T.C.
SELÇUK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

ILIK HİDROMEKANİK DERİN ÇEKMEDE PROSES OPTİMİZASYONU - BASKI PLAKASI KUVVETİ, BASINÇ VE SICAKLIK ÜZERİNE DENEYSEL VE SAYISAL ÇALIŞMALAR

Mevlüt TÜRKÖZ

DOKTORA TEZİ

Makine Mühendisliği Anabilim Dalını

Temmuz-2015
KONYA
Her Hakkı Saklıdır

TEZ BİLDİRİMİ

Bu tezdeki bütün bilgilerin etik davranış ve akademik kurallar çerçevesinde elde edildiğini ve tez yazım kurallarına uygun olarak hazırlanan bu çalışmada bana ait olmayan her türlü ifade ve bilginin kaynağına eksiksiz atıf yapıldığını bildiririm.

DECLARATION PAGE

I hereby declare that all information in this document has been obtained and presented in accordance with academic rules and ethical conduct. I also declare that, as required by these rules and conduct, I have fully cited and referenced all material and results that are not original to this work.

Mevlüt TÜRKÖZ

Tarih: 09.07.2015

ÖZET

DOKTORA TEZİ

ILIK HİDROMEKANİK DERİN ÇEKMEDE PROSES OPTİMİZASYONU - BASKI PLAKASI KUVVETİ, BASINÇ VE SICAKLIK ÜZERİNE DENEYSEL VE NÜMERİK ÇALIŞMALAR

Öğrencinin Mevlüt TÜRKÖZ

Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü
Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

Danışmanlar: Prof. Dr. H. Selçuk HALKACI
Prof. Dr. Muammer KOÇ

2015, 262 Sayfa

Jüri
Prof. Dr. H. Selçuk HALKACI
Prof. Dr. Haydar LİVATYALI
Prof. Dr. Osman YİĞİT
Prof. Dr. Ali ÜNÜVAR
Doç. Dr. Behcet DAĞHAN

Bu çalışmada alüminyum ve magnezyum alaşımları gibi hafif malzemelerin ve yüksek mukavemetli çeliklerin özellikle oda sıcaklığındaki sınırlı şekillendirilebilirlik sorununun üstesinden gelmek için uygulanan, hidro-şekillendirme ve ılık şekillendirmenin avantajlarını birleştiren, Ilık Hidromekanik Derin Çekme (IHDÇ) prosesi deneysel ve sayısal yöntemlerle incelenmiştir. Bu kapsamda özellikle şu ana kadar henüz deneysel olarak incelenmeyen, baskı plakası kuvveti (BPK) ve sıvı basıncı ile sıcaklık parametrelerinin prosesteki birleştirilmiş etkileri, deneysel ve sayısal olarak araştırılmıştır. Çalışmada otomotiv sektöründe yoğun olarak kullanılan AA 5754 alüminyum alaşımı deney malzemesi olarak seçilmiştir.

Prosesin deneysel olarak uygulanabilmesi için ısıtma, soğutma ve sıcaklık kontrolü konularında gerekli teknikler geliştirilerek S.Ü. Hidro-şekillendirme Laboratuvarı'nda bulunan mevcut hidro-şekillendirme presine sistemler entegre edilmiş, kalıplardaki sızdırmazlık ve yalıtım problemleri çözülmüştür. Geliştirilen sistemlerin performansları ölçülmüş ve parametrelerin uygulanmasındaki tekrarlanabilirlik değerleri belirlenmiştir. Başarılı bir IHDÇ prosesi gerçekleştirerek şekillendirebilirliğin Hidromekanik Derin Çekme (HDÇ) ve Ilık Derin Çekme (IDÇ) proseslerine göre daha fazla oranda artırılması için silindirik ve daha farklı bir geometriye sahip endüstriyel parça için gerekli kalıp tasarımları ve imalatı yapılmıştır.

IHDÇ, HDÇ ve IDÇ proseslerinin Sonlu Elemanlar modeli oluşturulmuş ve SE analizlerinde malzeme davranışının modellenebilmesi için oda sıcaklığı ve 300°C arasında sekiz farklı sıcaklıkta AA 5754-O malzemenin çekme deneyleri yapılmış, böylece malzeme modellemesinin yanında malzemenin ılık şekillendirme için uygun sıcaklık değerleri de belirlenmiştir. Malzeme davranışı çekme deneyinin yanında hidrolik şişirme deneyiyle de belirlenmiş ve malzeme davranışı konusundaki farklar ortaya koyulmuştur.

SE analizleri yapılarak kalıplar için optimum sıcaklık değerleri ve SE analizleri ile eş zamanlı çalışan Bulanık Mantık Kontrol Algoritması (BMKA) ile de optimum sıvı basıncı ve BPK profilleri (yükleme profilleri) sayısal olarak belirlenmiştir. BMKA ile optimum sıvı basıncının belirlenmesinde yeni bir yöntem önerilerek Choi ve ark. (2007) çalışmasından farklı olarak tüm ıstampa hareketi boyunca sıvı basıncı profili sacda daha az incelme oluşturacak şekilde elde edilmiştir. Sayısal olarak belirlenen

optimum yükleme profilleri deneylerle de doğrulanmış böylece literatürde Choi ve ark (2007) çalışmasında eksik kalan bu kısım tamamlanmıştır.

Optimum proses şartlarında her üç proses için de AA 5754 alaşımlı alüminyum levhada ulaşılabilecek Sınır Çekme Oranları (SÇO) HDÇ için 2.5, IDÇ için 2.625 ve IHDÇ için 3.125 olarak elde edilmiş böylece IHDÇ prosesi ile diğer yöntemlere göre şekillendirilebilirliğin önemli ölçüde artırılabildiği tespit edilmiştir. IHDÇ prosesinin şekillendirilebilirlikte önemli oranda artış avantajının yanında HDÇ prosesine göre gerekli pres kapasitesini, dolayısı ile de yatırım maliyetlerini, en azından %25 azalttığı ve IDÇ prosesine göre aynı oranda şekillendirilebilirlik için gerekli kalıp sıcaklığını 120 °C'nin üzerinde azalttığı (dolayısı ile de enerji sarfiyatını ve operasyonel maliyetlerini düşürdüğü) belirlenmiş, böylece IHDÇ prosesinin hem teknik, hem işletme hem de mali avantajları ortaya koyulmuştur. IHDÇ sistem tasarımı ve optimum yükleme profillerinin belirlenmesi konusunda geliştirilen yöntemler daha farklı bir geometriye sahip endüstriyel parça üretimi için de başarıyla uygulanarak, geliştirilen yöntemlerin genelleştirilmesi sağlanmıştır.

Anahtar Kelimeler: AA 5754, Bulanık Mantık Kontrol Algoritması, Ilık Şekillendirme, Hidro-şekillendirme, Ilık Hidro-şekillendirme, Ilık Hidromekanik Derin Çekme, Sonlu Elemanlar Analizleri

ABSTRACT

Ph.D THESIS

PROCESS OPTIMIZATION OF WARM HYDROMECHANICAL DEEP DRAWING- EXPERIMENTAL AND NUMERICAL STUDIES ON BLANK HOLDER FORCE, PRESSURE AND TEMPERATURE

Mevlüt TÜRKÖZ

THE GRADUATE SCHOOL OF NATURAL AND APPLIED SCIENCE OF SELÇUK UNIVERSITY
DOCTOR OF PHILOSOPHY
IN MECHANICAL ENGINEERING

Advisors: Prof. Dr. H. Selçuk HALKACI
Prof. Dr. Muammer KOÇ

2015, 262 Pages

Jury
Prof. Dr. H. Selçuk HALKACI
Prof. Dr. Haydar LİVATYALI
Prof. Dr. Osman YİĞİT
Prof. Dr. Ali ÜNÜVAR
Doç. Dr. Behcet DAĞHAN

The investigation topic of this study is Warm Hydromechanical Deep Drawing (WHDD). WHDD process was developed for overcoming low formability issues of lightweight materials, such as aluminium and magnesium alloys and high strength steels, at room temperatures. WHDD process combines the advantages of Hydromechanical Deep Drawing (HDD) and Warm Deep Drawing (WDD) processes. Within this scope, the interactive effects of temperature distribution (T), pressure (P) and Blank Holder Force (BHF) variation on the formability of the AA 5754 aluminium alloy sheets in WHDD process were investigated experimentally and numerically.

In order to successfully implement the WHDD the process; heating, cooling and controlling of the temperature units were designed, applied and validated on the hydroforming press in the Laboratory of Hydroforming in Selcuk University. In addition, sealing and insulation problems in the tools were solved. The performances of the developed techniques were measured, and repeatability of the process was chatracterized. Necessary tools for a cylindrical cup were designed and manufactured in order to enhance the formability of the blank material by conducting a successful WHDD process.

Finite Element Models (FEM) of the WHDD, HDD and WDD processes were constructed usıng the material behaviour curves constructed at eight different temperature levels between Room and 300°C by tensile tests. Material behaviour curves were also charactererized using hydraulic bulge test, and differences between the tensile and hydraulic bulge test were revealed. Besides the modelling of the material behaviour, proper temperature levels and distribution for warm forming were calculated.

The optimal temperatures of the tools (T) and optimal fluid pressure (P) and Blank Holder Force (BHF) profiles were determined numerically using a modified adaptive FE analysis enhanced with fuzzy logic control algorithm (FCA). Different from latest previous studies in this field (Choi et al., 2007), fluid pressure (P) profile was obtained for the entire punch stroke using an integrated adaptive FEA and fuzzy logic control algorithm (aFEA-FCA) developed in study. Hence optimal fluid pressure profile could be determined to result in less thinning when compared to the method in Choi et al. (2007). In addition, numerically determined optimal loading profiles and resulting enhance LDR values were verified by

physical WHDD experiments contrary to the study of Choi et al. (2007), which was conducted only as numerically.

Limiting Drawing Ratios (LDR) of the AA5754 material were determined as 2.5, 2.625 and 3.125 for HDD, WDD and WHDD processes, respectively at optimal process conditions. Thus, it was found that the formability of the material could be increased significantly using the WHDD process and the optimal loading profiles determined using the aFEA-FCA method. In addition, it was found that WHDD process and the optimal loading profiles decrease the necessary press capacity at least 25% according to HDD process, and also decrease the necessary temperature level by 120°C according to WDD process leading to savings in both initial capital investments and operational costs. Hence all of the advantages of WHDD process were revealed. Improved solutions about WHDD system design were also,applied for an industrial part having a different geometry. Hence, the methodology developed in this study could be generalized to be used for any other product cases.

Keywords: AA 5754, Finite Element Analysis, Fuzzy Logic Control Algorithm, Hydroforming, Warm Forming, Warm Hydroforming, Warm Hydromechanical Deep Drawing.

ÖNSÖZ

Bu çalışmanın konusu olan ılık hidro-şekillendirme henüz endüstriyel üretimde uygulanmamakta olup konuyla ilgili laboratuvar ölçeğinde yapılan çalışmalar halen devam etmektedir. Bu çalışmada da ılık hidro-şekillendirmenin bir çeşidi olan ve çok derin parçaların tek kademede üretilmesine imkân sağlayan ılık hidromekanik derin çekme yöntemi deneysel ve sayısal olarak araştırılmıştır. Deneylerin gerçekleştirildiği sistem, var olan hidro-şekillendirme deney presi üzerine kurulmasına rağmen sistemin kurulumu karşılaşılan problemlerin çözümü ve sistemin sorunsuz çalıştırılması iki seneden uzun bir zaman almış, sistemde kullanılan sızdırmazlık ve yalıtım malzemeleri ancak yurt dışından temin edilebilmiştir. Sonuçta ılık hidromekanik derin çekme yöntemi başarıyla uygulanmış ve yöntemin avantajları ortaya koyulmuştur. Böylece bu prosesin laboratuvar ölçekli çalışma olmaktan çıkıp endüstriyel bir tercih olması yolunda önemli bir katkı sağlanmıştır.

Bu tez çalışması kapsamında tez konusuyla uyumlu olan TÜBİTAK 112M913 numaralı "Ilık Hidromekanik Derin Çekmede Sıcaklık, Sıvı Basıncı ve Baskı Plakası Kuvvetinin Prosese ve Üretilen Parçalara Etkilerinin Araştırılması" isimli bir 1001 araştırma projesi de gerçekleştirilmiştir. Danışman Hocam Prof. Dr. H. Selçuk HALKACI'nın yürütücüsü olduğu bu projede İkinci Danışmanım Prof. Dr. Muammer KOÇ, Doç. Dr. Hasan GEDİKLİ, Yrd. Doç Dr. Ömer Necati CORA ve Yrd. Doç. Dr. Murat DİLMEÇ de araştırmacı olarak görev almışlardır. Bu proje kapsamında bursiyer olarak çalışan Ekrem ÖZTÜRK, Doğan ACAR ve E. Feyza ŞÜKÜR'ün de proje kapsamında yaptıkları çalışmalar yüksek lisans tezlerini oluşturmuştur. Oldukça yüksek maliyet ve iş gücü gerektiren bu tez çalışması TÜBİTAK tarafından verilen destekle ancak hayat bulmuştur. Bu nedenle proje kapsamında verdiği destek başta olmak üzere BİDEB 2211 Destek Programları kapsamında doktora öğrenimim boyunca verdiği bursla da beni maddi olarak destekleyen TÜBİTAK Kurumuna sonsuz teşekkürlerimi sunarım. Ayrıca 12101003 ve 14401001 Nolu BAP araştırma projeleri kapsamında verdiği destek için de Selçuk Üniversitesi BAP Koordinatörlüğüne teşekkür ederim.

Proje kapsamında yaptıkları çalışmalarla tezime de önemli katkılar sağlamış olan Karadeniz Teknik Üniversitesi'nde görevli Doç. Dr. Hasan GEDİKLİ, Yrd. Dr. Dr. Ömer Necati CORA ve Arş. Gör. Doğan ACAR'a; Necmettin Erbakan Üniversitesi'nde görevli Yrd. Doç Dr. Murat DİLMEÇ'e ve Selçuk Üniversitesi'nde görevli Öğr. Grv. Mehmet HALKACI'ya çok teşekkür ederim. Projede görev alan diğer bursiyer arkadaşlar Mak. Müh. Semih AVCI'ya, Arş. Gör. Ekrem ÖZTÜRK'e ve Arş. Gör. E. Feyza ŞÜKÜR'e de teşekkürü bir borç bilirim.

Tez izleme komitemde yer alan Prof. Dr. Osman YİĞİT'e ve Doç. Dr. Behcet DAĞHAN'a destekleri ve yönlendirmeleri için teşekkürlerimi sunarım.

Beni yönlendirerek bu tez çalışması ve projenin ortaya çıkmasına vesile olan İkinci Danışman'ım Prof. Dr. Muammer KOÇ'a ve lisans öğrenimimden başlayarak tüm yüksek lisans ve doktora hayatım boyunca çok değerli yardım ve katkılarıyla beni yönlendiren Danışman Hocam Prof. Dr. H. Selçuk HALKACI'ya sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Beni yetiştiren ve bu günlere getiren sevgili Anne ve Babam'a, gösterdiği sabır ve anlayışla beni sürekli destekleyen kıymetli varlığım Eşim'e sonsuz teşekkür ederim.

Mevlüt TÜRKÖZ
KONYA-2015

İÇİNDEKİLER

ÖZET ..... **iv**

ABSTRACT ..... **vi**

ÖNSÖZ ..... **viii**

İÇİNDEKİLER ..... **ix**

SİMGELER VE KISALTMALAR ..... **xii**

1. GİRİŞ **1**

2. KAYNAK ARAŞTIRMASI **8**

2.1. Hidro-şekillendirme ..... **Hata! Yer işareti tanımlanmamış.**
2.1.1. Sac Hidro-şekillendirme 11
2.1.2. Hidromekanik derin çekme prosesini etkileyen önemli parametreler 20
2.1.3. Hidromekanik derin çekmede yükleme profillerinin elde edilmesi 25
2.2. Ilık Şekillendirme 31
2.3. Ilık Hidro-şekillendirme 38
2.3.1. Malzeme karakterizasyonu üzerine yapılan çalışmalar 42
2.3.2. Parametrelerin optimizasyonu konusunda yapılan çalışmalar 45
2.3.3. Dişi kalıpla ılık hidro-şekillendirme 46
2.3.4. Ilık hidromekanik derin çekme 46

3. MATERYAL VE METOT **53**

3.1. IHDÇ sistem tasarımı 55
3.1.1. Isıtma sistemi 57
3.1.2. Soğutma sistemi 61
3.1.3. Elektronik kontrol sistemi 62
3.1.4. Yalıtım ve sızdırmazlık elemanlarının seçimi 66
3.1.5. Şekillendirme sıvısı ve yağlayıcı seçimi 72
3.1.6. Kalıp tasarımı 73
3.1.7. Deneylerde karşılaşılan diğer problemler 90
3.2. AA 5754 malzemesinin özellikleri ve ısıl işlemleri 92
3.2.1. Çekme deneyi ile malzeme özelliklerinin bulunması 93
3.2.2. Hidrolik şişirme deneyi ile malzeme özelliklerinin bulunması 95
3.3. Sonlu Elemanlar Analizleri ile Parametrelerin Optimizasyonu 102
3.3.1. Proses modelleme 103
3.3.2. Sonlu elemanlar analizlerinin doğrulanması 110
3.3.3. SEA ile kalıplar için uygun geometrik parametrelerin bulunması 118
3.3.4. SEA ile kalıpların optimum sıcaklık değerlerinin bulunması 119
3.3.5. Bulanık mantık kontrol algoritmasıyla optimum yükleme profillerinin bulunması 120

3.4. Sıvı Basıncı ve Baskı Plakası Kuvveti Profillerindeki Değişimin IHDÇ Prosesine Etkisinin Araştırılması 132
3.5. Ilık Hidromekanik Derin Çekme Deneylerinin Yapılması 134
3.5.1. Numune hazırlama 134
3.5.2. Deneylerin yapılması 135
3.6. Şekillendirilen Parçaların Kalınlıklarının Ölçülmesi 142
3.7. Sistem Performansının ve Tekrarlanabilirliğinin Ölçülmesi 144
3.7.1. Kalıpların ısıtma ve ıstampanın soğutma performansı 145
3.7.2. Yükleme profillerinin uygulanma performansı 146
3.7.3. Sıcaklık ve yükleme profillerinin tekrarlanabilirliklerinin belirlenmesi ve parça kalitesine etkisinin araştırılması 147
3.8. Endüstriyel parça üretimi 148
3.9. Ilık Hidromekanik Derin Çekme ile Ilık Derin çekme ve Hidromekanik Derin Çekme Yöntemlerinin Karşılaştırılması 149
3.9.1. Şekillendirilebilirlik açısından karşılaştırma 149
3.9.2. Gerekli pres kapasitesi açısından karşılaştırma 150
3.9.3. Üretilen sac parçaların sağlamlıkları ve geometrik doğrulukları açısından karşılaştırma 150

