip kare şeklindeki SP numuneleri, Cuesta ve Alegre (2011) ise Charpy testindeki V çentiğe benzer çentiğe sahip yine kare SP numunelerini kullanmışlardır. Bu çalışmada kullanılan çentikli SP numunesinin geometrisinin aksisimetrik oluşu gerilme durumunu da simetrik hale getirmektedir. Aynı zamanda Charpy testindeki numune kalınlığı yani B boyutu SP diskinde çevresel yöne denk gelmektedir bu da çentik ucunda neredeyse düzlem gerilme şartını sağlamaktadır.

Şekil 4.38’de çentikli ve çentiksiz SP disklerine ait farklı sıcaklıklardaki (22°C ile -196°C arasında) kuvvet-yer değiştirme eğrileri verilmiştir. Çentikli diskler çentiksiz olanlara kıyasla tüm test sıcaklık aralığı boyunca çok daha düşük kırılma yer değiştirme ( $\Delta_k$ ) değerine sahiptir. Bu iki niceliğin oranı ( $\Delta_{k-\text{çentikli}}/\Delta_{k-\text{çentiksiz}}$ ) test sıcaklık aralığı boyunca %30-35 civarında sabit kalmıştır. Kırılma yer değiştirme değerindeki düşüş dışında çentikli disklerin eğrilerinde göze çarpan bir diğer fark ise pekleşme hızındaki artıştır. Her iki grupta da (çentikli, çentiksiz) maksimum kuvvet değeri sıcaklığın azalmasıyla geçiş bölgesine kadar artmakta, daha sonra düşmektedir.

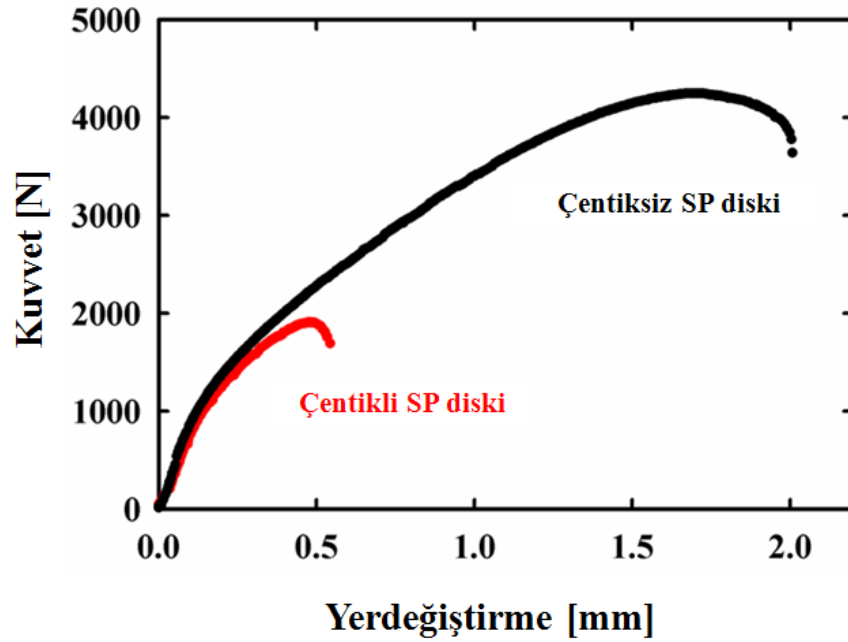


**Şekil 4.38.** Çentikli ve standart çentiksiz SP disklerine ait farklı sıcaklıklardaki kuvvet-yer değiştirme eğrileri

Şekil 4.39’da 1 mm kalınlığa sahip çentikli ve çentiksiz diskin oda sıcaklığındaki kuvvet-yer değiştirme eğrileri karşılaştırılmıştır. Testin başlangıcında elastik-plastik eğilme etkin ve disk içerisindeki deformasyon henüz lokalize olmamışken (yaklaşık olarak 0,15 mm yer değiştirme değerine kadar) iki eğri birbirine yakın davranış göstermekte ve bu safhadan sonra kopmaya kadar birbirinden ıraksamaktadır. Çentikli diske ait kırılmadaki yer değiştirme ve maksimum kuvvet değeri çentiksiz diske göre çok daha düşüktür. Aynı disk kalınlığı için çok daha düşük maksimum kuvvet ve yer değiştirme değerinin elde edilmesi çentikle önemli oranda gerilme yığılması elde edildiğini ispatlamaktadır. Şekil 4.42(a) ve (b)’de optik ve SEM görüntülerinden de görüleceği üzere çatlakın çentik dibinden ilerlemesi de çentik dibinde gerilme yığılması elde edildiğinin göstergesidir. Ju ve ark. (2003) da çalışmalarında çentikli ve çentiksiz SP numunelerine ait kuvvet-yer değiştirme eğrileri karşılaştırılmışlardır fakat onların elde ettikleri sonuçlarda çentikli ve çentiksiz disklere ait kırılma yer değiştirme değerleri arasındaki fark çok azdır. Bunun sebebi Ju ve ark. (2003) ve Lacalle ve ark. (2010)’ın çalışmasındaki çentiğin keskinliğinin bu çalışmadakine kıyasla çok düşük olmasıdır. Çok güncel olmayan bir çalışmada SP disklerine delme işlemiyle (drilling) açılan çentik keskinliği o kadar yetersizdir ki birçok teste çatlak çentik dibinden

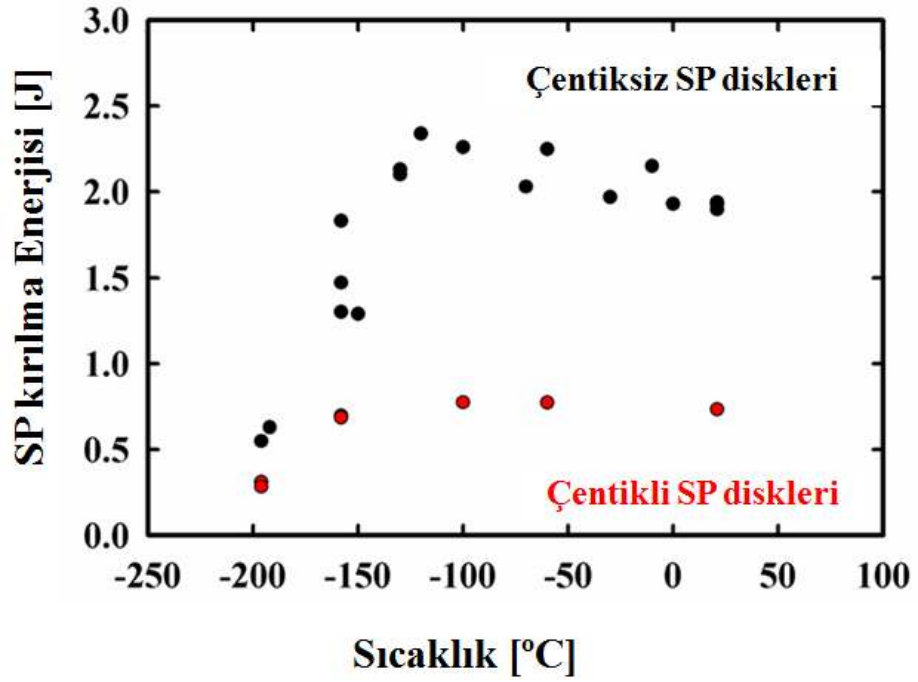
ilerlemeye başlamamıştır (Baik ve ark. 1986). Bu örnekler yeterli gerilme yığılması elde edilebilmesi için çentik dibi keskinliğinin önemini göstermektedir.

Şekil 4.40'dan görüleceği üzere çentik etkisiyle SP kırılma enerjisinde kayda değer düşüş elde edilse de, sünek-gevrek geçiş sıcaklığı  $-160^{\circ}\text{C}$  civarında kalarak, Charpy geçiş sıcaklığına yakınsamamıştır. Bu da SP ve Charpy testi arasındaki diğer önemli iki fark: deformasyon hızı ve boyut etkisinin geçiş sıcaklıkları arasındaki farka etkisi olabileceğine işaret etmektedir. Nitekim Baik ve ark. (1986) SP testinde ulaşılan deformasyon hızlarının Charpy testinden yaklaşık  $10^6$ - $10^7$  kat daha düşük olduğunu belirterek bu büyük farkı vurgulamışlardır.



Şekil 4.39. Oda sıcaklığı ( $22^{\circ}\text{C}$ ) için 1 mm kalınlıktaki çentikli ve çentiksiz SP disklerine ait kuvvet-yer değiştirme eğrileri





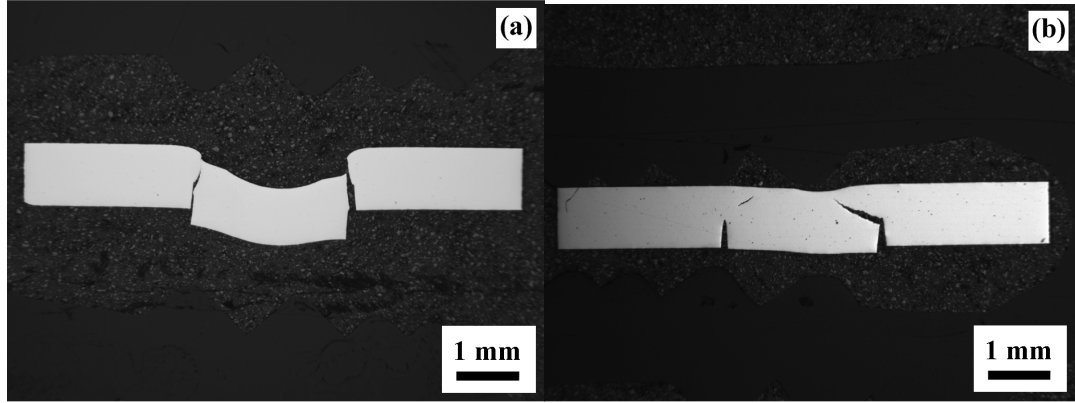
**Şekil 4.40.** Çentikli ve standart çentiksiz SP disklerine ait kırılma enerjilerinin sıcaklıkla değişimi

Şekil 4.41'deki oda sıcaklığı ve en düşük sıcaklık  $-196^{\circ}\text{C}$ 'de test edilmiş SP disklerine ait optik mikroskop görüntüleri verilmiştir. Şekil 4.42(a) ve (b)'de çentik dibinden çatlakın ilerleyişi daha yakından gösterilmiştir. Bu iki sıcaklık değeri için olduğu gibi tüm test sıcaklık aralığında çatlak çentik dibinden başlayarak ilerlemiş ve hasarı oluşturmuştur. Sünek kırılmanın gerçekleştiği oda sıcaklığında çatlak ilerleme yönü çentikle aynı yönde, gevrek kırılmanın gerçekleştiği  $-196^{\circ}\text{C}$ 'de ise bu yöne yaklaşık  $-60-70^{\circ}$  açıyla ilerlemiştir. Sünek ve gevrek kırılmanın beraber gerçekleştiği geçiş bölgesinde ise çatlak ilerleyişi sünek durumda olduğu gibi çentikle paralel başlayıp gevrek kırılmada olduğu gibi çentik yönüyle açı yaparak devam etmiştir. Bu da SP geçiş sıcaklığının  $-158^{\circ}\text{C}$  civarında olduğunu doğrulamaktadır.