4. ARAŞTIRMA SONUÇLARI ve TARTIŞMA 151

4.1. Çekme Deneyi Sonuçları 151
4.2. Hidrolik Şişirme Deneyi Sonuçları 157
4.3. Sonlu elemanlar analizlerinin doğrulanması 164
4.3.1. Çekme ve hidrolik şişirme deneylerinden elde edilen verilerle malzeme davranışı modellemesinin etkisi 164
4.3.2. Johnson Cook malzeme modeli 165
4.3.3. Elastik-viskoplastik-termal malzeme modeli 166
4.3.4. Kalıpların ve ıstampanın sıcaklık değişiminin analiz sonuçlarına etkisi 169
4.3.5. IHDÇ prosesi analizlerinin doğrulanması 172
4.4. Silindirik Parça Kalıpları için Uygun Geometrik Parametreler 176
4.5. Kalıpların Optimum Sıcaklık Değerleri 179
4.6. Optimum Yükleme Profilleri 182
4.6.1. En uygun kural tabanı matrislerinin belirlenmesi 182
4.6.2. Önerilen desteksiz bölge kontrolü kriteri ile ıstampa duvarına temas kriterinin karşılaştırılması 184
4.6.3. Başlangıç sac çapının değişiminin yükleme profillerine etkisi 188
4.6.4. Sürtünme katsayısının optimum yükleme profillerine etkisi 190
4.6.5. Sıcaklığın optimum yükleme profillerine etkisi 192
4.6.6. IHDÇ Prosesi için belirlenen optimum yükleme profilleri 196
4.6.7. HDÇ ve IDÇ prosesi için belirlenen optimum yükleme profilleri 197
4.7. Sıvı Basıncı ve Baskı Plakası Kuvveti Profillerindeki Değişimin IHDÇ Prosesine Etkisi 199
4.8. Sistem performansının ölçülmesi sonuçları 205
4.8.1. Kalıpların ısınma performansı 205
4.8.2. Sac malzemenin ısınma performansı 209
4.8.3. Istampanın soğutma performansı 212
4.8.4. Yükleme profillerini uygulama performansı 213
4.9. Tekrarlanabilirlik 214
4.9.1. Kalıp sıcaklığının tekrarlanabilirliği 215

4.9.2. Istampa sıcaklığının tekrarlanabilirliği....216
4.9.3. Yükleme profillerinin tekrarlanabilirliği....218
4.9.4. Parça kalitesinin tekrarlanabilirliği....219
4.10. Endüstriyel Parça Üretimi....222
4.11. Üretim Yöntemlerinin Karşılaştırılması....224
4.11.1. Şekillendirilebilirlik açısından karşılaştırma....224
4.11.2. Gerekli pres kapasitesi açısından karşılaştırma....229
4.11.3. Üretilen sac parçaların sağlamlıkları ve geometrik doğrulukları açısından üretim yöntemlerinin karşılaştırılması....231

5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER....245

5.1 Sonuçlar....245
5.2 Öneriler....247

KAYNAKLAR....249

EKLER....255

ÖZGEÇMİŞ....259

SİMGELER VE KISALTMALAR

Simgeler

F_{NBPK} : Net baskı plakası kuvveti (N)
F_{BPK} : Baskı plakası kuvveti (N)
$F_{Istampa}$: Istampa üzerine gelen kuvvet (N)
$F_{Flanş}$: Sac üzerinde kalıp altında kalan alana gelen kuvvet (N)
$F_{İç}$: Sac üzerinde kalıp altında kalmayan alana gelen kuvvet (N)
$F_{Dış}$: Sac ile sızdırmazlık elemanı arasında kalan alana gelen kuvvet (N)
$A_{Flanş}$: Sac üzerinde kalıp altında kalan alan (m^2)
$A_{iç}$: Sac üzerinde kalıp boşluğu kadar olan alan (m^2)
$A_{Dış}$: Sac ile sızdırmazlık elemanı arasında kalan alan (m^2)
$P_{iç}$: Sac üzerinde kalıp altında kalmayan alana gelen basınç (Pa)
$P_{dış}$: Sac ile sızdırmazlık elemanı arasında kalan alana gelen basınç (Pa)
$P_{flanş}$: Sac üzerinde kalıp altında kalan alana gelen basınç (Pa)
σ_m : Mühendislik gerilmesi (Pa)
e_m : Mühendislik BŞD
Y : Akma Mukavemeti (Pa)
σ_g : Gerçek gerilme(Pa)
ε_g : Gerçek BŞD
dl : Gerçek BŞD ölçü boyundaki anlık artış
l : Anlık ölçü boyu (mm)
R_d : Sac hidrolik şişirme deneyinde anlık eğrilik yarıçapı (mm)
t_d : Sac hidrolik şişirme deneyinde sacın tepe noktası kalınlığı (mm)
σ : Gerilme (Pa)
P : Basınç (Pa)
ρ : Eğrilik yarıçapı (mm)
t : Sac kalınlığı (mm)
BPK_i^{eski} : Bir önceki zaman adımında elde edilen baskı plakası kuvveti
BPK_i^{yeni} : Yeni zaman adımında uygulanacak olan baskı plakası kuvveti
dt : Zaman adımı
F_{BPK} : Bulanık mantık kontrol algoritması ile elde edilen baskı plakası kuvveti
numels : Analizdeki toplam eleman sayısı
numnp : Analizdeki toplam düğüm sayısı
P : Sıvı basıncı
P_i^{eski} : Bir önceki zaman adımında elde edilen sıvı basıncı
P_i^{yeni} : Yeni zaman adımında uygulanacak olan sıvı basıncı
tt : Analiz zamanı
α : Bulanık mantık kontrol algoritmasından elde edilen ve yeni zaman adımındaki sıvı basıncını belirleyecek olan çıkış değişkeni
β : Bulanık mantık kontrol algoritmasından elde edilen ve yeni zaman adımındaki baskı plakası kuvvetini belirleyecek olan çıkış değişkeni
ΔP_i : Ön tanımlı sıvı basıncı değeri
ΔBPK_i : Ön tanımlı baskı plakası kuvveti değeri

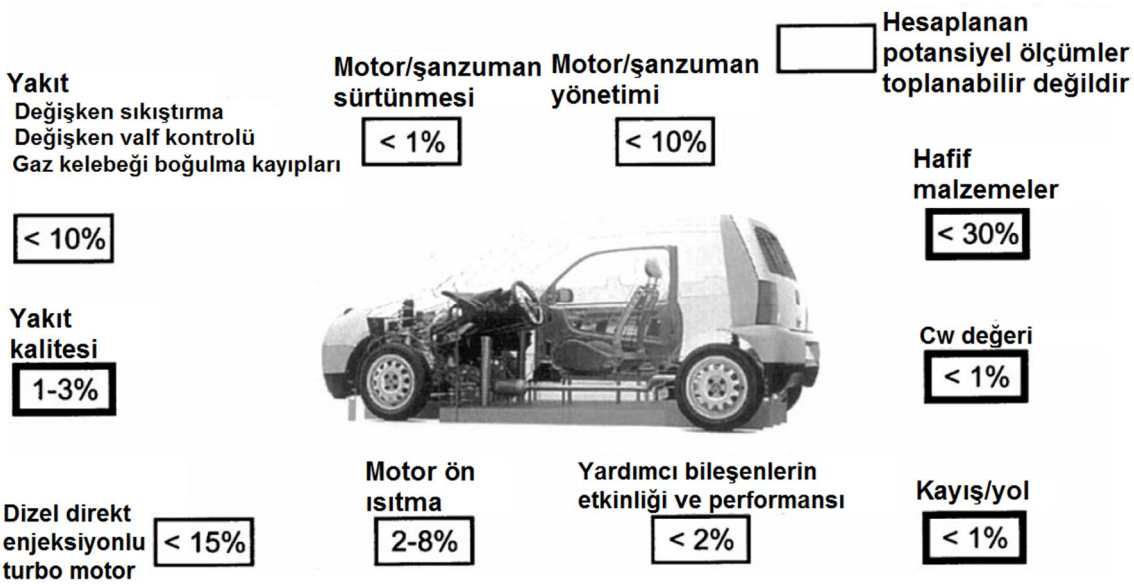
Kısaltmalar

Hidromekanik Derin Çekme	: (HDÇ)
Ilık Hidromekanik Derin Çekme	:(IHDÇ)
Ilık Derin Çekme	:(IDÇ)
Ilık Şekillendirme	:(IŞ)
Ilık Hidro-şekillendirme	:(IHŞ)
Baskı Plakası	:(BP)
Baskı Plakası Kuvveti	:(BPK)
Sıvı Basıncı	:(P)
Sıcaklık	:(T)
Sonlu Elemanlar Analizi	:(SEA)
Sonlu Elemanlar	:(SE)
Bulanık Mantık Kontrol Algoritması	:(BMKA)
Sınır Çekme Oranı	:(SÇO)
Birim Şekil Değiştirme	:(BŞD)
Deney Tasarımı	:(DOE)
Şekillendirme Sınır Diyagramı	:(ŞSD)
Sac Hidro-şekillendirme Presi	:(SHP)
Nidrolik Sayısal Kontrol	:(HNC)
Net Baskı Plakası Kuvveti	: (NBPK)
Isı Transfer Katsayısı	:(HTC)
Akışkanın Isı İletkenliği	:(CF)
Malzemelerin Isı Kapasitesi Değerleri	:(HC)
Termal İletkenlik	:(TC)
Kritik Boşluk Mesafesi	:(GCRİT)
ÇKR	: Çok kritik
HDÇ	: Hidromekanik derin çekme
KM	: Kural matrisi
KRD	: Kritik değil
KR	: Kritik

1. GİRİŞ

Taşıtlarda ağırlığın azaltılması yakıt tüketimini azaltarak enerji tasarrufu sağlar, fren ve kayış aşınmalarını minimuma indirir ve belki de en önemlisi egzoz gazı emisyon oranlarının düşmesine neden olur. Taşıt teknolojisindeki teknik iyileştirmelerle CO_2 emisyonu en fazla araç ağırlığındaki azalma ile düşürülebilmektedir (Şekil 1.1). Yine en fazla yakıt tasarrufu, araçların hafif bir konstrüksiyona sahip olmalarıyla sağlanabilmektedir (Çizelge **1.1**). Schultz (1999) araç ağırlığındaki %10 azalmanın yakıt tüketimini % 6-8 düşüreceğini ifade etmiştir. Ayrıca son yıllarda elektrikli araç teknolojisinde, bataryaların sahip olduğu düşük menzil engelinin aşılmasında, taşıt ağırlığının azaltılması da önemli ölçüde fayda sağlayacaktır. Bu veriler araç ağırlığını azaltma çabalarının son derece önemli olduğunu ortaya koymaktadır.

Araç ağırlığının azaltılabilmesi için çeliklerin yerine alüminyum ve magnezyum gibi hafif alaşımlar veya yüksek mukavemetli çeliklerin (HSS; High Strenght Steel, AHSS; Advanced High Strenght Steel, UHSS; Ultra High Strength Steel) kullanımı yönünde çalışmalar yapılmaktadır. Yüksek mukavemetli çelikler, aynı sağlamlıkta parçaların daha az kalınlıktaki saclarla elde edilmesine imkân sağladıkları için hafif alaşımlar içerisinde sayılmışlardır (Ghassemieh, 2011). Ducker Worldwide (2011) tarafından yapılan bir araştırmada araçların gövde, kaporta ve tamponlarında 2010

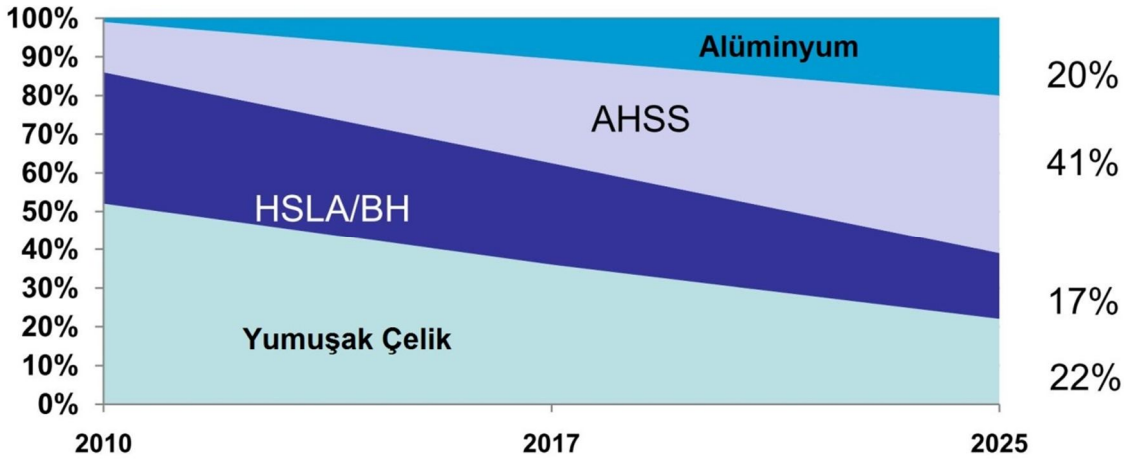


Şekil 1.1. Taşıtlardaki teknik iyileştirmelerin CO2 emisyonu üzerine etkisi (Toros, 2008-Mordike ve Ebert, 2001)

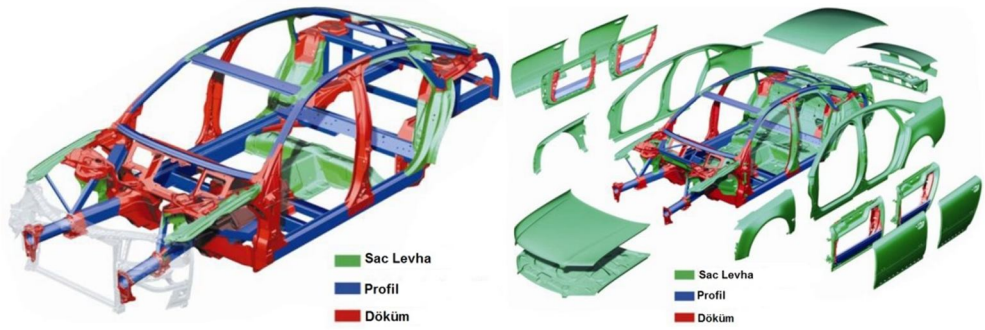
yılında %15 olan alüminyum ve AHSS malzeme kullanım oranının 2025 yılında % 61'e yükselmesi beklenmektedir (**Şekil 1.2**). Hafif araç üretimi ile ilgili birçok otomotiv firmasının yürüttüğü Ar-Ge çalışmaları bulunmaktadır. Konu ile ilgili ilk olarak Honda firması 1989 yılında Acura model aracını monokok gövde olarak alüminyumdan üretmiştir. Böylece çelik yerine alüminyum kullanılarak araç gövdesinde 200 kg ağırlık tasarrufu sağlanmış ve araç gövde ağırlığı 163 kg'a düşürülerek, ağırlıkta %55 tasarruf sağlanmıştır. Audi firması A8 modelinin uzay kafesini ve kaportasını çelik yerine alüminyumdan üreterek yine araç gövde ağırlığını 200 kg hafifletmiştir. **Şekil 1.3**'te 2002 yılında üretimine başlanan 3. nesil Audi A8'in alüminyumdan üretilmiş parçaları görülmektedir (Anonymous, 2013). Şekilden görüldüğü araç gövdesinin önemli bir kısmını alüminyum sac levhalar oluşturmaktadır. Audi, 2009 da üretimine başladığı 4. nesil A8 aracında 3. Nesil A8'in 277 kg olan gövde ağırlığını, burulma rijitliğini de %25 artırarak 231 kg'a düşürmüştür (Anonymous, 2013). Bu çalışmalara göre araç gövdesinde ve diğer parçalarda alüminyum kullanılarak taşıt ağırlığında %40-60 oranında azalma sağlanabilmiştir. Tamamen alüminyumdan üretilmiş araç gövdelerinin yanında firmaların alüminyum ve çeliğin birlikte kullanıldığı hibrit tasarımları da bulunmaktadır. BMW ilk olarak 2003 yılında 5 ve 6 serisi araçlarının ön kısımlarında (**Şekil 1.4**) çeşitli yöntemlerle üretilmiş 101 adet parçanın 86 sında alüminyum kullanarak araç ağırlığını azaltma yoluna gitmiştir.

Çizelge 1.1. Yakıt tüketimindeki tasarruf oranları (Toros, 2008-Mordike ve Ebert, 2001)

Yapılan ölçüm	Potansiyel yakıt tasarrufu (%)		Yeni malzemelerin önemi
	Kısa/Uzun vade	Uzun vade	
Hafif konstrüksiyon	3-5	10-15	++
C_w değeri (Direnç katsayısı	2	4-6	+
Motor/dişli kontrolü	5	10	±
Yuvarlanmaya karşı direnç	1-2	3	+
Motor ön ısıtma	2	4-6	±
Ekipman	2	4	±

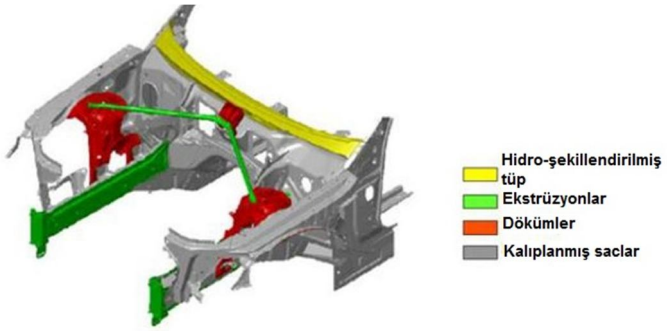


Şekil 1.2. Araç gövde, kaporta ve tamponlarında malzemelerin kullanım oranları (Ducker Worldwide, 2011)



(a) (b)

Şekil 1.3 Audi'nin 3. nesil A8 model otomobilin uzay çatı (a) ve gövdesinde (b) alüminyum (Anonymous, 2013)

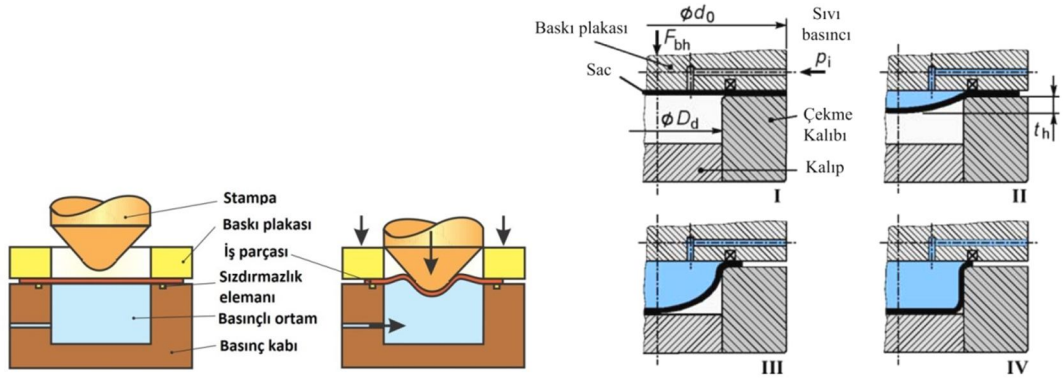


Şekil 1.4. BWM'nin ağırlığı azaltılmış araç ön gövdesinde alüminyumun kullanıldığı parçalar (Anonymous, 2013)

Honda, Audi ve BMW'nin yanında Mercedes, Jaguar, Ferrari, Porsche, Lotus, Aston Martin, Chevrolet, Ford ve Mitsubishi'nin de hafif araç konsepti çalışmaları bulunmaktadır. Ancak belirtilen hafif araç konseptlerini pahalı olan birkaç model dışında görmek mümkün değildir. Çünkü hafif alaşımların ve yüksek mukavemetli

çeliklerin (HSS, AHSS, UHSS) özellikle oda sıcaklığındaki sınırlı şekillendirilebilirlikleri, bu malzemelerin istenilen fonksiyonel ve kompleks şekillere kolaylıkla dönüştürülebilmesine engel olmakta, bu da üretim maliyetlerinin artmasına neden olmaktadır. Örnek olarak çelik yerine alüminyum kullanılması durumunda hammadde ve üretim nedeniyle maliyet artışı %30-100'ü bulabilmektedir (Carpenter, 2004). Fakat otomobillerin kullanım ömrü boyunca yapılacak olan yakıt tasarrufu düşünüldüğünde hafif alaşımların kullanılması yine de kârlı gözükmektedir. Ayrıca egzoz gazı emisyonlarının önemli ölçüde azaltılmasındaki kazanımlar; sağlık, çevre ve küresel ısınma söz konusu olduğunda paha biçilmezdir.