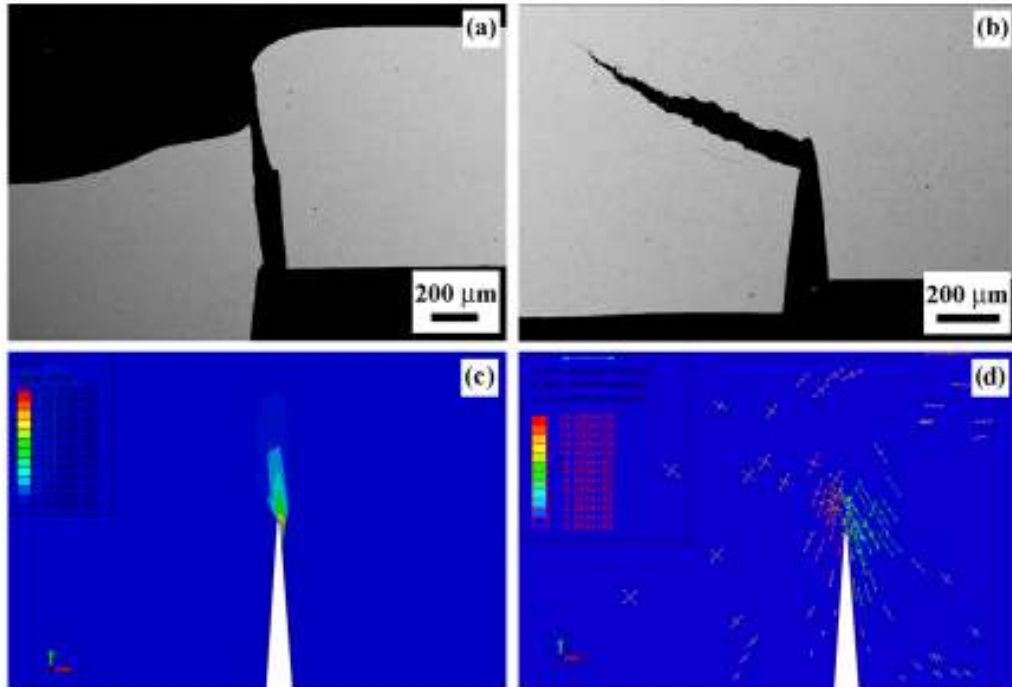
Çentik dibinde meydana gelen gerilme ve şekil değiştirme durumunu inceleyebilmek için SP kırılma testi için oluşturulan sonlu elemanlar modeli kullanılmıştır. SP diskinin modeli testlerde kullanılan çentikli numune geometrisine uygun olarak tekrar oluşturulmuştur. Test numunesinde var olan çentik aynı boyutlarda sonlu elemanlar modeline eklenmiştir. Modeli tekrar elemanlara ayırırken sonuçların önemli olduğu çentik dibinde çok yoğun eleman kullanılmıştır (Şekil 4.43).



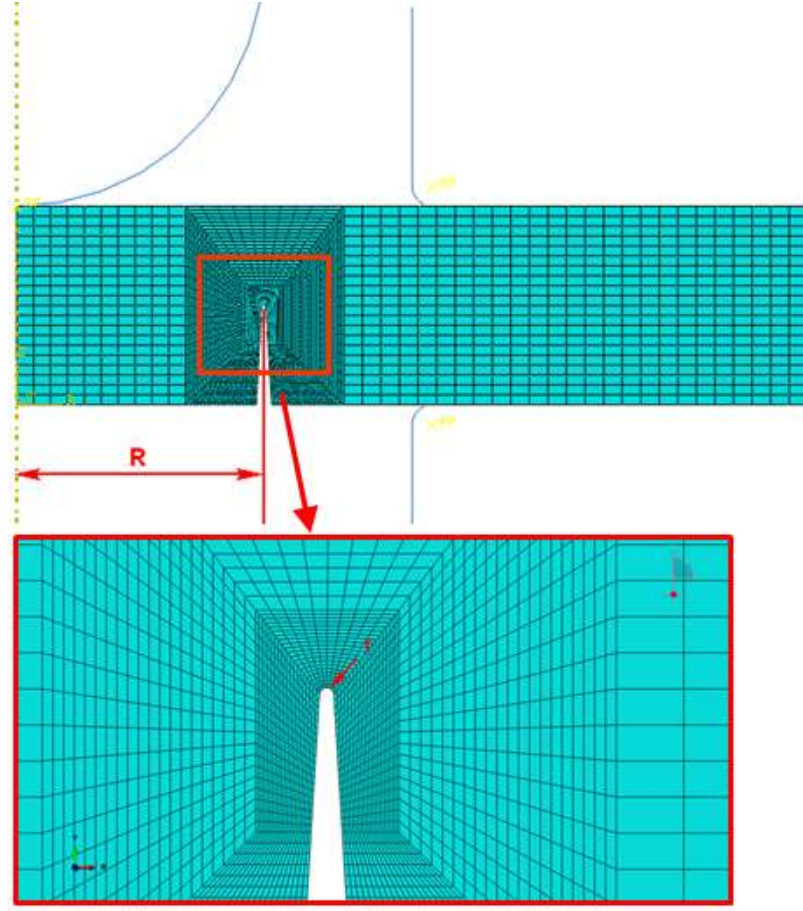
Şekil 4.42(c) ve (d) incelenirse çatlak ilerlemesinin sünek durumda eşdeğer şekil değiştirmenin olduğu bölge boyunca, gevrek durumda ise maksimum (çekme) asal gerilmeye neredeyse dik yönde olduğu görülmüştür. Bu da sünek kırılmanın deformasyon, gevrek kırılmanın ise gerilme kontrollü olarak gerçekleştiğini ispatlamaktadır.



Şekil 4.41. Oda sıcaklığında (22°C) ve -196°C’de test edilmiş SP disklerine ait optik mikroskop görüntüleri (a) 22°C b) -196°C

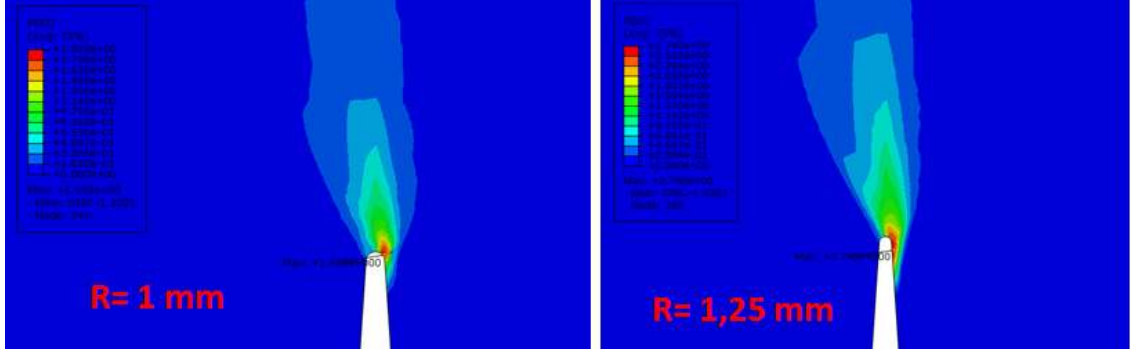


Şekil 4.42. Sünek ve gevrek kırılma halinde çatlak ilerleme yönünü gösteren SEM görüntüleri (a) 22°C (b) -196°C. Bu durumlara karşılık gelen sonlu elemanlar sonuçları (c) 22°C (d) -196°C



**Şekil 4.43.**Çentikli SP diskinin elemanlara ayrılması

Çentiksiz standart SP diskinin ait sonlu elemanlar sonuçları yüksek gerilme/deformasyon bölgesinin merkezden  $R=1,25$  mm (burada  $R$  Şekil 4.43'deki gibi çatlakın açıldığı mesafeyi belirtmektedir) öteye çentiğin açıldığı uzaklığa gerçekte testte ulaşılan yer değiştirme değerinden çok daha yüksek değerlerde ulaştığını göstermektedir.  $R=1$  mm'de açılmış çentik için yapılmış analiz sonuçlarına göre bu mesafede açılan çentiğin dibinde oluşan deformasyon miktarı  $R=1,25$  mm'den daha yüksektir (Şekil 4.44). Dolayısıyla ileriye dönük çalışmalar da çentiğin disk merkezine daha yakın bir konumda açılarak geçiş sıcaklığına etkisi incelenebilir.



Şekil 4.44. R=1,25 mm ve R=1 mm çap değerlerinde açılan çentiğin dibinde oluşan eşdeğer plastik şekil değiştirme yoğunluğu

## 5. SONUÇLAR

### 5.1. SP Sürünme Testi Sonuçları

P91 çeliğinin esas metal, kaynak metali, HAZ-CG ve HAZ-FG bölgelerinin 600°C’de SP sürünme testleri gerçekleştirilmiştir. Elde edilen test sonuçları bölgelerin farklı sürünme dayanımlarını göz önüne sermiştir. Yapılan testlerin ve sonlu elemanlar analizi sonuçlarının özeti aşağıdaki gibi sıralanabilir:

- Yapılan testlerin sonuçları HAZ-FG’nin diğer bölgelere göre daha düşük sürünme mukavemetine sahip olduğunu göstermiştir. HAZ-CG ve kaynak metali birbirine yakın sürünme mukavemetine sahipken, esas metal sürünmeye en dirençli bölge olarak belirlenmiştir.
- SP sürünme testi sonuçlarından tüm bölgeler için tek eksenli sürünme testine benzer şekilde Norton ve Monkman-Grant ilişkileri oluşturulmuş ve bu ilişkilere ait malzeme sabitleri belirlenmiştir. Esas metal için elde edilen Monkman-Grant üstelinin literatürdeki bir çalışmadaki P91 çeliği için belirlenmiş değere yakın olduğu görülmüştür. Tez çalışması kapsamında literatürde henüz bulunmayan P91 çeliğinin diğer bölgelerine ait Norton ve Monkman-Grant üstelleri hesaplanmıştır.
- SP sürünme test sonuçlarının tek eksenli sürünme test sonuçlarıyla korelasyonu için CoP’de önerilen yöntemde karşılaşılan eksiklikler SP testinin tam olarak bir standarda kavuşamamasındaki en önemli sebeplerdendir. Bu çalışmada SP sonuçlarının tek eksenli sürünme testinden elde edilen sonuçlarla korelasyonunda yeni geliştirilmiş bir yöntem kullanılmıştır. Membran şekil değişimi teorisine dayanan bu yeni yöntemde her SP testi kendi çökme-zaman eğrisine göre değerlendirildiği için CoP’e göre daha hassas bir yaklaşımdır. Tüm bölgelere (esas metal, kaynak metali, HAZ-CG ve HAZ-FG) uygulanan bu metodun ilk sonuçlarının tek eksenli sürünme testi sonuçlarıyla uyumlu olduğu görülmüş ve metodun uygulanabilirliğine yönelik olumlu sonuçlar elde

edilmiştir. Bu yöntemle, malzeme süneklik faktörü  $k_{sp}$ 'nin kuvvete bağlı değişimi de göz önüne alınabileceği için CoP yaklaşımındaki bu açığı kapatabilecektir. Yöntemin geçerliliğini daha da kesinleştirmek için daha uzun süreli SP sürünme testleri ve farklı malzemelere uygulanması yapılabilir.

- SP sürünme testinin tek eksenli sürünme testinden en büyük farklarından biri olan test başlangıcındaki yüksek plastik deformasyon miktarının zımba başı geometrisinde yapılacak değişikliklerle azaltılmasına yönelik sonlu elemanlar analizleri gerçekleştirilmiştir. Bu amaçla çift yarıçaplı bir zımba başı modeli önerilmiş, geometrik boyutların optimizasyonu için sonlu elemanlar analizi uygulanmıştır. Sonuçlara göre zımba başı modelinde tanıtılan ikinci yarıçaptan çok bu yarıçapın geçerli olduğu bölgenin (yani açının) büyük olmasının SP diski içerisinde test başlangıcında oluşan yüksek gerilme ve plastik şekil değiştirmeyi azaltmada etkili olduğu belirlenmiştir.

## **5.2. SP Kırılma Testi Sonuçları**

### **5.2.1. Esas metal, kaynak metali, HAZ-FG ve HAZ-CG'nin SP kırılma testine ait sonuçlar**

P91 çeliğinin esas metal, kaynak metali, HAZ-CG ve HAZ-FG bölgelerinin SP kırılma testlerinin gerçekleştirilmesi sonucunda bu bölgelerin düşük sıcaklık mekanik davranışlarındaki farklılıklar gözlemlenebilmiştir. Literatürde daha önce 22°C ile -196°C arasında geniş bir sıcaklık aralığında ve HAZ bölgesinde HAZ-CG ve HAZ-FG'yi ayrı ayrı ele alacak şekilde SP kırılma test sonuçları mevcut değildir. Ayrıca P91 çeliğine ait SP ve Charpy sünek-gevrek geçiş sıcaklıkları korelasyon katsayısı da bulunmamaktadır. Bu çalışma kapsamında varılan sonuçları genel olarak şöyle sıralayabiliriz:

- Sahip olduğu ince mikroyapı sayesinde HAZ-FG diğer bölgelere göre daha yüksek süneklik (kırılma anındaki yer değiştirme) ve dayanım (maksimum

kuvvet) göstermektedir. Kaynak metaline ise kaba taneli yapısıyla en düşük süneklik ve dayanım değerlerine sahiptir.