Hafif alaşımların sınırlı şekillendirilebilirlik sorununun yenilikçi üretim teknolojileri kullanılarak üstesinden gelinmeye çalışılmaktadır. Sac ve tüp malzemelerin sıvı basıncı yardımıyla şekillendirildiği hidro-şekillendirme imalat yöntemi de bu teknolojilerden biridir. Hidro-şekillendirme ilk olarak 1890'larda ortaya çıkmış ancak asıl gelişimini II. dünya savaşı sonrasında sağlamıştır. İlk araştırmalar Almanya'da ve Japonya'da gerçekleştirilmesine rağmen günümüzde sınai gelişimini tamamlamış ülkelerde özellikle otomotiv, havacılık ve beyaz eşya sektörlerinde yoğun bir şekilde kullanılmaktadır. Yöntem, yeterli bilgi birikimine ulaşılamamış olmasından ve bazı teknik zorluklardan ötürü 1990'lara kadar gereken ilgiyi görmemiştir. Bu yıllardan sonra ise bilgisayarlı kontrol ve hidrolik sistemlerindeki gelişme ve özellikle otomotiv sanayinde hidro-şekillendirme yönteminin kullanılmasıyla sıçrama yapmıştır. Yöntemin tüp ve sac hidro-şekillendirme olmak üzere iki farklı çeşidi vardır. Tüp hidro-şekillendirme yönteminde düz ya da önceden belirli bir geometride bükülmüş olan boru parçası, eş zamanlı olarak uygulanan eksenel kuvvet ve iç basınç veya sadece iç basınç yardımıyla, alt ve üst kalıbın oluşturduğu boşluğun şeklini alır. Sac hidro-şekillendirme yönteminde ise klasik kalıplamada kullanılan erkek ve dişi kalıptan sadece biri kullanılır. Kullanılan kalıp erkek ise yöntem erkek kalıpla sac hidro-şekillendirme ya da Hidromekanik Derin Çekme (HDÇ), dişi ise dişi kalıpla sac hidro-şekillendirme ismini almaktadır (**Şekil 1.5**). Dişi kalıpla sac hidro-şekillendirme yöntemiyle daha sığ parçalar üretilebilirken, HDÇ yöntemiyle klasik derin çekmeye göre 3-4 kademede üretilebilen parçalar bile tek kademede şekillendirilerek çok daha derin parçaların üretilmesi mümkün olmaktadır. HDÇ yöntemindeki şekillendirilebilirlik artışına, erkek kalıp (ıstampa) ve sac arasındaki sürtünme kuvvetinin sacdaki lokal gerilme artışını engellemesi neden olmaktadır.



a) b)

Şekil 1.5. a) Erkek kalıpla sac hidro-şekillendirme, b) Dişi kalıpla sac hidro-şekillendirme (Kleiner ve ark., 2004)

Şekillendirilebilirlikte artış sağlayan diğer bir yöntem, üretimin malzemenin toparlanma sıcaklığının üzerinde ve yeniden kristalleşme (rekristalizasyon) sıcaklığının altındaki sıcaklıklarda gerçekleştirildiği ılık şekillendirme (IŞ) prosesidir. Hafif malzemelerin ılık şekillendirilmesi 1970'lerde %6 Mg içeren alüminyum alaşımının 250°C sıcaklıkta yüzde uzama değerinin %300'e ulaştığının keşfedilmesiyle ilgi çekmeye başlamıştır (Altan, 2002). Bu yöntemle sıcak şekillendirmede sıkça karşılaşılan parçaların oksitlenmesi ve boyutsal doğruluğun düşük olması gibi sorunlar aşılabilmekte ve şekillendirme prosesi sonrasındaki ısıl işlem gereksinimi ortadan kalkmaktadır.

Hidro-şekillendirme ve ılık şekillendirmenin faydalarını birleştirmek amacıyla hafif alaşımlı sac parçaların imalatında yeni bir yöntem olarak 2000'lerin başlarından itibaren üzerinde çalışılan ılık hidro-şekillendirme (IHŞ) teknolojisi, şekillendirilebilirliğin her iki prosese kıyasla daha fazla artırılması, parçaların dayanımının artırılması, parça birleştirme (birden fazla parçanın tek parça olarak üretilebilmesi), gerekli pres kapasitesini ve boyutlarını küçültme, bu sayede de üretim adımlarının, parça ağırlığının ve maliyetlerin azaltılması gibi avantajlar sunmaktadır. IHŞ ile ilgili araştırmalar henüz başlangıç aşamasındadır ve literatürde daha çok, dişi kalıpla IHŞ ile ilgili çalışmalara rastlanmaktadır. Erkek kalıbın kullanıldığı Ilık Hidromekanik Derin Çekme (IHDÇ) konusunda yapılan çalışmalar ise daha kısıtlı olup henüz proses parametrelerinin optimizasyonu ve bunların prosese, üretilen parça kalitesine etkileri deneysel olarak araştırılmamıştır. Literatürdeki deneysel çalışmalarda sıcaklık parametresinin, sacların derin çekilebilirliğinin bir göstergesi olan sınır çekme

oranına (SÇO) etkisi araştırılsa da, sıcaklıkla birlikte basınç ve özellikle de baskı plakası kuvvetinin proses üzerindeki birleştirilmiş etkilerinin araştırıldığı deneysel bir çalışmaya rastlanmamıştır.

Bu tezde, oda sıcaklığındaki şekillendirilebilirliği sınırlı olan malzemelerden Al 5754'ün, IHDÇ yöntemiyle daha yüksek oranda, başarıyla şekillendirilebilmesi için, özellikle şu ana kadar üzerinde henüz deneysel araştırma yapılmamış olan, baskı plakası kuvveti (BPK) ve sıvı basıncı (P) ile sıcaklık (T) parametrelerinin prosese etkileri, deneysel ve sayısal olarak araştırılmıştır. Böylece hidro-şekillendirmenin ve ılık şekillendirmenin avantajlarını birleştiren IHDÇ prosesinin üretim hatlarında kullanılabilecek seviyeye yaklaştırmada önemli bir adım atılmıştır. Ayrıca bu çalışma TÜBİTAK tarafından hazırlanan "Ulusal Bilim ve Teknoloji Politikaları, 2003-2023 Strateji Belgesi" raporundaki "Hedef 2015: Sıcak ve yarı-sıcak şekillendirilmiş sac parça üretiminde Avrupa'da ilk üç ülke arasına girmek" ve "Hedef 2016: Sac ve boru hidroform işlemleriyle yapılan parçalarda Avrupa'da üç tedarikçi ülke arasına girmek" hedeflerine ulaşmak için yapılması gereken temel bilimsel çalışmalara önemli katkılar sağlamıştır.

Bu tez çalışmasının ikinci bölümünde hidro-şekillendirme, ılık şekillendirme ve ılık hidroşekillendişrme konularında yapılan kaynak araştırması verilmiştir.

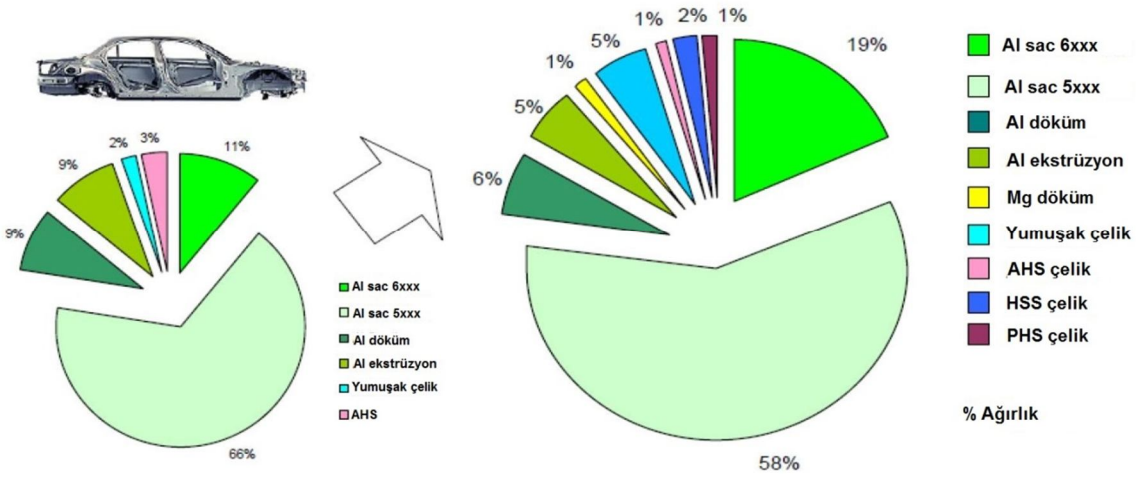
Üçüncü bölümde IHDÇ prosesinin gerçekleştirildiği sistemin tasarımı detaylıca anlatılmış ve AA 5754 malzemeye uygulanan çekme ve hidrolik şişirme deneylerinden bahsedilmiştir. Daha sonra IHDÇ, HDÇ ve Ilık Derin Çekme (IDÇ) prosesinin SE modelinin oluşturulması, optimum yükleme profillerinin SE analizleri ile eş zamanlı çalışan bulanık mantık kontrol algoritmasıyla belirlenmesi, optimum sıcaklık şartlarının bulunması konularında uygulanan yöntemler sunulmuştur. Son olarak deneylerin nasıl gerçekleştirildiği, geliştirilen sistemin performansının nasıl ölçüldüğü ve IHDÇ prosesinin diğer iki yöntemle karşılaştırılması ile ilgili yöntemler anlatılmıştır.

Dördüncü bölümde ilk olarak farklı sıcaklıklarda yapılan çekme ve hidrolik şişirme deneylerinden elde edilen sonuçlar verilmiştir. Sonra geliştirilen SE modeli, analiz sonuçlarının deneysel sonuçlarla karşılaştırılmasıyla doğrulanmıştır. SE Analizleriyle belirlenen uygun sıcaklık şartları, optimum yükleme profilleri ve optimum yükleme profillerinin proses şartlarından nasıl etkilendiğiyle ilgili sonuçlar sunulmuştur. Daha sonra sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti profillerindeki değişikliğin prosesi nasıl etkilediği anlatılmıştır. Son olarak da sistem performansının ölçüm sonuçları ve IHDÇ prosesinin diğer yöntemlerle karşılaştırılması verilmiştir.

Beşinci ve son bölümde tez çalışmasından elde edilen sonuçlar ve konuyla ilgili öneriler sıralanmıştır.

2. KAYNAK ARAŞTIRMASI

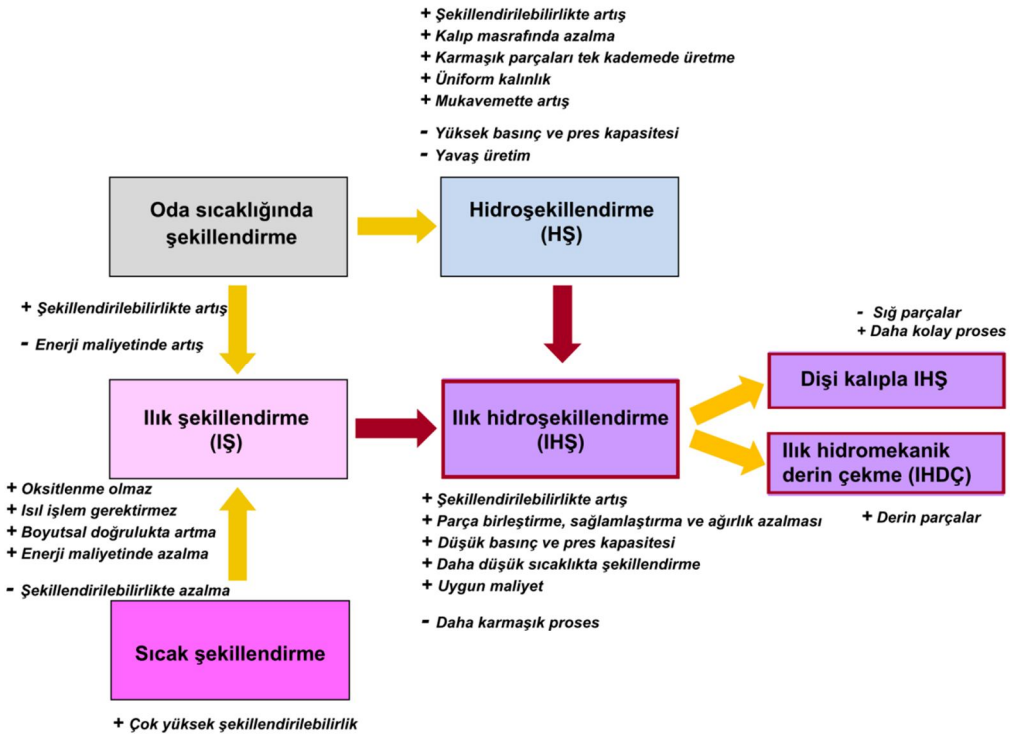
Bu çalışmada malzeme olarak daha çok otomotiv sanayiinde kullanılan AA 5754 alaşımlı alüminyum kullanılmıştır. Alüminyum, taşıtlarda ağırlık azaltmak amacıyla kullanılmaktadır ve düşük yoğunluğunun yanında uygun maliyeti, şekillendirilebilirliği, dayanıklılığı, kaynaklanabilirliği ve korozyon direnci gibi özellikleri nedeniyle, diğer hafif alaşımlara göre daha avantajlıdır (Campell, 2012). Haddelenmiş alüminyum alaşımları dört haneli bir gösterime sahiptir ve ana alaşım elemanına göre ilk hane değişmektedir. Buna göre 1XXX grubunda alüminyum oranı en az %99.00 dur; 2XXX grubunda ana alaşım elementi bakır, 3XXX'de mangan, 4XXX'de silikon, 5XXX'de magnezyum; 6XXX'de magnezyum ve silikon, 7XXX'de çinko ve 8XXX'de lityumdur. 9XXX kullanılmayan serideki alaşımları belirtir (WF_M10). 2XXX grubu alaşımlar daha çok hava taşıtlarında kullanılırken, 5XXX ve 6XXX daha çok otomotiv endüstrisinde kullanılır. Örnek olarak Jaguar'ın hafif araç konsepti olan XJ model araçta 5XXX ve 6XXX grubu alaşımlı alüminyum sacın ağırlıkça kullanım oranı %77'dir (Şekil 2.1).



Şekil 2.1. Jaguar'ın hafif araç konsepti XJ'de X350 ve X351 modellerde kullanılan malzemeler ve oranları (Anonymous, 2013)

Taşıtların, daha az yakıt tüketmeleri ve çevreyi daha az kirletmeleri amacıyla, hafif malzemelerden üretilerek ağırlıklarının azaltılması konusunda çalışmalar yapılmaktadır. Yapılan bir araştırmaya göre ağırlığın %10 azalması yakıt tüketimini %6-8 azaltmaktadır. Çeliklerin yerine alüminyum ve magnezyum gibi hafif alaşımlar veya yüksek mukavemetli çelikler kullanılarak Araç ağırlığında %50'ye varan oranda bir azalma sağlamak mümkündür. Her ne kadar Ducker Worldwide (2011) tarafından

yapılan bir araştırmada araçların gövde, kaporta ve tamponlarında 2010 yılında %15 olan alüminyum ve AHSS malzeme kullanım oranının 2025 yılında %61'e yükselmesi beklense de hafif alaşımların üretimde kullanılması şu an için çok da yaygın olan bir uygulama değildir. Çünkü hafif alaşımların ve yüksek mukavemetli çeliklerin (HSS, AHSS, UHSS) özellikle oda sıcaklığındaki sınırlı şekillendirilebilirlikleri, bu malzemelerin istenilen fonksiyonel ve kompleks şekillere kolaylıkla dönüştürülebilmesine engel olmakta, bu da beraberinde üretim maliyetlerinde bir artış meydana getirmektedir. Hafif alaşımların sınırlı şekillendirilebilirlik sorununun yenilikçi üretim teknolojileri kullanılarak üstesinden gelinmeye çalışılmaktadır. Sac ve boru şeklindeki malzemelerin sıvı basıncı yardımıyla şekillendirildiği hidro-şekillendirme imalat yöntemi şekillendirilebilirlikte artış sağlayan önemli proseslerden biridir. Malzemelerin sünekliğinin dolayısıyla şekillendirilebilirliklerinin sıcaklıkla birlikte önemli oranda arttığı da bilinen bir gerçektir. Bu nedenle şekillendirmenin malzemenin toparlanma sıcaklığı ile yeniden kristalleşme sıcaklığı arasında gerçekleştirildiği ılık şekillendirme prosesi de hafif malzemelerin sınırlı şekillendirilebilirlik sorununa çözüm olan bir diğer alternatiftir. 2000'li yıllardan sonra üzerinde çalışılmaya başlanan ve hidro-şekillendirme ile ılık şekillendirmenin faydalarını birleştiren ılık hidro-şekillendirme imalat teknolojisi ile şekillendirilebilirlik çok daha fazla artmaktadır. Ilık hidro-şekillendirme yöntemiyle ılık şekillendirme, hidro-şekillendirme ve sıcak şekillendirme prosesleri **Şekil 2.2**'deki gibi karşılaştırılmıştır. Literatürde hidro-şekillendirme ve ılık şekillendirme ile ilgili yüzlerce çalışmaya ulaşmak mümkünken yeni bir imalat teknolojisi olan ılık hidro-şekillendirme üzerine yapılan çalışmalar çok daha azdır.