- HAZ-FG'nin diğer bölgelerden üstün olarak daha düşük geçiş sıcaklığına ve kaynak metalinin ise en yüksek geçiş sıcaklığına sahip olduğu belirlenmiştir. HAZ-CG ve esas metalin ise geçiş sıcaklıkları birbirine yakındır.
- Esas metal ve kaynak metaline için SP geçiş sıcaklığı ve Charpy geçiş sıcaklığı arasındaki korelasyon katsayıları sırasıyla 0,52 ve 0,59 olarak hesaplanmıştır. Literatürde iki ayrı çalışmadan benzer bir çeliğe ait SP ve Charpy sonuçları kullanılarak bu çelik için geçiş sıcaklıkları ve korelasyon katsayısı belirlenmiştir. Hesaplanan korelasyon katsayısının da bu çalışmada P91 için belirlenen katsayıya yakın olduğu görülmüştür.
- SP Geçiş sıcaklığı, kırılma anındaki yer değiştirme değerlerinin sıcaklığa bağlı değişiminden elde edilip, bu değerlerin SP kırılma enerjisi değerlerinden elde edilen geçiş sıcaklığı değerlerine yakın olduğu belirlenmiştir. Böylece kırılma anındaki yer değiştirme değerlerinin de SP geçiş sıcaklığını belirlemek için alternatif bir yöntem olabileceği gösterilmiştir.
- Tüm bölgelerin oda sıcaklığında yapılmış SP kuvvet-yer değiştirme eğrilerinden elastik-plastik geçiş kuvveti belirlenmiş ve bu kuvvet değerleriyle her bölge için literatürde farklı kimyasal kompozisyon ve mekanik özelliklere sahip çelikler için geliştirilmiş bir korelasyona göre akma gerilmesi tahmini yapılmıştır. Esas metal için hesaplanan değerlerin tek eksenli çekme testinden belirlenen akma gerilmesi değerine çok yakın olduğu görülmüştür. Bölgelerin SP elastik-plastik geçiş kuvveti değerleriyle mikrosertlik değerleri arasında lineer bir ilişki olduğu gösterilmiştir.

### 5.2.2. Çentikli numunelerle yapılan SP kırılma testine ait sonuçlar

SP testi ve Charpy Testiyle belirlenen sünek-gevrek geçiş sıcaklığı arasındaki farkın muhtemel sebeplerinden birinin çentik etkisi olabileceği öngörülmüş ve SP numunelerine çentik açılmasının SP geçiş sıcaklığını Charpy geçiş sıcaklığına yaklaştırmaya etkisi olup olmayacağı deneysel yöntemle araştırılmıştır. Çalışmayı desteklemek için sonlu elemanlar analizleri de gerçekleştirilmiştir. Bu çalışma için zaten çok küçük boyutlara sahip SP disklerine EDM yöntemiyle 5 µm'den daha keskin çentik dibi yarıçapına sahip çevresel yönde çentik açılmıştır. Ulaşılan sonuçlar aşağıdaki gibi sıralanabilir:

- Çentikli SP disklerine ait kuvvet-yer değiştirme eğrilerinin genel yapısı standart çentiksiz SP disklerinkine benzemekle beraber çentikle pekleşme hızında artış ve kırılma yer değiştirme değerlerinde önemli düşüş meydana gelmiştir.
- Test edilmiş SP disklerinin SEM görüntüleri çatlak başlangıcının tüm testlerde çentik dibinden gerçekleştiğini göstermiştir. Bu da çentiğin keskinliğinin başarılı bir şekilde çentik dibinde gerilme yığılması oluşturduğunu ispatlamıştır. Literatürde incelenen çalışmalarda çentik ucu keskinliğinde bu hassasiyette ulaşılamadığı ve bazı çalışmalarda çatlağın bu yüzden çentik dibinden başlamadığı görülmüştür. Çentiğin oluşturduğu etki çentiksiz aynı kalınlıktaki SP diskinin kuvvet-yer değiştirme eğrisiyle karşılaştırılarak da incelenmiş, sonuç olarak çentiksiz numuneye göre kuvvet ve kırılmadaki yer değiştirme değerlerinde önemli düşüş tespit edilmiştir.
- Çentikli numuneler için yapılan sonlu elemanlar analizleri çatlak ilerlemesinin malzemenin tamamen sünek davranış gösterdiği 22°C'de eşdeğer şekil değiştirmenin olduğu bölge boyunca, gevrek durumda ise maksimum çekme asal gerilmesine neredeyse dik yönde olduğunu göstermiştir. Varılan bu sonuçların SEM görüntüleri ile uyumlu olduğu görülmüştür.

- Çentikli diskler standart çentiksiz SP disklerine kıyasla çok daha düşük enerjide kırılmışlardır. Bu yine çentik dibinde gerilme yığılması oluşturmada başarılı olduğunu göstermektedir. Fakat SP Geçiş sıcaklığını Charpy geçiş sıcaklığına yaklaştırmada çentiğin bir etkisi olmamıştır. Dolayısıyla bu farkın oluşmasında, SP ve Charpy arasındaki diğer önemli farklar olan deformasyon hızı ve boyut etkisinin önemli olduğu düşünülmektedir.



## KAYNAKLAR

**Arav, F., Wortel, J.C.V. 1995.** Properties and application of the modified 9Cr steel T91/P91. Stainless Steel Europe.

**ASM Metals Handbook. 1987.** Fractography. Volume 12.

**ASTM A335/A335M-11.2011.** Standard Specification for Seamless Ferritic Alloy-Steel Pipe for High-Temperature Service.

**ASTM E384-11. 2011.** Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials,

**ASTM E8 / E8M – 11. 2011.** Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials.

**ASTM E2546 – 07. 2007.** Standard Practice for Instrumented Indentation Testing.

**Baik, J.M., Kameda, J., Buck, O. 1986.** Development of small punch tests for ductile - brittle transition temperature measurement of temper embrittled Ni-Cr steels. In: Corwin, W.R., Lucas G.E., editors. The use of small-scale specimens for testing irradiated material. Philadelphia, *ASTM STP 888*: 92–111.

**Bergquist, E.L. 1999.** Consumables and welding modified 9 Cr-1 Mo steel. Esab AB, Göteborg, Sweden, 1-2: 22-25.

**Bicego, V., Hurst, R., Di Persio, F., Stratford, G.C. 2005.** Comparability of Results via the Miniaturised Small Punch Creep Test Method and Traditional Uniaxial Creep Testing. 11<sup>th</sup> International Conference on Fracture, 20-25 March, 2005, Turin-Italy.