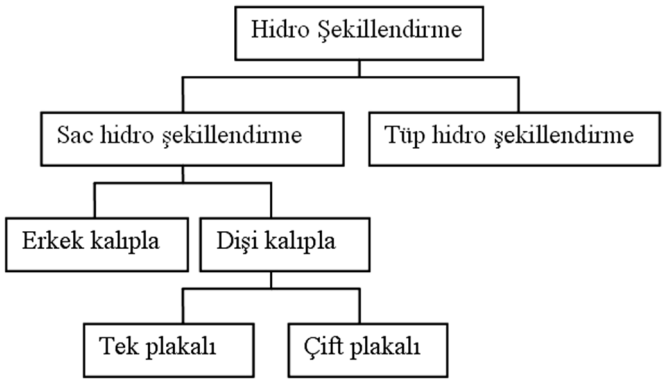
Şekil 2.2. Üretim yöntemlerinin karşılaştırılması

2.1. Hidro-şekillendirme

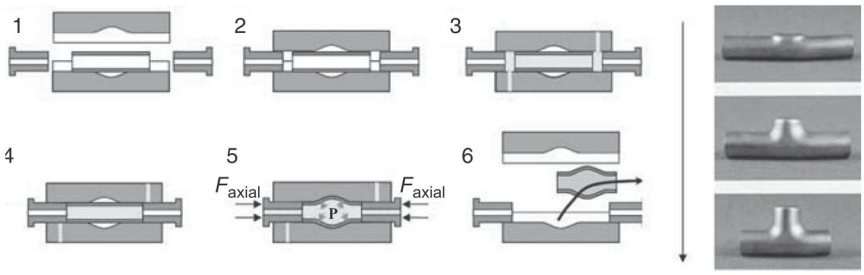
Hidro-şekillendirme sac veya boru şeklindeki malzemelerin kalıp yerine sıvı basıncı yardımıyla şekillendirilmesinde kullanılan ileri bir imalat teknolojisidir. Yöntem ilk olarak 1890'larda ortaya çıkmış fakat asıl gelişimini II. dünya savaşı sonrasında göstermiştir. İlk araştırmalar Almanya'da havacılık sektöründe ve Japonya'da gerçekleştirilmesine rağmen günümüzde Amerika, Rusya, Fransa, İtalya, Güney Kore, Çin gibi değişik ülkelerde gerek üniversite gerekse özel araştırma birimlerinde yoğun bir şekilde konu üzerinde çalışılmaktadır. Yöntem, yeterli bilgi birikimine ulaşılamamış olmasından ve bazı teknik zorluklardan ötürü 1990'lara kadar gereken ilgiyi görmemiştir. Bu yıllardan sonra ise bilgisayarlı kontrol ve hidrolik sistemlerindeki gelişme ve özellikle otomotiv sanayinde hidro-şekillendirme yönteminin kullanılmasıyla sıçrama yapmıştır (Koç ve Cora, 2008).

Hidro-şekillendirme sac hidro-şekillendirme ve tüp hidro-şekillendirme olarak ikiye ayrılmaktadır (**Şekil 2.3**). Sac hidro-şekillendirmenin de erkek kalıpla sac hidro-şekillendirme veya hidromekanik derin çekme ve dişi kalıpla sac hidro-şekillendirme (yüksek basınç hidro-şekillendirme) olmak üzere iki çeşidi vardır. Dişi kalıpla sac hidro-şekillendirme de kullanılan sacın tek ve çift plakalı olmasına göre ayrılmaktadır

(Altan 2006). Sac hidro-şekillendirmede sac malzeme, yüksek basınçtaki sıvının etkisiyle erkek veya dişi kalıbın şeklini almaktadır. Tüp hidro-şekillendirmede ise **Şekil 2.4**'te görüldüğü gibi düz yada önceden belirli bir geometride bükülmüş boru parçası eş zamanlı olarak uygulanan eksenel kuvvet ve iç basınç veya sadece iç basınç yardımıyla, alt ve üst kalıbın oluşturduğu boşluğun şeklini almaktadır (Koç ve Taylan, 2001). Bu çalışmanın konusu sac hidro-şekillendirme olduğu için burada tüp hidro-şekillendirmeden bahsedilmemiştir.



Şekil 2.3. Hidro şekillendirme yönteminin sınıflandırılması (Altan, 2006)

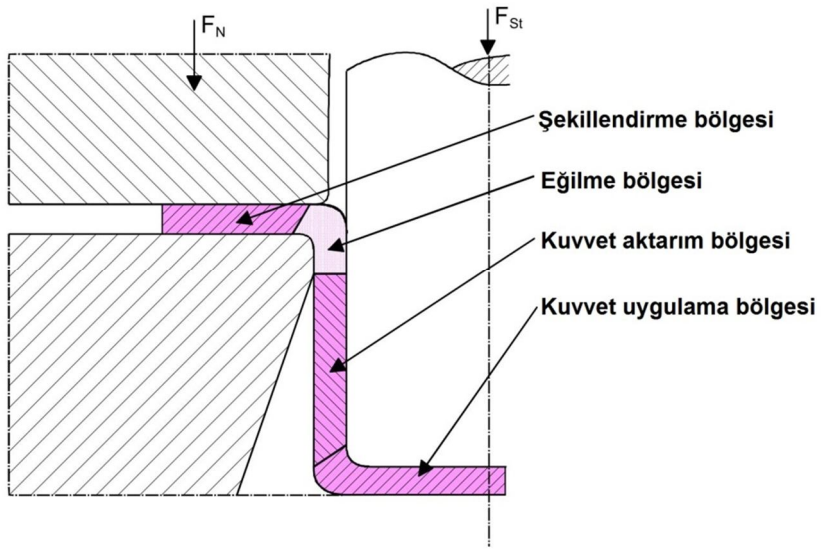


Şekil 2.4. Tüp hidro-şekillendirme (Koç ve Cora, 2008)

2.1.1. Sac Hidro-şekillendirme

Klasik bir kalıpla, parçalar iki kalıp arasında şekillendirilirken, sac hidro-şekillendirme yönteminde erkek veya dişi kalıptan biri kullanılmaktadır. Erkek kalıpla sac hidro-şekillendirme veya Hidromekanik Derin Çekme (HDÇ) prosesinde klasik derin çekmede 3-4 kademede çekilebilecek kadar derin parçalar bile tek bir kademede şekillendirilebilirken, dişi kalıpla sac hidro-şekillendirmede sac malzeme sıvı basıncı etkisiyle kalıp duvarlarına yapışıp, malzemenin akması zorlaştığı için daha sığ parçalar şekillendirilebilir (**Şekil 1.5**). Sac hidro-şekillendirme yönteminde farklı kalınlıklı saclar tek bir kalıpla şekillendirilebilmekte, kalıp uyumu aranmamakta ve daha düşük

kalitedeki malzemelerle kalıp imalatı mümkün olmakta böylece kalıp masrafları %90'a varan oranda azalmaktadır. Ayrıca sıvının esnekliğinden yararlanılarak çok karmaşık şekillerin elde edilmesi mümkün olmaktadır. Bu yöntemde sac malzemenin tüm yüzeyinde homojen dağılmış bir yük dağılımı olduğu ve erkek kalıp (ıstampa) ile sac arasındaki sürtünme kuvveti **Şekil 2.5**'te görülen ve derin çekme işleminde parçanın cidar kesitinde (Force transmission zone) oluşan çekme kuvvetini (bölgesel gerilme yığılmasını) azalttığı için sacda incelmeler daha az olmakta ve homojen bir kalınlık dağılımı elde edilebilmektedir. Bu nedenle saclar daha fazla şekillendirilebilmektedir (Zhang, 2009). Ayrıca hidro-şekillendirme ile üretilen parçalar daha yüksek mukavemete, daha iyi boyutsal ve geometrik doğruluğa ve daha düşük yüzey pürüzlüğüne sahip olabilmektedir (Zhang ve ark., 2004).

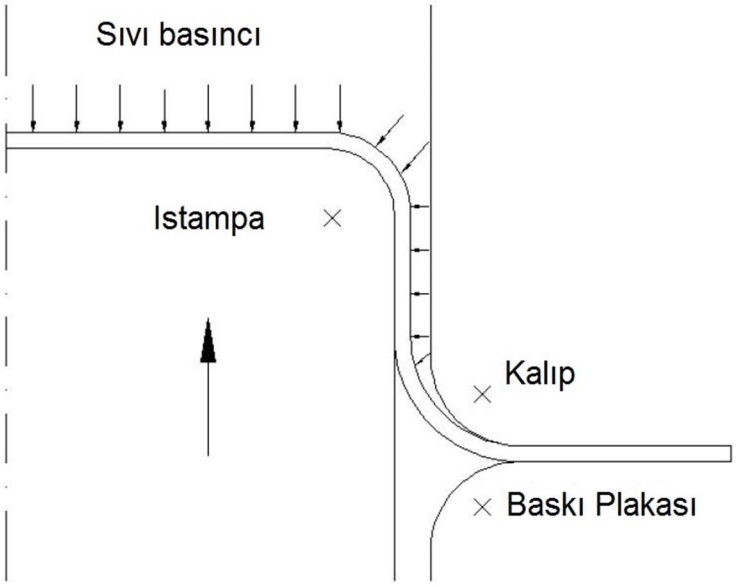


Şekil 2.5. Sac malzemenin derin çekilmesinde gerilme bölgeleri (Siegert ve Wagner, 1994)

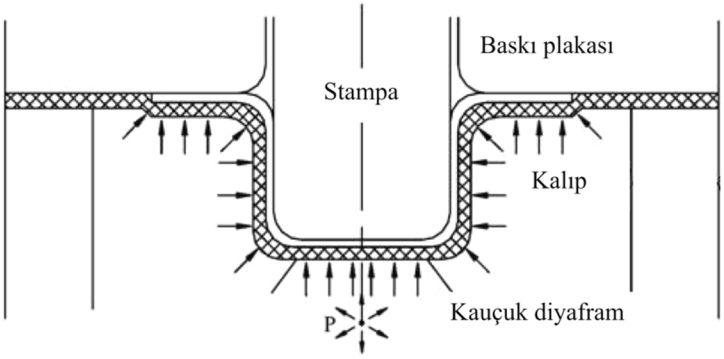
2.1.1.1. Hidromekanik derin çekme

Hidromekanik derin çekme prosesinde **Şekil 2.6**'da görüldüğü gibi temel olarak basınç kabı (kalıp) ve baskı plakası arasına yerleştirilen sac malzeme, ıstampa ilerlerken sıvı basıncı yardımıyla ıstampanın şeklini alır. Hidromekanik derin çekme prosesi, sıvı basıncının uygulama yöntemine ve prosesin özelliğine göre çeşitli tiplere ayrılmaktadır. Burada amaç daha yüksek oranda şekillendirebilirliğe ulaşmak ve prosesin uygulamasını kolaylaştırmak olmuştur. Bu yöntemlerden birinde, Şekil 2.7'de görüldüğü gibi, sac ve yüksek basınçlı sıvı arasında kauçuk diyafram kullanılmakta ve bu yönteme esnek şekillendirme (flexforming) adı verilmektedir (Zhang 1999). Zhang

ve ark. (2004)'e göre sac hidro-şekillendirme prosesinde sac ve basınçlı akışkan arasında kauçuk diyafram kullanıldığı bu proses eski zamanlara dayanmaktadır. Esnek şekillendirme yöntemi günümüzde de otomotiv endüstrisinde büyük boyutlu parçaların şekillendirilmesinde ve küçük ölçekli seri olmayan prototip üretiminde halen kullanılmaktadır. Bu sistemin daha iyi yüzey kalitesi ve daha karmaşık iş parçalarının üretilmesi gibi birçok avantajları mevcuttur. Fakat aynı zamanda bu sistemin düşük proses verimi ve ağır preslere ihtiyaç duyması gibi dezavantajları da vardır. Bunlara ek, bu sistemde diyaframın kolay parçalanma tehlikesi olup sac malzemedeki buruşmayı kontrol etmek zordur.

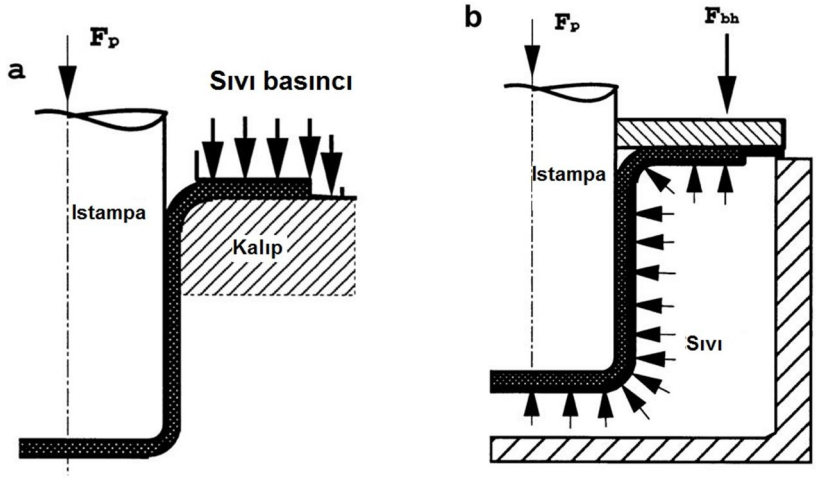


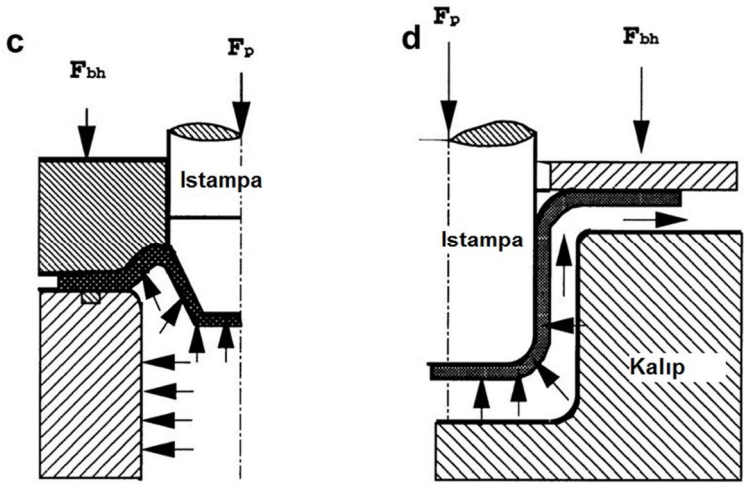
Şekil 2.6. HDÇ prosesi (Akay ve ark. 2014)



Şekil 2.7. Kauçuk diyaframlı sac hidro-şekillendirme prosesi (Zhang ve ark., 2004)

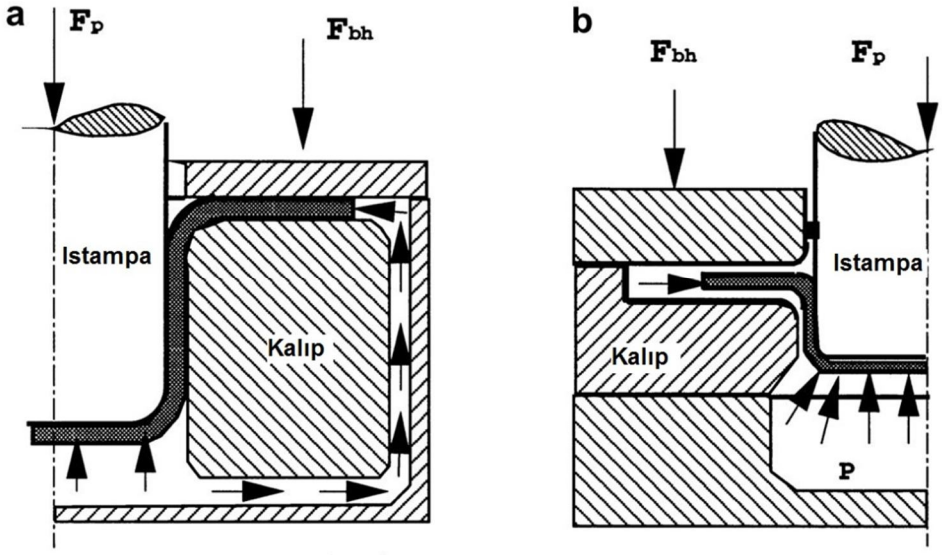
Kauçuk diyaframın kullanılmadığı durumlarda sac üzerine sıvı basıncının gelişine göre erkek kalıpla sac hidro-şekillendirme yönteminin **Şekil 2.8**'de görüldüğü gibi farklı çeşitleri bulunmaktadır. **Şekil 2.8**a'da görülen yöntemde sac malzemenin flanş bölgesine baskı plakası yerine sıvı basıncı ile baskı plakası kuvveti uygulanmaktadır ve bu yöntemde sürtünmeniz azalmasından dolayı Sınır Çekme Oranının (SÇO) 2.3 değerine kadar arttığı belirtilmiştir (Zhang ve Danckert, 1998). **Şekil 2.8**b'de görülen yöntemde dişi kalıp tamamen kaldırılarak sıvı basıncı tüm saca ince bir kauçuk diyafram üzerinde etki etmektedir. Bu yöntemde sıvı basıncının yetersiz olması durumunda sac üzerinde buruşmaların meydana geldiği, bu nedenle de sıvı basıncı değerinin çok önemli olduğu belirtilmiştir. **Şekil 2.8**c'de dişi kalıbın sıvı basıncıyla yer değiştirdiği ve son parça şeklinin erkek kalıp tarafından belirlendiği ve sıvının kalıptan dışarı çıkışının sızdırmazlık elemanlarıyla engellendiği hidromekanik derin çekme prosesi görülmektedir. Bu proseste baskı plakasınnı fonksiyonu klasik şekillendirmedekiyle aynıdır. Yapılan araştırmalarda bu prosesin diğer yöntemlere göre daha çok kullanıldığı görülmüştür ve bu çalışmada da bu tip hidromekanik derin çekme prosesi uygulanmıştır. **Şekil 2.8**d'de ise sızdırmazlık elemanı kullanılmayıp ıstampa hareketi sırasında sıvı basıncı oluşturulmakta ve sıvının dışarı kaçmasına izin verilmektedir. Hidrodinamik derin çekme olarak isimlendirilen bu yöntemde sıvı basıncını ayarlamaya gerek olmadan parça şekillendirmenin mümkün olduğu belirtilmiştir. Meng ve ark. (2014) çalışmalarında bu yöntemle ilgili yapılan çalışmalar ve uygulamalar anlatılmıştır. Ayrıca bu çalışmada hidrodinamik derin çekme prosesinde sıvı basıncının aktif olarak kontrol edilmesi için yeni bir yöntem önerilmiş ve sonuçta şekillendirilebilirliğin arttığı belirtilmiştir.





Şekil 2.8. Hidromekanik derin çekme yönteminin farklı çeşitleri (Zhang ve Danckert, 1998)

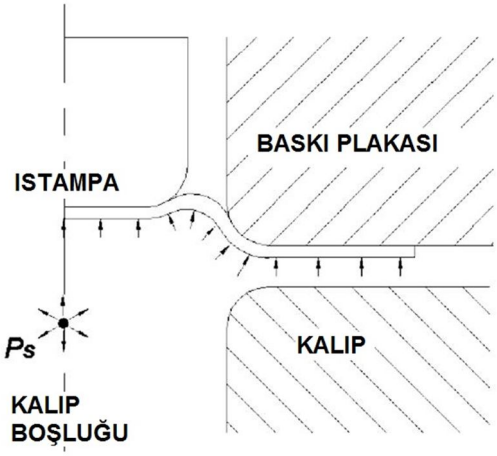
Hidromekanik derin çekme prosesinde daha yüksek şekillendirilebilirlik elde etmek amacıyla sacın çevresinden radyal olarak sıvı basıncının uygulandığı **Şekil 2.9**'da görülen radyal basınç destekli hidromekanik derin çekme prosesinde 3.3 SÇO değerlerine kadar ulaşmanın mümkün olduğu belirtilmiştir (Zhang ve Danckert, 1998).