**Blagoeva, D. 2009.** Development of a Residual Lifetime Prediction Methodology for Creep and Fracture Behaviour of Ferritic-Martensitic Steels using Small-Punch Testing Technique. *Doktora Tezi*. Università di Pisa, İtalya.

**Blagoeva, D., Li Y.Z., Hurst, R.C. 2011.** Qualification of P91 welds through Small Punch creep testing. *J. Nucl. Mater.*, 409: 124-130.

**CEN WORKSHOP AGREEMENT, CWA 15627. 2006.** Small Punch Test Method for Metallic Materials.

**Ceyhan, U., Planck, M. Doğan, B. 2005.** High Temperature cross-weld characterization of steel weldments by micro-tensile testing. Proceedings of the International Conference WELDS, GKSS Research Centre, Geestbacht, Germany.

**Chakrabarty, J. 1970.** A theory of stretch forming over hemispherical punch heads. *Int. J. Mech. Sci.*, 12(4): 315–325.

**Courtney, T.H. 2005.** Mechanical Behavior of Materials, 2<sup>nd</sup> Edition, Waveland Pr. Inc., 752 s.

**Cuesta, I.I., Alegre, J.M. 2011.** Determination of the fracture toughness by applying a structural integrity approach to pre-cracked small punch test specimens. *Eng. Fract. Mech.*, 78: 289–300.

**Czyrska-Filemonowicz, A., Zielińska-Lipiec, A., Ennis, P.J. 2006.** Modified 9% Cr steels for advanced power generation: microstructure and properties. *J. Achievements in Mater. and Manufacturing Eng.*, 19(2): 43-48.

**Das, C.R., Albert, S.K., Bhaduri, A.K., Srinivasan, G., Murty, B.S. 2008.** Effect of prior microstructure on microstructure and mechanical properties of modified 9Cr-1Mo steel weld joints. *Mater. Sci. Eng. A*, 477: 185–192.

**Dieter, G.E. 1986.** Mechanical Metallurgy. McGraw-Hill Book Company, Edition 3, 751 s.

**Dobes, F., Milicka, K. 2002.** On the Monkman-Grant relation for small punch test data. *Mater. Sci. Eng. A*, 336: 245-248.

**Dymacek, P., Milicka, K. 2009.** Creep small-punch testing and its numerical simulations. *Mater. Sci. Eng. A*, 510-511: 444–449.

**Fleury, E., Ha, J.S. 1998.** Small punch test to estimate the mechanical properties of steels for steam power plant: II. Fracture toughness. *Int. J. Pres. Ves. Piping*, 75: 699-706.

**Frost, H.J., Ashby, M.F. 1982.** Deformation-mechanism Maps. Pergamon Press, Oxford.

**Fujioka, T., Atsumi, N., Komazaki, S., Kobayashi, T., Nonaka, I. 2010.** Finite element Analysis of Small Punch/Small Punch Creep Test Specimens of 2.25Cr-1Mo Steel performed in the Japanese Research Group. The 1<sup>st</sup> International Conference SSTT, Determination of Mechanical Properties by Small Punch Test and Other Miniature Testing Techniques, 31 August - 2 September, 2010, Ostrava, Czech Republic. *Metallurgical J.*, LXIII: 161-173.

**Ha, J.S., Fleury, E. 1998.** Small punch tests to estimate the mechanical properties of steels for steam power plant: II. Fracture Toughness. *Int. J. Pres. Ves. Piping*, 75: 707-713.

**Hähner, P. 2011.** On a New Evaluation Scheme for Small Punch Creep Test Results. Small Punch Test Workshop, University of Nottingham.

**Hosford, W.F. 2005.** Mechanical Behavior of Materials. Cambridge University Press, New York, USA, 425 s.

**Hurst, R., Matocha, K. 2010.** The European Code of Practice for Small Punch Testing - Where do we go from here?. The 1<sup>st</sup> International Conference SSTT, Determination of Mechanical Properties by Small Punch Test and Other Miniature Testing Techniques, 31 August-2 September, 2010, Ostrava, Czech Republic. *Metallurgical J.*, LXIII: 5-11.

**Hurst, R.C., Matocha, K. 2012.** Where are we now with the European Code of Practice for Small Punch Testing?. 2<sup>nd</sup> International Conference SSTT, Determination of Mechanical Properties by Small Punch Test and Other Miniature Testing Techniques, October 2-4, 2012, Ostrava, Czech Republic, Conference Proceedings: 4-15.

**Hyde, T.H., Sun, W., Williams, J.A. 2007.** Requirements for and use of miniature test specimens to provide mechanical and creep properties of materials: a review. *International Materials Reviews*, 52(4): 213-255.

**Hyde, T.H., Sun, W. 2009.** A novel, high-sensitivity, small specimen creep test. *J. Strain Anal. Eng. Design.*, 44: 171-185.

**Hyde, T.H., Sun, W., Brett, S.J. 2010.** Application of Impression Creep Test Data for the Assessment of Service Exposed Power Plant Components. The 1<sup>st</sup> International Conference SSTT, Determination of Mechanical Properties by Small Punch Test and Other Miniature Testing Techniques, 31 August-2 September, 2010, Ostrava, Czech Republic. *Metallurgical J.*, LXIII: 138-144.

**Hyde, T.H., Stoyanov, M., Sun, W., Hyde, C.J. 2010.** On the interpretation of results from small punch creep tests. *J. Strain Anal. Eng.*, 45(3): 141-64.

**INTEGRITY Growth Project GRD 1/10886. 2005.** P91 feature test nr.1: 4PB test under internal pressure and 4PB of the repair-welded P91 pipe with service exposed and virgin pipes. Final report, JRC.

**Isselin, J., Shoji, T. 2009.** Yield Strength Evaluation by Small-Punch Test. *J. Test. Eval.*, 37: 531-537.

**Jia, X., Dai, Y. 2003.** Small punch tests on martensitic/ferritic steels F82H, T91 and Optimax-A irradiated in SINQ Target-3. *J. Nucl. Mater.*, 323: 360-367.

**Ju, J.B., Jang, J.I., Kwon, D. 2003.** Evaluation of fracture toughness by small-punch testing techniques using sharp notched specimens. *Int. J. Pres. Ves. Pip*, 80: 221-228.

**Kameda, J., Buck, O. 1986.** Evaluation of the ductile to brittle transition temperature shift due to Temper Embrittlement and neutron irradiation by means of small punch test. *Mater. Sci. Eng.*, 83: 29-38.