Şekil 2.9. Radyal basınç destekli hidromekanik derin çekme prosesi (Zhang ve Danckert, 1998)

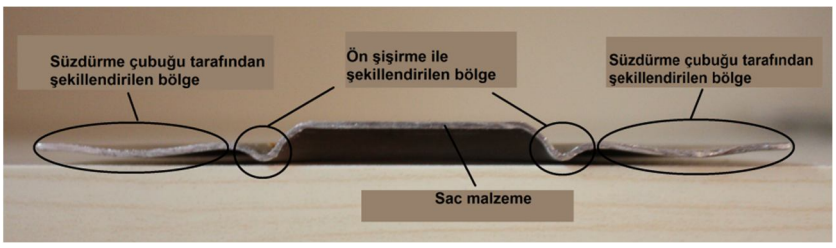
HDÇ prosesinde şekillendirilebilirliği artırmak için Lang ve ark. (2004) tarafından önerilen bir yöntemde, ıstampa sacdan belirli bir mesafe geride dururken bir ön şişirme basıncı uygulanmakta ve daha sonra ıstampa ilerleyerek sacı şekillendirmektedir (Şekil 2.10). Bu yöntemin iki etkisi vardır. Birincisi şekillendirmenin başlangıcında basınç oluşturmak ve diğeri de sacın ıstampa uç

radyüsünü saracak bölgelerinde ön şekillendirme yaparak malzemenin pekleşmesi yoluyla yırtılmaya karşı direncini artırmaktır. Bu çalışmada ön şişirmenin 2 parametresi olan ön şişirme basıncını ve yüksekliğini ayarlayarak %27 ve %36 yüzde uzama değerlerine sahip AA6016-T4 ve AA1050-H0 malzemeleri için sırasıyla 2.46 ve 3.11 SÇO değerlerine kadar çıkıldığı belirtilmiştir.



Şekil 2.10. HDÇ prosesinde ön şişirme yöntemi

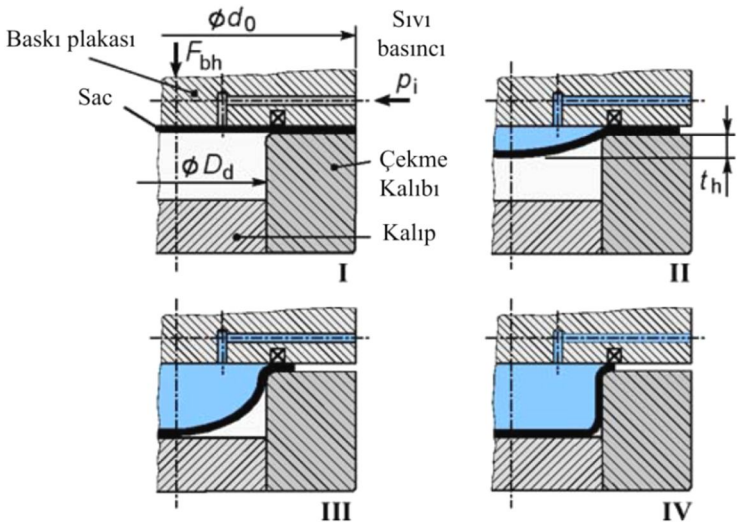
Malzemelerin şekillendirilebilirliğinin artırılması amacıyla yeni bir yöntem olarak Halkacı ve ark. (2014) tarafından gerçekleştirilen çalışmada baskı plakasına süzdürme çubuğu benzeri unsurlar eklenmiş ve malzemelerin SÇO değeri artırılmıştır. Bu çalışmada sadece ıstampa uç radyüsü bölgesinin pekleşmesini sağlayan ön şişirme yönteminin yanında malzemenin tüm flanş bölgesinin pekleşmesi sağlanmıştır. Bu çalışmada en yüksek şekillendirilebilirlik için optimum süzdürme çubuğu boyutları SE analizleri ile belirlenmiş ve önerilen yöntemle AA5754-O alaşımının SÇO değeri düz baskı plakasının kullanıldığı duruma göre 2.65'den 2.787 değerine kadar çıkartılmıştır. Ayrıca parametrelerin önemini belirlemek için uygulanan ANOVA yöntemiyle süzdürme çubuğunun yüksekliği en etkili parametre çıkarken, ön şişirme basıncının da ön şişirme yüksekliğinden daha etkili olduğu belirlenmiştir.



Şekil 2.11. Sac malzemenin tüm flanş bölgesinin pekleşmesi sağlanarak SÇO değerinin artırılması (Halkacı ve ark., 2014)

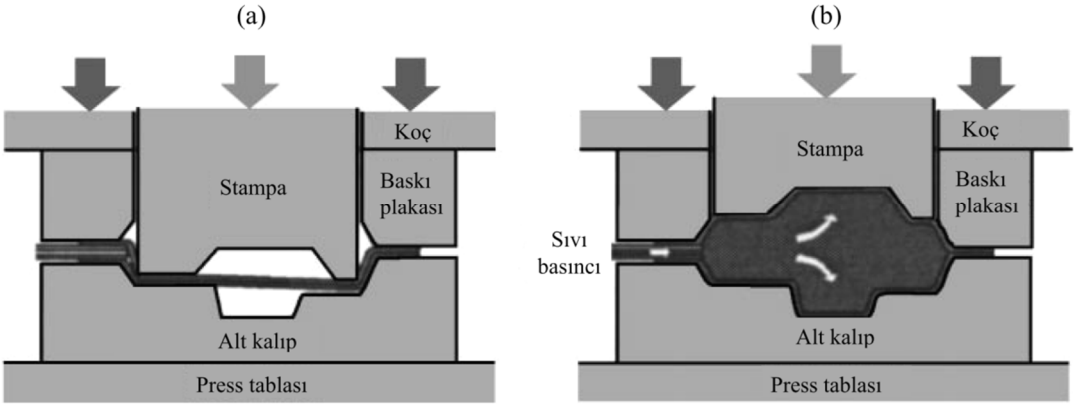
2.1.1.2. Dişi kalıpla sac hidro-şekillendirme

Dişi kalıpla sac hidro-şekillendirme diğer adıyla yüksek basınç (tek plakalı) hidro-şekillendirme yöntemi yüksek basınçtaki sıvının bir ıstampa görevi gördüğü böylece kalıp masrafları ve iş gücünden kazanç sağlandığı bir serbest-hidroşişirme prosesidir (Önder ve Tekkaya, 2008). Bu proseste önemli parametreler sıvı basıncı, baskı plakası (üst kalıp) kuvveti ve kalıpların şeklidir. Bu yöntemde sac malzeme üst ve alt kalıpları arasına yerleştirildikten sonra arzu edilen son geometri alt kalıp tarafından verilmektedir. Kalıplar kapatıldıktan sonra sac metal üzerine üst kalıba entegre edilmiş bir kanal yardımıyla basınç uygulanmaktadır. Temel olarak şekillendirme prosesi 2 aşamadan oluşmaktadır. İlk aşama üst kalıptan alt kalıba doğru olan serbest malzeme akışı ile karakterize edilmektedir (Şekil 2.12 II, III). Şekillendirme boyunca sıvı akışkanın sızıntısını ve kontrolsüz malzeme akışını önlemek için verilen basınca karşı üst kalıp kuvvetinin de ayarlanması gerekmektedir. Bu aşamada, eğer yeteri kadar parça miktarı alt kalıpla temas halinde ise iş parçası neredeyse tamamen şekillendirilmiş konumdadır. İkinci aşama ise daha yüksek iç basınç yardımıyla parça kalibrasyonunu içermektedir (Şekil 2.12 IV). Proses sonunda kalıplar açıldıktan sonra tek bir iş parçası elde edilmektedir (Groche ve Metz, 2006). Kleiner ve ark. (2004)'e göre dişi kalıpla hidro-şekillendirme prosesi, geleneksel derin çekme prosesi ile karşılaştırıldığında, yüksek şekil ve boyut doğruluğu ya da yüksek mukavemet gibi teknolojik avantajlarının yanında aynı zamanda belirli geometriler için işlem adımlarını da azaltmaktadır. Bu yöntemin hidromekanik derin çekmeye göre bir dezavantajı, basınçtan dolayı sac ve kalıp ara yüzeyinde oluşan sürtünme kuvvetinin etkisiyle derinliği fazla olan parçaların üretilmesi mümkün olmamaktadır. Ancak bu proseste hidromekanik derin çekmede olduğu gibi ıstampa konumuna bağlı bir sıvı basıncı eğrisinin elde edilmesine gerek yoktur.



Şekil 2.12. Yüksek basınç (tek plakalı) hidro-şekillendirme prosesi ve adımları (Kleiner ve ark., 2004)

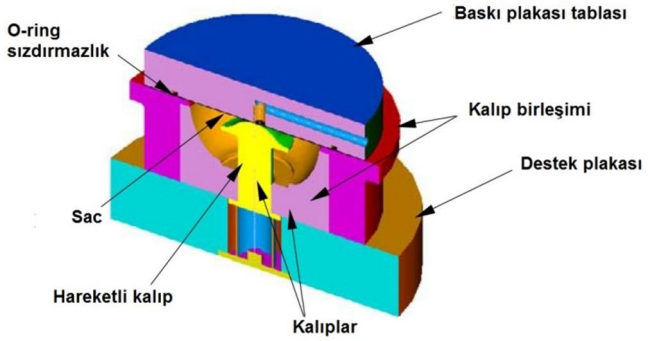
Çift plakalı hidro-şekillendirme, yüksek basınç hidro-şekillendirme ile aynı işlem adımlarına sahiptir. Bu prosesin farkı, üst kalıbın da alt kalıp gibi bir boşluk içermesidir.



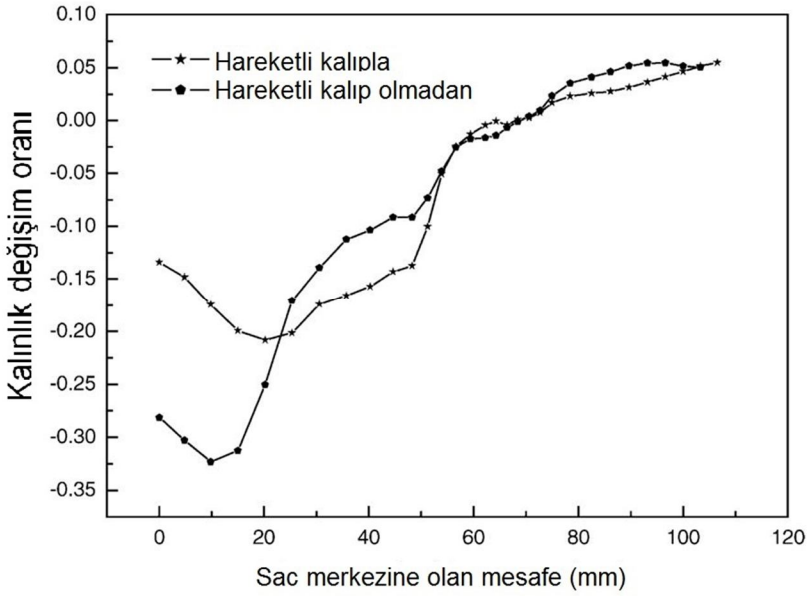
Şekil 2.13. İç yüksek basınç (çift plakalı) hidro-şekillendirme: (a) çift plakaların derin çekilmesi, (b) hidro-şekillendirme ile dönüşüm ve kalibrasyon (Siegert ve ark., 2000)

Bu proseste plakalar (sac malzemeler) belirli bir çekme derinliğine kadar geleneksel derin çekme ile şekillendirildikten sonra (Şekil 2.13a) bu iki plaka arasına hidrolik sıvı gönderilmektedir. Böylece alttaki sac alt kalıbın şeklini alırken üstteki sac ise ıstampanın şeklini almaktadır (Şekil 2.13b). Bu proseste hidro-şekillendirme sırasında ıstampa belirli bir konuma kadar geri çekilebilmektedir (Siegert ve ark., 2000). Bu prosesin tek plakalı hidro-şekillendirme işlemine göre avantajı bir şekillendirme çevriminde 2 adet parçanın üretilebilmesidir. Bu proses çok yaygın kullanılmamakla birlikte hâlâ geliştirme aşamasındadır.

Hareketli kalıpla hidro-şekillendirmede (Hydroforming with a movable die) **Şekil 2.14**'te görüldüğü gibi biri sabit diğeri hareketli olmak üzere iki parçadan oluşan kombine bir dişi kalıp kullanılır (Zhang ve ark. 2004). Bu teknolojide proses sırasında flanş bölgesinde sac çekilirken çekme ve şişirme işlemleri birlikte uygulanır. Bu yöntem karışık şekilli parçalar ve şekillendirilmesi zor olan düşük plastikliğe sahip malzemeler için kullanılır. Hareketli kalıp ilk başta sac ile temasta iken bu bölgede deformasyon olmaya başlar. Bu kalıp ile sac, deformasyon boyunca temasta kalır ve sac ile kalıp arasındaki sürtünmeden dolayı deformasyon alanı temasta olmayan bölgelere yayılır. Araştırmalara göre bu yöntem kullanıldığında **Şekil 2.15**'teki gibi sacdaki incelme önemli ölçüde azaltılmıştır.



Şekil 2.14. Hareketli kalıpla hidro-şekillendirmede sistemi (Zhang ve ark. 2004)



Şekil 2.15. Sacdaki Kalınlık Değişme Oranının, Hareketli Kalıp Olması ve Olmaması Durumunun Karşılaştırılması (Zhang ve ark. 2004)

2.1.2. Hidromekanik derin çekme prosesini etkileyen önemli parametreler

HDÇ prosesinde sıvı basıncı, baskı plakası kuvveti, sac ile kalıp ve baskı plakası arasındaki sürtünme, ıstampa ve kalıp radyüsleri, ön şişirme basıncı ve yüksekliği gibi faktörler bu prosesin başarısını ve dolayısıyla şekillendirilebilirliği etkileyen önemli parametrelerdir (Zhang ve ark. 2000a).

Sıvı basıncı, HDÇ prosesinin başarısını etkileyen en önemli parametrelerden biridir. Sıvı basıncı neticesinde sac ile ıstampa arasında oluşan sürtünmenin varlığı HDÇ prosesinde şekillendirilebilirliği artırmaktadır (Thiruvarudchelvan ve Travis, 2003). Fakat HDÇ prosesinde sıvı basıncının fazla olması da sac metalin yırtılma ihtimalini artırmaktadır. Bu nedenle Zhang (1999)'a göre HDÇ prosesiyle şekillendirilebilirliğin artırılması için ıstampa strokuna göre sıvı basıncının en uygun değerleri hesaplanmalı ve deneylerde uygulanmalıdır. Sıvı basıncı HDÇ prosesinde ya aktif olarak dışarıdan bir pompa veya basınç yükseltici yardımıyla kontrollü olarak uygulanmakta ya da pasif olarak ıstampanın sıvıyı sıkıştırma etkisiyle oluşturulmaktadır.

HDÇ prosesinde sacdaki radyal gerilmeyi ve çekme yükünü büyük ölçüde etkileyen önemli proses parametrelerinden biri de baskı plakası kuvvetidir (Candra ve ark., 2015). Baskı plakası kuvvetinin ayarlanması sac hidro-şekillendirme prosesinde önemli bir yere sahiptir. Çünkü uygulanan baskı plakası kuvveti şekillendirme işleminde malzeme akışını kontrol eder ve sızıntıyı önlemek için gerekli kuvveti sağlar. Buruşma ise sac metal şekillendirme prosesi esnasında oluşabilen kararsızlık türlerinden biridir. Şekillendirme esnasında BPK'nın fazla olması sacın flanş bölgesinden çekilebilirliğini azaltmakta ve bir süre sonra sacın yırtılmasına sebep olmaktadır. BPK'nın az olması ise sacın flanş bölgesinin buruşmasına neden olmaktadır. Bu nedenle sıvı basıncı gibi baskı plakası kuvvetinin de ıstampa strokuna göre en uygun değerlerinin belirlenmesi sacın proses boyunca buruşma ve yırtılma olmadan kararlı bir şekilde şekillendirilebilmesi için önemlidir (Akay ve ark. 2014).

HDÇ prosesini etkileyen önemli parametrelerden biri de sac ve kalıplar arasındaki sürtünmedir. Sacın baskı plakası ve kalıp arasındaki sürtünmesi sacın cidar bölgesindeki çekme gerilmelerini artırarak, şekillendirilebilirliği olumsuz olarak etkiler. Istampa ve sac arasındaki sürtünme ise HDÇ prosesinde şekillendirebilirliği artıran temel etkendir (Halkacı ve ark., 2011). Bu nedenle sac ile kalıp ve baskı plakası yüzeyleri arasındaki sürtünmenin yağlayıcılar uygulanarak sürtünmenin mümkün

olduğunca azaltılması gerekirken sac ve ıstampa arasında ise yağlayıcı kullanmaya gerek yoktur (Zhang ve ark., 2000). Metal şekillendirme prosesinde sürtünme, sacdaki BŞD dağılımının ve sac metalin çekilebilirliğinin yanında kalıpların aşınma durumunu da etkilemektedir (Singh ve Agnihotri, 2015).

Istampa burun ve kalıp radyüsü HDÇ prosesinde şekillendirilebilirlik açısından önemlidir. Radyüslerin küçük olması büyük eğme gerilmelerinin oluşmasına yol açıp erken hasarlarla karşılaşılmasına neden olur. Kalıp radyüsünün büyük olması da sacın buruşmasına etki eder (Lang ve ark., 2004). Padmanabhan ve ark. (2007)'ye göre küçük kalıp radyüsünün kullanılması kalıp boşluğuna akan malzeme miktarını azaltmakta, büyük kalıp radyüsünün kullanılması ise proses sonunda aşırı malzeme budanmasına ve geri yaylanma karakteristiğine sebep olmaktadır. Bu proseste uygun bir kalıp radyüsü kullanılması bir yandan düzgün bir malzeme akışına sebep olurken, diğer yandan ise geri yaylanma ve malzeme israfını azaltmaktadır.

Daha önce bahsedilen ön şişirme işleminin iki parametresi vardır. Biri ön şişirme yüksekliği diğeri de ön şişirme basıncıdır. Başarılı bir HDÇ prosesi için bu parametrelerin uygun değerleriyle şekillendirme yapılması gerekir. Zhang ve ark. (1998)'e göre ön şişirme, malzemenin daha üniform uzamasına ve daha büyük sac çaplarının ıstampayla temas etmesini kolaylaştırıp sac ve ıstampa arasındaki sürtünmeyi artırmaktadır. Dolayısıyla ön şişirmenin etkisi ile buruşma ihtimalini azaltan güçlü bir radyal gerilme meydana gelmekte ve şekillendirilebilirliği düşük olan malzemeler bile şekillendirilebilmektedir. Bu radyal gerilme radyal doğrultuda uzamaya neden olmakta ve çevresel doğrultudaki fazla malzemeyi çekerek buruşmayı da önlemektedir.