**Kim, B., Lim, B. 2008.** Local Creep Evaluation of P92 Steel Weldment by Small Punch Creep Test. *Acta Mech. Solida Sinica*, 21(4): 312-317.

**Klueh, R.L., Nelson, A.T. 2007.** Ferritic/martensitic steels for next-generation reactors. *J. Nucl. Mater.*, 371: 37–52.

**Komazaki, S., Kato, T., Nakata, T., Gatsenko, A., Kohno, Y. 2009.** Small punch creep properties of welded joint of high Cr Ferritic steel. 2<sup>nd</sup> ECCC Creep Conference, April, 21-23, 2009. Creep and Fracture in High Temperature Components (proceedings) DEStech Publications 2009; 1102-1112.

**Lacalle, R., Alvarez, J.A., Gutierrez-Solana, F. 2008.** Use of small punch notched specimens in the determination of fracture toughness. In: O'Down N, editor. Proceedings of PVP 2008, Vol. Material and fabrication - small-scale and miniature mechanical testing, Chicago, PVP2008-61537, 2.10-MF-17-1.

**Lacalle, R., Alvarez, J.A., Cicero, S., Gutierrez-Solana, F. 2010.** From Archaeology to Precious metals: Four Applications of Small Punch Test. The 1<sup>st</sup> International Conference SSTT, Determination of Mechanical Properties by Small Punch Test and Other Miniature Testing Techniques, 31 August-2 September, 2010, Ostrava, Czech Republic. *Metallurgical J.*, LXIII: 59-68.

**Li, Y., Sturm R., 2008.** Determination of creep properties from small punch test. Proceedings of the 2008 ASME Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2008, 27-31 July, Chicago, Illinois, USA.

**Li, Y., Hurst, R. 2010.** Miniature Specimen Tests: Problems, Comments and New Ideas. The 1<sup>st</sup> International Conference SSTT, Determination of Mechanical Properties by Small Punch Test and Other Miniature Testing Techniques, 31 August-2 September, 2010, Ostrava, Czech Republic. *Metallurgical J.*, LXIII: 206-216.

**Li, Y., Sun, M., Zhang, C. 2012.** Practical Approach to determine Creep properties from Small Punch Test. 2<sup>nd</sup> International Conference SSTT, Determination of Mechanical Properties by Small Punch Test and Other Miniature Testing Techniques, October 2-4, 2012, Ostrava, Czech Republic, Conference Proceedings: 47-63.

**Lippold, J.C, Kotecki, D. Kotecki, D.J. 2005.** Welding Metallurgy and Weldability of Stainless Steels. New Jersey, Wiley – Interscience: 67-70.

**Maile, K. ve ark. 1998.** COPERNICUS - SP Test Method Assessment for the Determination of the Residual Creep Life of Service Exposed Components. Final report, EU Project ERB CIPA CT94 0103.

**Manahan, M.F., Browning, M.E., Argon, A.S., Harling O.K. 1986.** Miniaturised disc bend test technique development and application, Conf. “The use of small scale specimens for testing irradiated specimens”, *ASTM STP 888*, Corwin, W.R., Lucas, G.E., Eds.: 17-49.

**Mao, X, Takahashi, H. 1987.** Development of a further miniaturized specimen of 3 mm diameter for TEM disk ( $\varnothing$  3mm) Small punch tests. *J. Nucl. Mater.*, 150: 42-52.

**Matocha, K., Filip, M., Karthik, V., Kumar, R.V., Lacalle, R., Tonti, A. 2012.** Results of the Round Robin Test for Determination of  $T_{SP}$  of P22 steel by Small Punch Test. 2<sup>nd</sup> International Conference SSTT, Determination of Mechanical Properties by Small Punch Test and Other Miniature Testing Techniques, October 2-4, 2012, Ostrava, Czech Republic, Conference Proceedings: 227-232.

**Meyers, M.A., Chawla, K.K. 2009.** Mechanical Behavior of Materials. Cambridge University Press, New York, USA, 856 s.

**Milicka, K., Dobes, F. 2006.** Small punch testing of P91 steel. *Int. J. Pres. Ves. Piping*, 83: 625–634.

**Misawa, T., Adachi, T., Saito, M., Hamaguchi, Y. 1987.** Small punch test for evaluating ductile-brittle transition behaviour of irradiated ferritic steels. *J. Nucl. Mater.*, 150: 194-202.

**Monkman, F.C., Grant, N.J. 1956.** An Empirical Relationship Between Rupture Life and Minimum Creep Rate in Creep-Rupture Tests, *Proc. ASTM*, 56: 593–605.

**Norris, S.D. 1997.** A comparison of the disk bend test and the charpy impact test for fracture property evaluation of power station steels. *Int. J. Pres. Ves. Piping*, 74: 135-144.

**Norton, F.H. 1929.** The creep of steel at high temperatures. McGraw-Hill.

**Oruganti, R., Karadge, M., Swaminathan, S. 2011.** Damage mechanics-based creep model for 9–10%Cr ferritic steels. *Acta Mater.*, 59: 2145–2155.

**Panait, C.G., Zielinska-Lipieca, A., Koziel, T., Czyska-Filemonowicz, A., Gourgues-Lorenzon, A.F., Bendick, W. 2010.** Evolution of dislocation density, size of subgrains and MX-type precipitates in a P91 steel during creep and during thermal ageing at 600°C for more than 100,000 h. *Mater. Sci. Eng. A*, 527: 4062–4069.

**Pavlina, E.J., Van Tyne, C.J. 2008.** Correlation of yield strength and tensile strength with hardness for steels. *ASM Int.*, 17(6): 888-893.

**Roberts, P.R., Borradaile, J.B., Mitchell, R.J. 2010.** Materials Sampling from Components within the Nuclear Industry and the extraction of useful materials information. The 1<sup>st</sup> International Conference SSTT, Determination of Mechanical Properties by Small Punch Test and Other Miniature Testing Techniques, 31 August - 2 September, 2010, Ostrava, Czech Republic. *Metallurgical J.*, LXIII: 19-24.

**Rodriguez, C., Cabezas, G.J., Cardenas, E., Belzunca, F.J., Betegon, C. 2009.** Mechanical Properties Characterization of Heat-Affected Zone Using the Small Punch Test. *Weld. J.*, 88(9): 188-92.