Yukarıda belirtilen parametrelerin prosese etkilerini ve en uygun değerlerini belirlemek için literatürde bir çok çalışma yapılmıştır. Yazarın da bu konuyla ilgili daha önce yaptığı çalışmalar mevcuttur. Halkacı ve ark. (2011) çalışmasında optimum sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti profilleri (yükleme profilleri) önce SE analizlerinde deneme ve yanılma usulüyle belirlenmiş sonra deneylerde iyileştirilmiştir. Bu yükleme profilleri ile yapılan deneylerde AA 5754 malzemenin SÇO değeri 2.27 olarak bulunmuştur. Halkacı ve ark. tarafından 2012'de yapılan çalışmada ise daha önce deneme ve yanılma ile belirlenmiş yükleme profilleri daha da geliştirilmiş ve diğer proses parametrelerinden sac ve kalıplar arasındaki sürtünme katsayısı, ıstampa radyüsü, tek taraflı boşluk ile ön şişirme yüksekliği ve basıncının prosese etkisi için Taguçi deney tasarımı yöntemine göre simülasyonlar yapılmıştır. Simülasyonlardan elde edilen maksimum yüzde incelme değerleri ANOVA yöntemiyle analiz edilerek

parametrelerin prosese etkileri **Çizelge 2.1**'deki gibi ortaya koyulmuştur. İncelenen parametreler içerisinde en etkili olanı %63.9 katkı oranıyla kalıp ve ıstampa arasındaki tek taraflı boşluk bulunmuştur. İkinci sırada sac ve kalıp arasındaki sürtünme katsayısı ve üçüncü sırada da ön şişirme yüksekliği etkili parametreler olarak belirlenmiştir. Ayrıca ön şişirme yüksekliğinin ön şişirme basıncına göre çok daha etkili olduğu bulunmuştur. Istampa-sac arasındaki sürtünme katsayısının arttıkça sacda oluşan yüzde incelmenin azaldığı, ıstampa radyüsü 5 mm'den 7 mm'ye çıktığında ise yüzde incelmenin arttığı görülmüştür. Ancak belirtilen bu parametrelerin diğerlerine göre etkilerinin çok az olduğu bulunmuştur. Belirlenen uygun parametrelerle deneyler gerçekleştirildiğinde ise AA 5754 malzemenin klasik derin çekme prosesinde 2.1 olan SÇO, 2.5 değerine kadar artırılmıştır.

Çizelge 2.1. Halkacı ve ark. (2012) çalışmasında elde edilen ANOVA hesap tablosunda parametrelerin etkileri

Sıra No	Faktör	Faktör seviyesine bağlı ortalam η		DOF	Kareler toplamı	Kareler Ortalaması	Varyans Oranı	Katkı Oranı
		1	2					
1	A: Baskı Plakası ve Kalıp Sürtünme Katsayısı (Mbp)	-26.97	-29.94	1	8.83	8.83	1.66	**16.3**
2	B: Istampanın Sürtünme Katsayısı (Ms)	-29.26	-27.65	1	2.59	2.59	0.49	**4.8**
3	C:Istampanın Radyüsü (Rs)	-27.75	-29.16	1	1.99	1.99	0.37	**3.7**
4	D:Tek Taraflı Boşluk (d)	-25.51	-31.39	1	34.51	34.51	6.50	**63.9**
5	E: Ön şişirme yüksekliği ($h_{ö}$)	-27.29	-29.61	1	5.38	5.38	1.01	**10.0**
6	F: Ön şişirme basıncı (Pö)	-28.02	-28.88	1	0.73	0.73	0.14	**1.3**
Toplam				6	54.03			
(Hata)				3	5.31	1.77		



Şekil 2.16. Halkacı ve ark. (2012) çalışmasında AA 5754'ün klasik derin çekmede 2.1 olan SÇO değeri HDÇ prosesiyle 2.5 değerine yükseltilmiştir

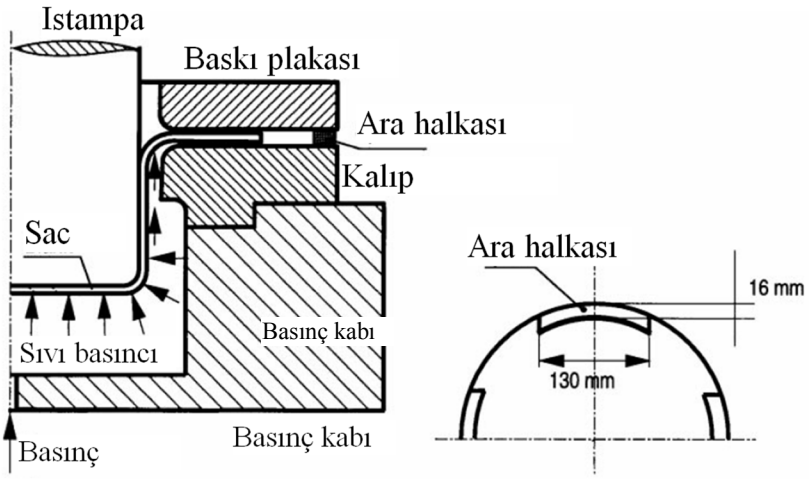
Turkoz ve ark. (2013) çalışmasına daha önce silindirik parça için belirlenmiş olan optimum yükleme profillerinin kare kabın HDÇ prosesiyle şekillendirilmesinde kullanılabilirliği analizler yoluyla araştırılmıştır. Kare kabın derin çekilmesinde etkili parametreler olan köşe radyüsünün (R) ve sac kalınlığının (t) parça genişliğine (W) oranlarının prosese etkisi aynı yükleme profilleri için araştırılmıştır. Ancak burada silindirik parça için bulunun yükleme profilleri sac kalınlığına göre oranlanarak uygulanmıştır. Buna göre t/W oranı arttıkça ve R/W oranı azaldıkça şekillendirilebilirliğin düştüğü bulunmuştur (**Çizelge 2.2**). Sac parçada en az incelme veren oranlar R/W için 0.25 ve t/W için ise 0.0125 olarak belirlenmiştir. Bu oranların uygun değerlerinde ise silindirik parça için optimum olarak belirlenmiş olan yükleme profilleriyle kare kabın da başarıyla şekillendirilebileceği sonucuna ulaşılmıştır.

Çizelge 2.2. Turkoz ve ark. (2013) çalışmasında kare kap şekillendirme parametrelerinin prosese etkisi

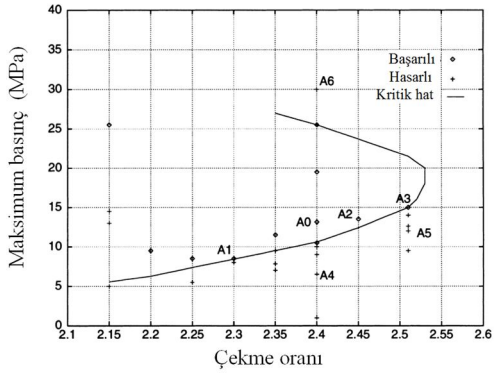
	W (Parça Genişliği)	R (Köşe radyüsü)	T (Sac kalınlığı)	R/W	t/W	Maksimum incelme BŞD'si
1	40	5	0.5	0.125	0.0125	-0.22
2	40	5	1	0.125	0.025	-0.28
3	40	5	1.5	0.125	0.0375	-0.34
4	40	10	0.5	0.25	0.0125	-0.09
5	40	10	1	0.25	0.025	-0.10
6	40	10	1.5	0.25	0.0375	-0.13
7	60	7.5	0.75	0.125	0.0125	-0.40
8	60	7.5	1.5	0.125	0.025	-0.41
9	60	7.5	2.25	0.125	0.0375	-0.41
10	60	15	0.75	0.25	0.0125	-0.23
11	60	15	1.5	0.25	0.025	Hesaplanamadı
12	60	15	2.25	0.25	0.0375	Hesaplanamadı

Akay ve ark (2014) çalışmasında ABAQUS SE yazılımında sıvı basıncının sac malzemenin kalıp boşluğu içerisine giren yeni elemanlarına deneylerdeki gibi gerçekçi olarak uygulanabilmesi için bir alt program yazılmıştır. Daha sonra gerçekleştirilen analizlerde daha önce deneysel olarak deneme ve yanılma ile belirlenmiş yükleme profilleri için belirli bir aralık taranarak sacda en az incelme veren profiller belirlenmiştir. Sonuçta sıvı basıncının gerçekçi olarak uygulanması ve yükleme profillerinin iyileştirilmesiyle sacdaki yüzde incelme %12.44'den %10.23'e düşürülmüştür.

Zhang ve ark. (2000) çalışmasında **Şekil 2.17**'de görüldüğü gibi sacın dış tarafında baskı plakası ve kalıp arasına 4 adet 1.11 mm kalınlığında spacer isimli parçalar yerleştirilerek aradaki mesafenin sabit olduğu durumda 1 mm kalınlığındaki çelik ve alüminyum sac malzemenin şekillendirilmesinde uygun basınç aralığı araştırılmıştır. Burada basınç pasif olarak uygulanmış ve basınç eğrisi, baskı plakası kuvveti, ayarlanan maksimum basınç değeri ve ıstampa hızı ile belirlenmiştir. Sonuçta başarılı parça şekillendirmek için maksimum basınç değerlerinin aralığı farklı SÇO değerleri için ortaya koyulmuştur. Lang ve ark. (2009) çalışmasında uçak sanayinde kullanılan iki parçanın HDÇ prosesiyle üretilmesinde sac şekli optimize edilmiş ve sıvı basıncının parçaya etkisi hem sayısal hem de deneysel olarak araştırılmıştır. Sonuçta neredeyse lineer bir şekilde artırılan basınç için en uygun aralığın 18-25 MPa olduğu belirlenmiştir. Bu aralıktan düşük basınç değerlerinde gövde buruşması meydana geldiği, yüksek değerlerde ise yırtılma hasarı oluştuğu gözlemlenmiştir. Çalışmadan uygun basınç aralığı analiz ve deneylerde deneme ve yanılma ile tespit edilmiştir. HDÇ prosesinde konik parçalar şekillendirilirken gövde buruşmasının çok kolay bir şekilde oluştuğu ve bu buruşmanın basınç yerine sac şeklini değiştirerek daha kolay bir şekilde giderildiği belirtilmiştir. Yukarıdaki her iki çalışmada da temel olarak hedeflenen parçaların şekillendirilmesi için sıvı basıncının maksimum değerleri ve uygun aralığı deneysel ve sayısal olarak deneme ve yanılma yoluyla belirlenmiştir. Bu yöntemde öncelikle SEA yazılımına farklı yükleme profilleri girilmektedir ve yapılan analizler sonucunda genelde sac malzemede buruşma ve/veya yırtılma olup olmadığı kontrol edilmektedir. Eğer malzemede buruşma ve/veya yırtılma gözlemlenirse, daha önceden girilen yükleme profilleri birbirinden bağımsız bir şekilde değiştirilip tekrardan yazılıma girilmektedir. Bu işleme başarılı bir HDÇ prosesi elde edilene kadar devam edilmektedir. Sonra elde edilen yükleme profillerinin uygunluğu deneylerde denenmektedir. Bu metot oldukça vakit kaybettiren zahmetli bir yaklaşımdır. Deneme ve yanılma metodunun bu dezavantajını ortadan kaldırmak için uygun yükleme profilleri, SEA yazılımları ile birlikte çalışan çeşitli kontrol algoritmaları ile belirlenmektedir.



Şekil 2.17. Zhang ve ark. (2000) çalışmasında deney sistemi



Şekil 2.18. Zhang ve ark. (2000) çalışmasında alüminyum için farklı SÇO'lar için belirlenmiş basınç aralığı

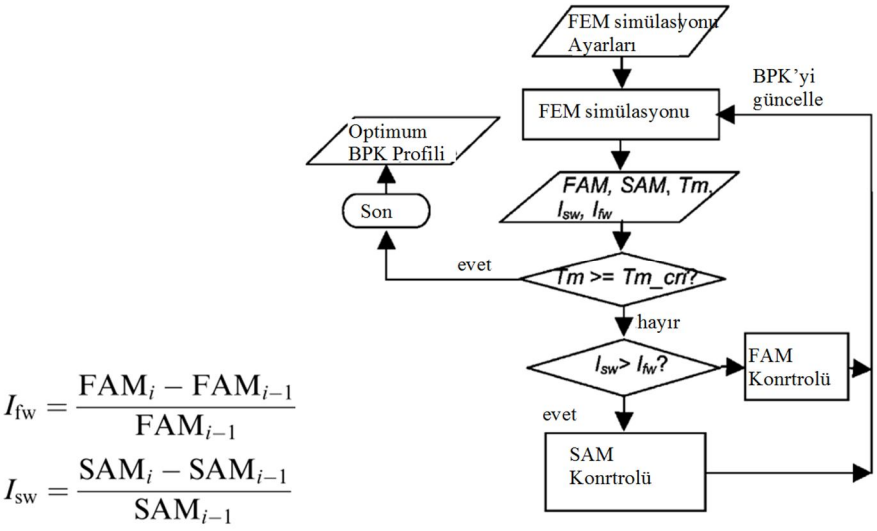
2.1.3. Hidromekanik derin çekmede yükleme profillerinin elde edilmesi

Şekillendirme proseslerinde parametrelerin uygun değerlerinin bulunması için literatürde çeşitli yöntemler kullanılmaktadır. HDÇ prosesinde optimum parametre değerlerinin belirlenmesinde Taguchi gibi Deney Tasımı (DOE) yöntemleri ile planlanan deneylerin sonuçları ANOVA gibi istatistiksel yöntemler ile analiz edilerek parametrelerin prosese etkilerinin yanında uygun değerleri de bulunabilir. Ancak bu yöntemde, proses sırasında değeri sabit olarak uygulanan geometrik parametreler, kalıpların sıcaklıkları, sürtünme şartları gibi faktörlerin kullanılan değerleri içerisinden optimum seviyelerinin bulunması mümkündür. Parametrelerin araştırma yapılan aralıkta optimum seviyesinin seçilebilmesi için ise optimizasyon yöntemi kullanılmalıdır. Optimizasyon yöntemlerinden biri olan cevap yüzeyi metodunda ilk olarak izleme (screening) deneyleri yapılarak buradan elde edilen sonuçlara karesel bir polinom

uydurulur. Bu polinom parametrelerin istenilen aralıklardaki kalite fonksiyonuna olan etkisini bir yüzey olarak modeller ve bu sayede yüzey üzerinden optimum noktanın belirlenmesi mümkün olur. İstatistiksel ve optimizasyon yöntemleriyle parametrelerin en uygun değerlerinin belirlenmesi önceki fiziksel test ya da simülasyonlardan elde edilen bilgilere dayanmaktadır. Fakat yeni bir ürünün tasarımında genellikle bu bilgiler çok sınırlı olmaktadır. Bu nedenle değeri proses sırasında anlık olarak değişen sıvı basıncı ve BPK'nin optimum değerlerinin bulunabilmesi için araştırmacılar literatürde adaptif FEM simülasyonları (Sheng ve ark., 2004), adaptif FEM simülasyonlarıyla eş zamanlı çalışan bulanık mantık kontrol algoritmaları (Choi ve ark., 2007a; Intarakumthornchai ve ark 2011) ve genetik algoritma (Shamsi-Sarband ve ark., 2012) yöntemlerini kullanmışlardır. Bu kontrol algoritmaları burkulma, buruşma veya yırtılma gibi erken hasar durumlarının belirlenmesi ve bu durumlardan kaçınılması için yapılmaktadır. Aynı zamanda bu algoritmalar, sıvı basıncı ve baskı plakası gibi proses parametrelerinin uygun değerlerinin bulunması için kullanılmaktadırlar. Bu tarz proses simülasyonu, proses parametrelerinin şekillendirme boyunca yeni koşullar altında sürekli olarak güncellendiği için adaptif proses simülasyonu olarak adlandırılmaktadır (Aydemir ve ark., 2005).

Sheng ve ark. (2004) çalışmalarında klasik derin çekmede Baskı Plakası Kuvvetinin (BPK) simülasyon sırasında sürekli olarak ayarlanması için kapalı çevrim kontrol stratejisine benzeyen ve geri beslemeli bir kontrol olan adaptif simülasyon stratejisini geliştirmişlerdir. Böylece BPK profili tek bir simülasyon koşturularak tahmin edilmiş ve hesap süresi kısaltılmıştır. Bu yöntem iki adet konik kabın derin çekilmesi işleminde başarıyla uygulanmıştır. Bu yöntemde birim şekil değiştirme (BŞD) değerleri ve buruşma büyüklükleri kontrol algoritmasında maksimum parça incelmesi, flanş ve yan duvar buruşmasının her bir simülasyon adımında hesaplanmasında kullanılmıştır. Bu durum değişkeni değerleri ile proportional plus integral (PI) kontrol algoritması BPK'nin ayarlanmasında kullanılmıştır. Bu kontrol stratejisi BPK'yi ayarlayarak buruşma büyüklüğünü kabul edilebilir bir seviyede tutmaya çalışmaktadır. Flanş bölgesinin buruşmaya eğilimi ilk çekme aşamasında en fazla olduğu için kontrol stratejisi (**Şekil 2.19**) flanş buruşmasını kontrol ile başlamaktadır. Daha sonra yan duvar (FAM) ve flanş (SAM) buruşmasından hangisine göre kontrol yapılacağına, buruşma eğilimi göstergelerinden (I_{sw} ve I_{fw}) hangisinin büyük olduğuna göre karar verilmektedir. Yöntemin etkinliği konik parçaların derin çekilmesinde adaptif simülasyon ile belirlenen BPK ve duyarlılık (sensitivity) analizleri ile optimum olarak

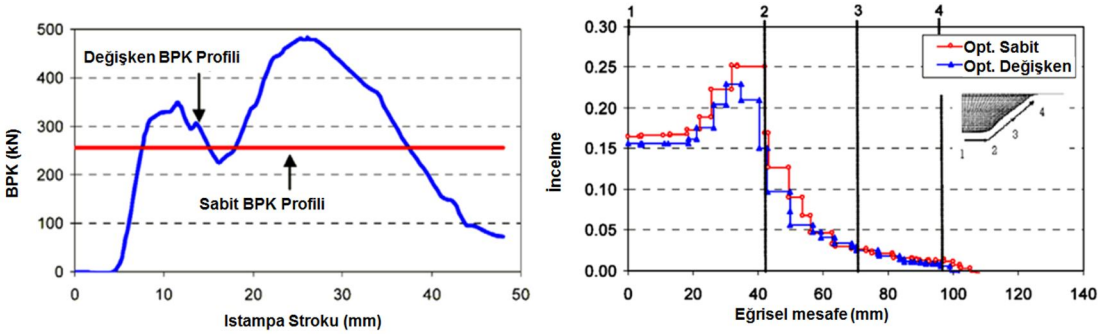
belirlenmiş sabit BPK kullanılması durumunda meydana gelen parça kalınlıklarının karşılaştırılması yoluyla belirlenmiştir (**Şekil 2.20**). Şekilden görüldüğü gibi adaptif simülasyon stratejisi ile belirlenen BPK, sabit BPK'ye göre sac malzemedeki yüzde incelme değerini %25'den %23'e azaltmıştır.



$$I_{\mathrm{fw}} = \frac{\mathrm{FAM}_i - \mathrm{FAM}_{i-1}}{\mathrm{FAM}_{i-1}}$$

$$I_{\mathrm{sw}} = \frac{\mathrm{SAM}_i - \mathrm{SAM}_{i-1}}{\mathrm{SAM}_{i-1}}$$

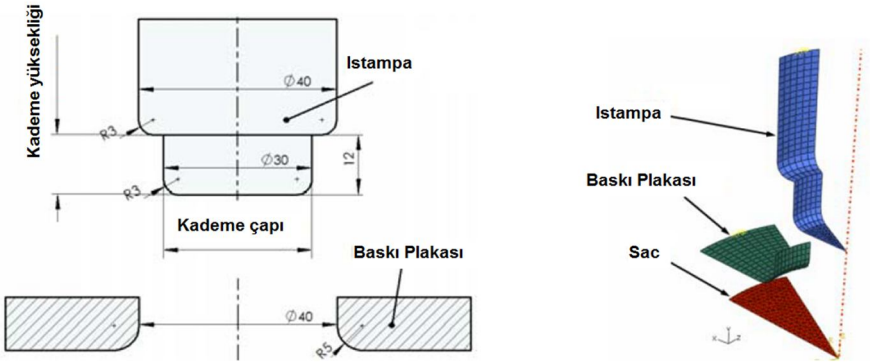
Şekil 2.19. Adaptif simülasyon stratejinin akış şeması



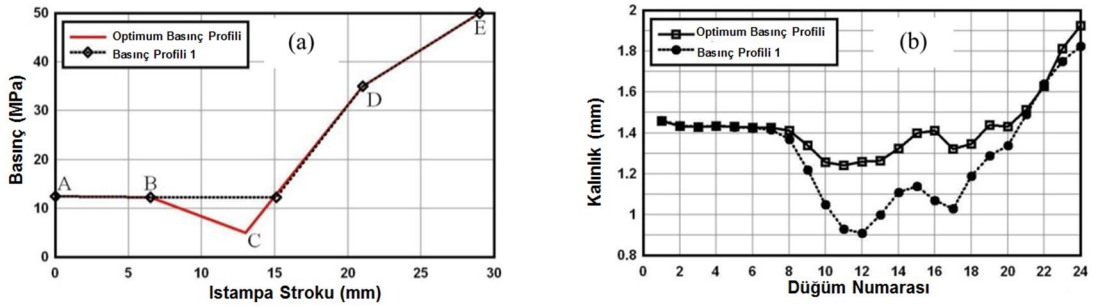
Şekil 2.20. Adaptif simülasyonlarla ve duyarlılık analizleri ile belirlenen BPK profilleri ile bu profil kullanılarak yapılan şekillendirme analizlerinde meydana gelen kalınlık karşılaştırması (Sheng ve ark. 2004)

Shamsi-Sarband ve ark. (2012) çalışmalarında iki kademeli bir parçanın HDÇ yöntemi ile üretilmesi için gerekli optimum sıvı basıncı profilini, sonlu elemanlar modelinde genetik algoritma kullanarak belirlemişlerdir. Sonuçta iki kademeli iş parçasının (**Şekil 2.21**) klasik derin çekme yöntemine göre büyük bir avantajla tek kademede üretilebileceği önerilmiştir. Çalışmada kullanılan genetik algoritmalı kontrol stratejisi sayesinde sıvı basıncı eğrisinde en düşük değerin parça üzerindeki kademe şekillendirilirken oluştuğu bulunmuş böylece deneme ve yanılma olmadan kısa sürede

optimum basınç profili belirlenebilmiştir. **Şekil 2.22**'de görüldüğü üzere basınç profilinde bu düşme olmadığı durumda incelme önemli oranda artmıştır.



Şekil 2.21. Shamsi-Sarband ve ark. (2012) çalışmasında şekillendirilen iki kademeli iş parçası

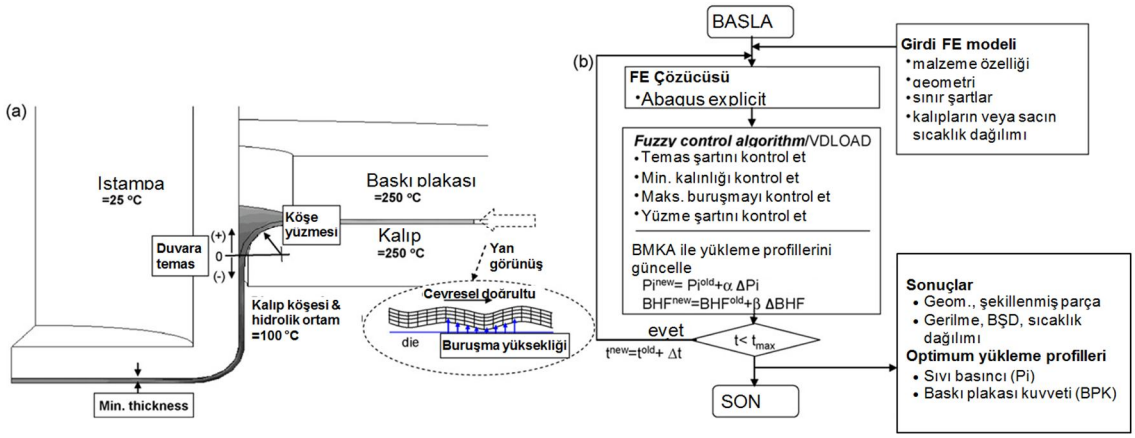


Şekil 2.22. Shamsi-Sarband ve ark. (2012) çalışmasında belirlenen optimum sıvı basıncı profili ve kalınlık dağılımı

Koyama ve ark. (2003) silindirik kapların derin çekilmesi işleminde proses sırasında optimum baskı plakası kuvvetinin şekillendirilen parça üzerinden yapılan ölçümlerle belirlenebilmesi için bulanık-adaptif tabanlı bir proses kontrol algoritması geliştirmişler ve sonuçta prosesin SÇO'sunu artırmışlardır. Araştırmacılar çalışmalarında 1 mm kalınlıkta alaşımlı A5182-O alüminyum sac malzeme kullanmışlardır. Geliştirdikleri bulanık kontrol sistemi, maksimum görülebilir kalınlık (maximum apparent thickness) ve flanş azalma oranı olan flanş sonu deplasmanının ıstampa radyüsüne oranı ΔDR^* giriş değişkenlerini içermektedir. Çalışmalarında maksimum görülebilir kalınlık giriş değişkenini buruşma tahmini için kullanmışlar ve bu giriş değişkenini de baskı plakasının deplasmanını ölçerek hesaplamışlardır. Her iki giriş değişkeni için giriş üyelik fonksiyonlarını oluşturmuşlardır. Bu fonksiyonların sınır değerlerini sabit BPK altında gerçekleştirilen silindirik kap derin çekme deneyleri ile belirlemişler. BPK'nın artırılması, değiştirilmemesi veya azaltılması kararları için

örneğin eğer maksimum görülebilir kalınlık büyük ve ΔDR^* büyük ise BPK'yi artır gibi bulanık kural matrisleri oluşturmuşlardır. Sonuç olarak bulanık kontrol algoritması ile elde ettikleri değişken BPK profili sayesinde, sabit BPK profilinin uygulandığı proses ile karşılaştırıldığında SÇO'da %2.4'lük bir artış elde etmişlerdir. Aynı zamanda BPK'nın şekillendirme başlangıcında lokal incelmeleri önlemek için mümkün olduğunca düşük, şekillendirme ortalarından sonlarına doğru ise buruşmayı önlemek için mümkün olduğunca yüksek tutulması gerektiğini vurgulamışlardır.

Choi ve ark. (2007a) çalışmalarında ılık hidromekanik derin çekme prosesinde optimum sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti profillerini (yükleme profilleri) adaptif sonlu elemanlar analizi (FEA) ile birlikte çalışan bulanık mantık kontrol algoritmasını kullanarak belirlemişlerdir. Çalışmada ABAQUS/Explicit SEA yazılımı için oluşturulan alt programa bulanık mantık kontrol algoritması eklenmiştir ve optimum yükleme profillerinin bulanık kontrol algoritması yöntemiyle nasıl bulunduğunu gösteren akış şeması **Şekil 2.23**'te verilmiştir. Bu yöntem uygulanırken kalıpların ve sıvının sahip olması gereken optimum sıcaklıklar daha önceden belirlenmiştir. Çalışmada SE yazılımında oluşturulan alt program yardımıyla her bir zaman adımının başında, sacda oluşan minimum kalınlık, maksimum buruşma ve sacın ıstampaya temas durumu gibi giriş değişkenleri ölçülerek optimum yükleme profilleri tek bir simülasyon analiziyle belirlenmiştir. Uygun sıvı basıncı profilinin belirlenmesi için minimum sac kalınlığı ve ıstampa duvarına temas kriterleri; uygun BPK profilini belirlemek için ise minimum sac kalınlığı ve buruşma yüksekliği kriterleri kullanılmıştır.



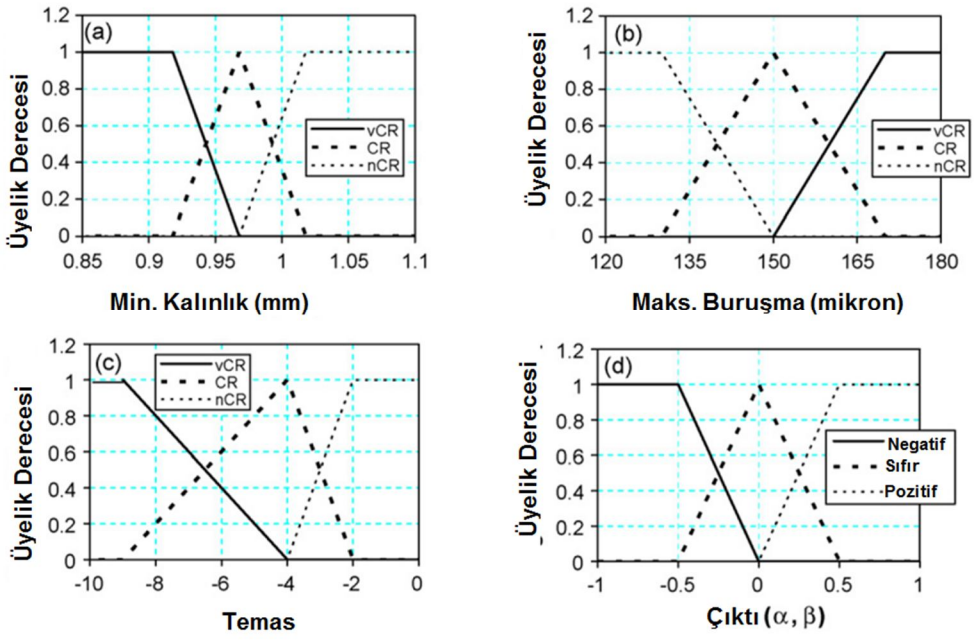
Şekil 2.23. Choi ve ark. (2007a) çalışmasında optimum yükleme profillerinin belirlenmesi: (a)Giriş değişkenleri, (b) Adaptif FEA ile birlikte çalışan bulanık mantık algoritmasının akış şeması

Bulanık kontrol yönteminde giriş değişkenlerine **Şekil 2.24**'teki üyelik fonksiyonlarına göre 0 ila 1 arasında vCR; çok kritik, CR; kritik ve nCR; kritik değil gibi durumları ifade eden üyelik dereceleri atanmıştır. Çalışmada %30 incelmede hasarın oluştuğu kabul edilmiştir. Örneğin sonlu elemanlar alt programından bulanık kontrol algoritmasına sacın minimum kalınlığının 1 mm olduğu bilgisi geldiğinde **Şekil 2.24**a'daki üyelik fonksiyonu yardımıyla kalınlığın üyelik değerleri çok kritik için 0, kritik için 0.4 ve kritik değil için 0.6 olmaktadır. Diğer girdi değişkenleri için de bu şekilde üyelik değerleri belirlenmiştir. Sonra **Şekil 2.25**'da verilen kural tabanı matrislerine göre yüklemelerin (sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti) artması mı yoksa azalması mı gerektiğine karar verilmiştir. Bu matriste girdi değişkenlerinin değerlerine göre 9 durumda (R1-R9) tecrübelerden yani bu konunun uzmanlarından yararlanarak yüklemelerin hangi yönde olacağına karar verilmiştir. Örneğin minimum kalınlık kritik değilken (nCR), temas çok kritik ise (vCR) sıvı basıncının artması gerektiğine karar verilmiştir. Burada temasın kritik olması henüz sacın ıstampaya yeterince temas etmediğini belirtmektedir. Eğer kalınlık ve temas kritik değerlerde (CR) ise sıvı basıncının sabit kalması gerektiğine karar verilmiştir. Baskı plakası kuvveti için de sıvı basıncına benzer tarzda kurallar yazılmıştır. Kural tabanı matrisine göre pozitif, sıfır ve negatif gibi çıktı üyelik değerleri belirlenmiş ve sonra çıktı üyelik fonksiyonu ile bu değerler kesin çıktılara (α, β) dönüştürülmüştür (**Şekil 2.24**d). Kesin çıktı değerleri ile olması gereken yükleme değeri P ve BPK sırasıyla sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti olmak üzere

$$P_i^{yeni} = P_i^{eski} + \alpha \Delta \mathrm{P_i} \tag{2.1}$$

$$\mathrm{BPK^{yeni}} = \mathrm{BPK^{eski}} + \beta \Delta BPK \tag{2.2}$$

ile hesaplanmıştır.



Şekil 2.24. Bulanık mantık kontrol algoritmasında (a) kalınlık, (b) buruşma yüksekliği,(c) ıstampaya temas durumları ve (d) çıktı üyelik derecesi için oluşturulan üyelik fonksiyonları (Choi ve ark., 2007a)

(a)

(Pi)	*Temas*		
Min. Kalınlık	vCR	CR	nCR
vCR	(-)/R1	(-)/R2	(-)/R3
CR	(+)/R4	(0)/R5	(-)/R6
nCR	(+)/R7	(+)/R8	(0)/R9

vCR; çok kritik , CR; kritik , nCR; kritik değil

(b)

(BHF)	*Maks. buruşma*		
Min. Kalınlık	vCR	CR	nCR
vCR	(-)/R1	(-)/R2	(-)/R3
CR	(+)/R4	(0)/R5	(-)/R6
nCR	(+)/R7	(+)/R8	(0)/R9

(+); artır , (0); değiştirme , (-); azalt

Şekil 2.25. (a) Sıvı basıncı, (b) baskı plakası kuvveti için kural tabanı matrisi (Choi ve ark., 2007a)

Bu tez çalışmasında da Choi ve ark. (2007)'nın geliştirdikleri adaptif FEM simülasyonlarıyla eş zamanlı çalışan bulanık mantık kontrol algoritması LS-DYNA/Explicit SEA yazılımına uygulanarak ılık hidromekanik derin çekme prosesi için gerekli optimum sıvı basıncı ve BPK profilleri belirlenmiştir.

2.2. Ilık Şekillendirme

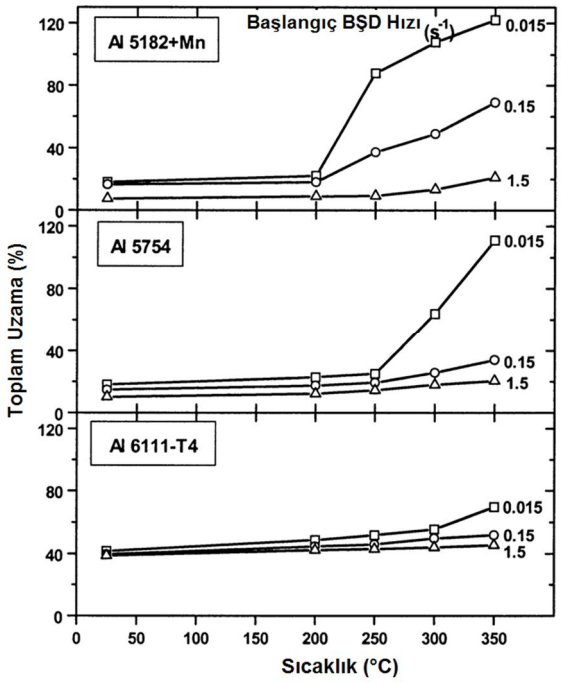
Ilık Şekillendirme (IŞ), üretimin malzemenin toparlanma sıcaklığının üzerinde ve yeniden kristalleşme (rekristalizasyon) sıcaklığının altındaki sıcaklıklarda gerçekleştirildiği bir prosestir. Malzemelerin şekillendirilebilirliğinde önemli oranda artış sağlayan ılık şekillendirme yönteminde, sıcak şekillendirmede sıkça karşılaşılan parçaların oksitlenmesi ve boyutsal doğruluğun düşük olması gibi sorunlar

aşılabilmekte ve şekillendirme prosesi sonrasındaki ısıl işlem gereksinimi ortadan kalkmaktadır. Ilık şekillendirme üzerine 1960'lardan buyana yaygın bir biçimde çalışılmaktadır (Kim ve ark., 2006b). Hafif malzemelerin ılık şekillendirilmesi, 1970'lerde %6 Mg içeren alüminyum alaşımının 250°C sıcaklıkta yüzde uzama değerinin %300'e ulaştığının keşfedilmesiyle daha çok ilgi çekmeye başlamıştır (Altan, 2002).

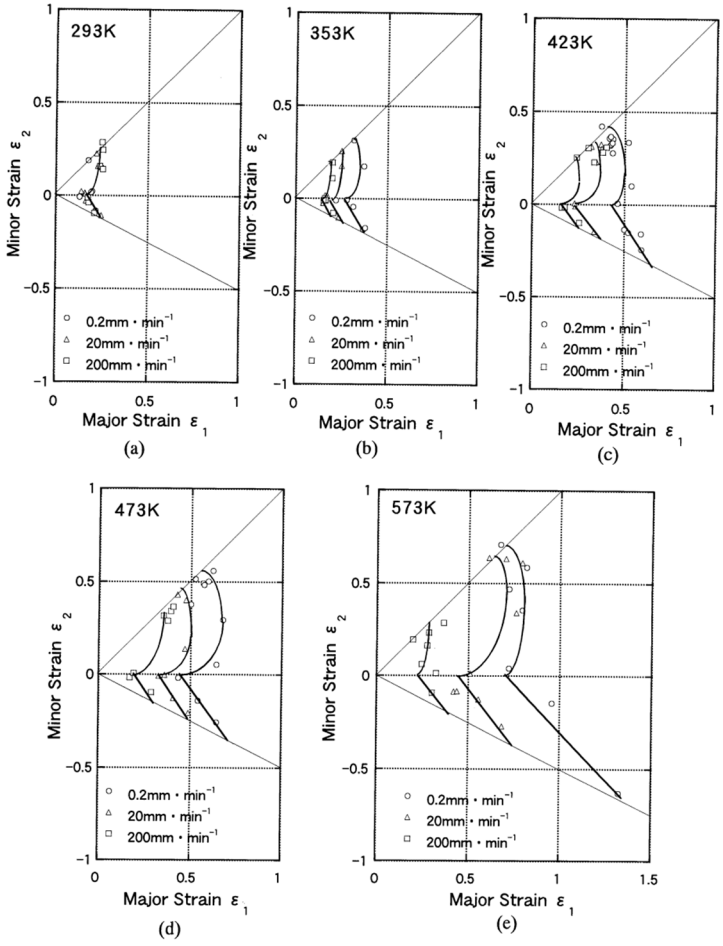
Ilık şekillendirmede, proses için uygun sıcaklık aralığına karar verilebilmesi için ilk olarak sıcaklığın malzemenin mekanik davranışına etkisinin bilinmesi gereklidir. Bu amaçla sıcaklığın malzemelerin mekanik davranışına etkisinin incelendiği birçok çalışma yapılmıştır. Shehata ve ark. (1978) çalışmalarında 20 ila 300°C arasındaki ılık sıcaklıklarda Al-Mg alaşımlarının çekme testi ile mekanik davranışını araştırmış ve sonuçta yüzde uzamanın artan sıcaklık ve azalan Birim Şekil Değiştirme (BŞD) hızıyla önemli ölçüde arttığını belirlemişlerdir. Alüminyum alaşımlarının sünekliğindeki iyileşmeye de sıcaklıkla birlikte BŞD hızı duyarlılığındaki artışı kaynak göstermişlerdir.