**Sato, T., Tamura, K. 1998.** Improvement of creep rupture strength of 9Cr1MoNbV welded joints by normalising and tempering after weld. Materials for advanced power engineering - 6<sup>th</sup> Liege Conference Proceedings, 393-399.

**Shibli, A, Starr, F. 2007.** Some aspects of plant and research experience in the use of new high strength martensitic steel P91. *Int. J. Pres. Ves. Piping*, 84: 114–122.

**Song, S.H., Faulkner, R.G., Flewitt, P.E.J., Smith, R.F., Marmy, P. 2000.** Temper embrittlement of a CrMo low-alloy steel evaluated by means of small punch testing. *Mater. Sci. Eng. A.*, 281: 75-81.

**Spigarelli, S., Quadri, E. 2002.** Analysis of the creep behaviour of modified P91 (9Cr–1Mo–NbV) welds. *Mater. Design*, 23: 547–552.

**Suzuki, M., Eto, M., Nishiyama, Y., Fukaya, K., Saito, M., Misawa, T. 1992.** Small specimen test techniques for the evaluation of toughness degradation. *J. Nucl. Mater.*, 191: 1023–1027.

**Taylor, N., Bicego, V., Tettamanti, S. 1996.** Manuale ingeneristico su P/T91. Rapporto tematico; CISE-SMS-96-79.

**Turba, K., Gülçimen, B., Li, Y.Z., Blagoeva, D., Hähner, P., Hurst, R.C. 2011.** Introduction of a new notched specimen geometry to determine fracture properties by small punch testing. *Eng. Fract. Mech.*, 78: 2826–2833.

**Turba, K. 2011.** Small Punch Creep Test Methodology: Space for Improvement. Small Punch Creep Testing Workshop, Petten.

**Turba, K., Hurst, R.C., Hähner, P. 2012.** Anisotropic mechanical properties of the MA956 ODS steel characterized by the small punch testing technique. *J. Nucl. Mater.*, 428(1-3): 76–81.

**Vaillant, J.C., Vandenberghe, B., Hahn, B., Heuser, H., Jochum, C. 2008.** T/P23, 24, 911 and 92: New grades for advanced coal-fired power plants - Properties and experience. *Int. J. Pres. Ves. Piping*, 85: 38-46.

**Vuherer, T., Dunder, M., Milovic, L.J., Zrilic, M., Samardzic, I. 2013.** Microstructural investigation of the heat-affected Zone of simulated welded joint of P91 steel. *Metallurgija*, 52: 317-320.

**Watanabe, T., Tabuchi, M., Yamazaki, M., Hongo, H., Tanabe, T. 2006.** Creep damage evaluation of 9Cr-1Mo-V-Nb steel welded joints showing Type IV fracture. *Int. J. Pres. Ves. Piping*, 83: 63–71.

**Weertman, J., 1963.** An Experimental relation defining the stress dependence of minimum creep rate in metals. *Trans. AIME*, 227: 1475-1476.

**W. Bendick. Yazılı Görüşme.** Mannesman Forschungsinstitut.

<http://www.cen.eu/cen/Products/CWA/Pages/default.aspx>, 2009.

<http://www.dnvkema.com/Images/Small%20Punch%20Test.pdf>, DNVKEMA. Small Punch Test.

<http://www.twi.co.uk/technical-knowledge/faqs/material-faqs/faq-what-is-charpy-testing/>, 2013.

<http://www.twi.co.uk/technical-knowledge/job-knowledge/creep-and-creep-testing-081/>, 2013.

## ÖZGEÇMİŞ

- Adı Soyadı** : Betül GÜLÇİMEN
- Doğum Yeri ve Tarihi** : Bursa 13.02.1983
- Yabancı Dili** : İngilizce
- Eğitim Durumu (Kurum ve Yıl)**
- Lise** : Bursa Anadolu Lisesi (1994 – 2001)
- Lisans** : Uludağ Üniversitesi (2001 – 2005)
- Yüksek Lisans** : Uludağ Üniversitesi (2005 – 2008)
- Çalıştığı Kurum/Kurumlar ve Yıl** : Uludağ Üniversitesi'nde Araştırma Görevlisi (2006-devam ediyor)
- JRC-IE (Joint Research Centre – Institute for Energy'de Bursiyer (2010-2011)
- JRC-IET (Joint Research Centre – Institute for Energy and Transport'da Ziyaretçi Araştırmacı (2012-2013)
- İletişim (e-posta)** : bgulcimen@uludag.edu.tr,  
betulgulcimen@gmail.com
- Yayınları** :
- Durmuş, A., Büyük, M., Gülçimen, B., Ülkü, S. 2006.** Taşıt-bariyer çarpışma simülasyonunun fiziksel test sonuçları ile karşılaştırılması. 3.Otomotiv Teknolojileri Kongre Kitabı: 401-407.
- Gülçimen, B., Ülkü, S. 2009.** İnsan ayağı biyomekaniğinin incelenmesi. *Uludağ Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi*, 13(2): 27-33.
- Durmuş, A., Güden M., Gülçimen, B., Ülkü, S., Musa, E. 2011.** Experimental investigations on the ballistic impact performances of cold rolled sheet metals. *Mater. Design*, 32: 1356–1366.
- Turba, K., Gülçimen, B., Li, Y.Z., Blagoeva D., Hähner P., Hurst R.C. 2011.** Introduction of a new notched specimen geometry to determine fracture properties by small punch testing. *Eng. Fract. Mech.*, 78: 2826–2833.
- Gülçimen, B., Özcan, R., Ülkü, S. 2011.** İnsan ayağı biyomekaniğinin sonlu elemanlar yöntemiyle incelenmesi. *Makine Teknolojileri Elektronik Dergisi*, 8(4): 1-10.



**Gülçimen, B., Durmuş, A., Ülkü, S., Hurst, R.C., Turba, K., Hähner, P. 2012.** Determination of low temperature mechanical behaviour of the heat affected zone of a P91 steel weld using small punch test technique. 2<sup>nd</sup> International Conference SSTT, Determination of Mechanical Properties by Small Punch Test and Other Miniature Testing Techniques, October 2-4, 2012, Ostrava, Czech Republic, Conference Proceedings: 89-97.

**Gülçimen, B., Durmuş, A., Ülkü, S., Hurst, R.C., Turba, K., Hähner, P. 2013.** Mechanical characterisation of a P91 weldment by means of small punch fracture testing. *Int. J. Pres. Ves. Piping*, 105-106: 28-35.