(Li and Ghosh 2003) çalışmalarında üç farklı alüminyum alaşımının 200-350°C aralığındaki sıcaklıklarda tek eksenli çekme testindeki davranışını farklı BŞD hızları için araştırmışlardır. Sonuçta **Şekil 2.26**'da görüldüğü gibi özellikle Al 5182 ve bu çalışmada da kullanılmış olan Al 5754 için yüzde uzamanın 200 ve 250°C'nin üzerindeki sıcaklıklarda önemli oranda arttığını bulmuşlardır. Ancak yüzde uzama değerindeki bu artış Al 5754 için 0.015 s^{-1} BŞD hızında daha yüksek iken, 0.15 ve 1.5 BŞD hızlarında çok fazla değildir.

(Naka ve ark., 2001) çalışmasında sıcaklığın ve şekillendirme hızının AA 5083 Al-Mg alaşımının Şekillendirme Sınır Diyagramına (ŞSD) etkileri deneysel olarak araştırılmıştır. Malzemenin sınır BŞD değerlerinin 150-300°C sıcaklık aralığında özellikle düşük BŞD hızlarında önemli ölçüde artarken, oda sıcaklığında sınır BŞD değerlerinin hızdan bağımsız olduğu bulunmuştur (**Şekil 2.27**). Düşük şekillendirme hızı ve 300°C civarındaki sıcaklıkta düzlem BŞD durumundaki sınır BŞD değeri 0.75'e kadar çıkmıştır. Araştırmacılar 300°C ve düşük şekillendirme hızlarında meydana gelen bu şekillendirilebilirlik artışının nedeni olarak malzemenin BŞD hızı duyarlılığının *(m* değeri) artışını kaynak gösterirlerken, 200°C'nin altında şekillendirilebilirlik üzerinde pekleşme üssünün *(n* değeri) daha etkili olduğunu belirtmişlerdir. Ayrıca bu sonucu teorik M-K analizleri ile de desteklemişlerdir.

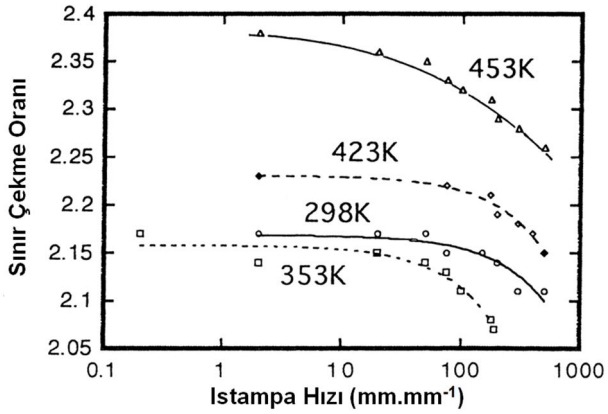


Şekil 2.26. Sıcaklığın ve BŞD hızının yüzde uzamaya etkisi (Li and Ghosh 2003)



Şekil 2.27. Sıcaklığın ve şekillendirme hızının AA 5083'ün ŞSD'sine etkisi (Naka ve ark., 2001)

Bu çalışmalar şekillendirme işleminin ılık şekillendirme sıcaklıkları fakat düşük BŞD hızlarında (0.005 civarı) gerçekleştirilmesiyle malzemelerin çok yüksek oranda şekillenme kabiliyeti kazanacağını açıkça göstermektedir. Literatürde sıcaklığın ve şekillendirme hızının gerçek şekillendirme proseslerine etkisini inceleyen yine birçok çalışma yapılmıştır. Naka ve Yoshida (1999) tarafından yapılan çalışmada silindirik parçaların ılık sıcaklıklarda derin çekilebilirliğine sıcaklığın ve şekillendirme hızının etkisi AA 5083 malzeme için araştırılmıştır. Sıcaklığın ve şekillendirme hızının malzemenin mekanik özelliklerine etkisini de araştırmak için malzemeye çekme testi uygulanmıştır. Derin çekme deneylerinde kalıplar 180°C sıcaklıklara kadar ısıtılırken ıstampa da soğutuluştur. Sonuçta malzemenin Sınır Çekme Oranının (SÇO) kalıp sıcaklığıyla birlikte artarken, şekillendirme hızıyla azaldığı belirlenmiştir (**Şekil 2.28**). Literatürdeki diğer araştırmalara göre 5*XXX* grubu malzemelerde bu sıcaklık aslında malzemenin toparlanma sıcaklığının başlangıç değerleridir. Kalıp sıcaklığının daha da artırılırmış olması durumunda daha yüksek SÇO değerlerine de ulaşmak mümkündür.

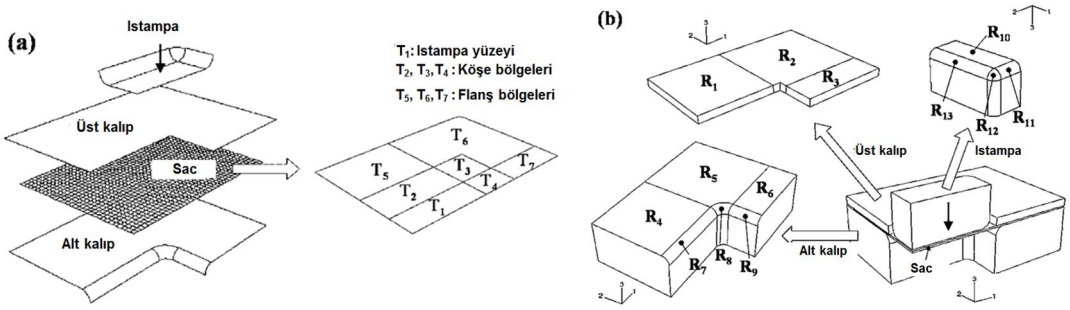


Şekil 2.28. Sıcaklık ve şekillendirme hızıyla SÇO'nun değişimi

Moon ve ark. (2001) çalışmasında klasik derin çekme işleminde ulaşılan SÇO değerinin artırılması için kalıp sıcaklık kontrolü yapılarak Al-1050 sac malzeme derin çekilmiştir. Kalıp sıcaklık kontrolü ile derin çekme işleminde parçanın potansiyel hasar bölgesi olan ıstampa uç radyüsü bölgesinin mukavemeti soğuk ıstampa ile artırılırken, parçanın yan duvarlarındaki gerilmenin azaltılması için sacın geri kalan bölgesi ısıtılmıştır. Sonuçta Al-1050 malzemenin derin çekilebilirliğine artırılması için kalıp sıcaklık kontrolünün oldukça etkili olduğu bulunmuştur. Çalışmada kullanılan malzemenin SÇO değeri oda sıcaklığı için 1.862 iken 200°C kalıp ve 25°C ıstampa sıcaklığı için 1.915, 200°C kalıp ve -10°C ıstampa sıcaklığı için de 2.096 bulunmuştur.

Kalıp sıcaklığıyla birlikte SÇO değerindeki artışın, parçanın yan duvarlarındaki gerilmenin azaltılmasıyla sağlandığı belirtilmiştir. Bundan başka SÇO'daki iyileşmeye diğer araştırmacıların da belirttiği sıcaklıkla birlikte BŞD hızı duyarlılığındaki artışın da katkı sağladığı sonucu verilmiştir.

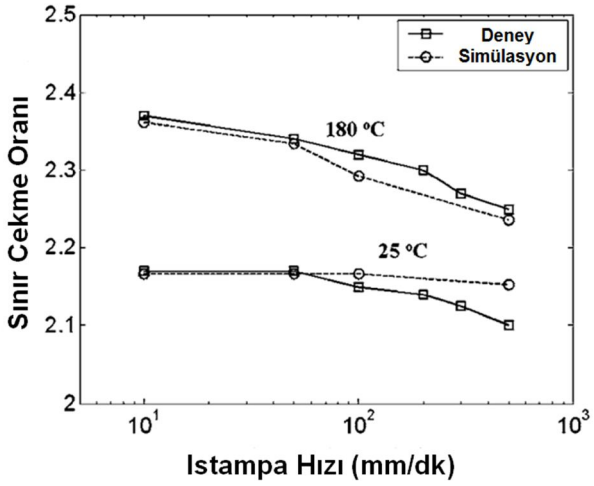
Ilık şekillendirme üzerinde en etkili parametre sacın sıcaklık dağılımıdır. En iyi şekillendirilebilirlik için en optimum sıcaklık dağılımını tespit edilmesi gereklidir. Bu amaçla Kim ve ark. (2006a) tarafından yapılan çalışmada, kare bir kabın ılık derin çekilmesinde sacın sahip olması gereken optimal sıcaklık gradyanının en etkin ve doğru şekilde belirlenebilmesi için hibrit izotermal/izotermal olmayan Sonlu Elemanlar Analizleri (SEA) ve Deney Tasarımı (Design of Experiment: DOE) yöntemleri kullanılmıştır. Başlangıçta analiz süresini kısaltmak için sac ve kalıplar arasındaki ısı transferi düşünülmeyerek sacın belirli bölgelerine sıcaklık değerleri atanmış ve Cevap Yüzeyi Yöntemiyle (Response Surface Methodology) en yüksek parça derinliğine ulaşmak için sacın sahip olması gereken sıcaklık dağılımını tahmin eden sayısal bir model geliştirilmiştir. Buradan elde edilen bilgilerle ısı transferinin de hesaba katıldığı izotermal olmayan SEA'de (**Şekil 2.29**) kalıplara uygun sıcaklık değerleri atanarak, daha gerçekçi ve deneysel olarak da uygulanabilir SEA'ler yapılmıştır. Sonuçta en fazla parça yüksekliğine kalıp ve baskı plakasının (lover die-upper die) R_1-R_9 bölgelerine 350°C, ıstampaya da 25°C sıcaklık atandığı durumda ulaşılmıştır. Ilık şekillendirmeye sıcaklıktan başka kalıplar ve sac arasındaki sürtünme katsayısı, Baskı Plakası Kuvveti (BPK) ve şekillendirme hızı etki eder. Bu parametrelerin etkileri yine Kim ve ark. (2006a) çalışmasında SEA ile araştırılmıştır. Sürtünme katsayısının derin çekmeye etkisi yüksek sıcaklıklarda, oda sıcaklığına göre daha fazladır ve sürtünme katsayısı arttıkça malzemenin kalıp boşluğuna doğru akışı zorlandığı için elde edilen parça yükseklikleri azalmıştır. Baskı plakası kuvveti de yine yüksek sıcaklıklarda oda sıcaklığına göre prosesi daha fazla etkilemiştir ve şekillendirilebilirliği artırmak için düşük BPK'nin tercih edilmesi gerektiği belirtilmiştir. Istampa hızının etkisi oda sıcaklığında ihmal edilebilirken kalıp sıcaklıkları lokal olarak kontrol edildiğinde oldukça artmıştır. Şekillendirilebilirliğin ıstampa hızıyla önemli oranda düştüğü belirtilmiştir.



Şekil 2.29. Kim ve ark. (2006a) çalışmasında kalıplara sıcaklıkların atanması

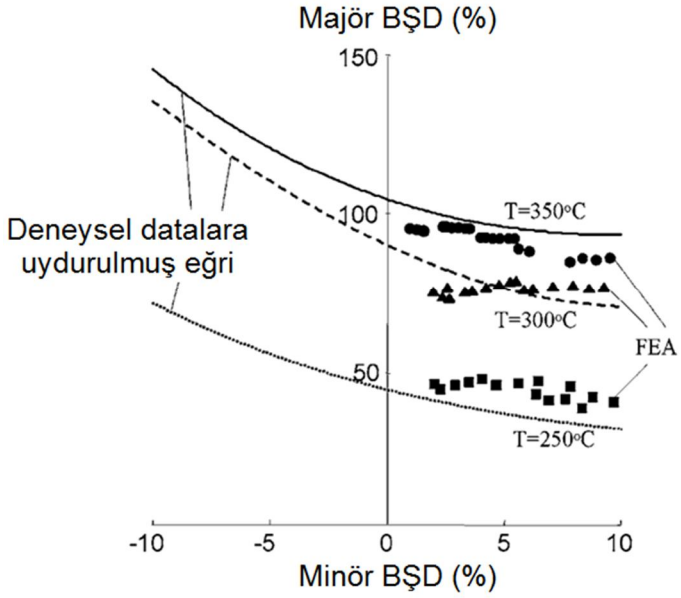
Kaya ve ark. (2008) alüminyum ve magnezyum alaşımlarının izotermal olmayan derin çekme prosesinde sacın ısıtılması için gerekli süreyi ve bu süreye baskı plakası kuvvetinin etkisini araştırmışlardır. Yüksek sıcaklıkta kullanılabilecek çeşitli yağlayıcıları değerlendirmişler ve PTFE filmin en yüksek performans veren yağlayıcı olduğunu belirlemişlerdir. Ayrıca sıcaklığın ve sac çapının bir fonksiyonu olarak kullanılabilecek maksimum ıstampa hızlarını deneysel olarak belirlemişleridir.

Ilık şekillendirmede sıcaklık başta olmak üzere parametrelerin uygun değerlerinin SEA ile belirlenmesi, proses geliştirme süresinden ve maliyetten tasarruf sağlar (Takuda ve ark. 2002, Palaniswamy ve ark. 2004). Fakat ılık şekillendirmenin etkinliği ve güvenilirliği az sayıdaki çalışmalarda SEA ile deneysel çalışmaların karşılaştırılması yoluyla doğrulanmıştır (Kim ve ark., 2006b). Bu konuda yapılan ilk araştırmalardan olan Takuda ve ark. tarafından 2002 yılında yapılan çalışmada Al 5083 alaşımlı alüminyum sacın derin çekilebilirliği ve hasar karakteristiği ısı transferinin de hesaba katıldığı 2 boyutlu (2B) SEA ile başarıyla tahmin edilebilmiştir. SEA ile elde edilen SÇO değerleri ile oda ve ılık sıcaklıklarda tahmin edilen muhtemel hasar bölgeleri, deneysel sonuçlarla uyum içerisinde çıkmıştır. Yine Kim ve ark. 2004 yılında yaptıkları araştırmada, Al5083 malzemenin ılık şekillendirmesinin 2B SEA ile Naka ve Yoshida (1999) tarafından yapılmış olan deneysel çalışmada bulunan SÇO değerlerini büyük bir doğrulukta tahmin edebilmişlerdir (**Şekil 2.30**).



Şekil 2.30. Silindirik bir parçanın derin çekilmesinin 2B SEA ile deneysel sonuçların karşılaştırılması (Naka ve Yoshida 1999, Kim ve ark. 2004)

Konu ile ilgili bir diğer araştırma olan Kim ve ark. (2006b) çalışmasında ılık şekillendirmenin üç boyutlu sayısal- termomekanik analizlerinin uygunluğu deneysel karşılaştırmalarla araştırılmıştır. Analiz sonuçları ve deneysel sonuçların birbirine daha fazla uyum göstermesi için yapılması gereken çalışmalar anlatılmıştır. Analizlerde, parçada meydana gelecek hasarı tahmin edebilmek için üç farklı hasar kriteri deneysel sonuçlarla karşılaştırma yoluyla değerlendirilmiş ve en uygun kriter olarak kalınlık oranı kabul edilmiştir. Kalınlık oranı kriteri, birbiriyle komşu elemanların kalınlık oranının her bir analiz adımında kritik bir değeri geçip geçmediğinin kontrolü ile uygulanmaktadır. Bu kriter için kritik değer deneysel olarak 0.94 bulunmuştur. Ayrıca oda sıcaklığında 0.9 mm kalınlıklı sacda boyunlaşma 0.8 mm kalınlıkta başlarken, 300°C de bu değerin 0.6 mm'ye düştüğü bulunmuştur. Çalışmada malzemenin Şekillendirme Sınır Diyagramı (ŞSD) deneysel olarak 250°C, 300°C ve 350°C sıcaklıklar için **Şekil 2.31**'deki gibi elde edilmiş ve sıcaklıklar birlikte sınır BŞD değerlerinin özellikle 250°C ve 300°C arasında önemli ölçüde attığı gözlemlenmiştir. Ayrıca kare kabın derin çekilmesi analizinden, kritik hasar bölgesi olan ıstampa köşe bölgesinde hesap edilen sınır BŞD değerleriyle deneysel olarak elde edilen ŞSD'nin uyum içerisinde olduğu bulunmuştur. Böylece analizler için kabul edilen hasar kriteri ile sıcaklıkla birlikte artan sınır BŞD değerlerinin doğru bir şekilde tahmin edilebildiği ispatlanmıştır.



Şekil 2.31. Sıcaklığın ŞSD'ye etkisi (Kim ve ark., 2006b)

2.3. Ilık Hidro-şekillendirme

Hidro-şekillendirme ve ılık şekillendirmenin avantajlarını birleştirmek amacıyla ilk olarak Almanya'da araştırılmaya başlanan (Groche ve ark., 2002; Siegert ve Jager, 2004) ılık hidro-şekillendirme yöntemi:

- Şekillendirilebilirlikte daha fazla artış (**Şekil 2.32**)
- Parça konsolidasyonu (**Şekil 2.33**)
- Parçaların daha sağlam üretilmesi ve ağırlıklarının azaltılması
- Üretim adımlarında azalma
- Pres kapasitesinde azalma (**Şekil 2.34**)
- Daha düşük sıcaklıklarda şekillendirmeye izin verme

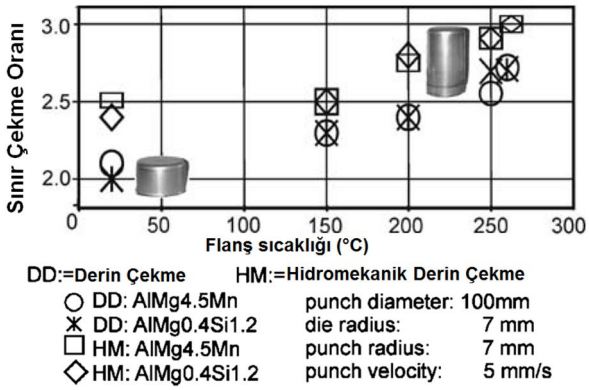
ve tüm bunların neticesinde de üretim maliyetlerinin düşürülmesi avantajlarını sunmaktadır. Choi ve ark. (2008) ılık hidro-şekillendirmede şekillendirilebilirliğin aşağıda belirtilen nedenlerden dolayı arttığını ifade etmişlerdir:

1. Flanş bölgesindeki yüksek sıcaklık: Flanş bölgesindeki malzemenin ısıtılmasıyla gerilmede önemli ölçüde azalma meydana gelmekte ve buda sünekliği artırmakta, malzeme akışını kolaylaştırmaktadır
2. Kalıp radyüsü ve ıstampaya temas bölgelerinde düşük sıcaklık: Ilık şekillendirmeye göre sıvı basıncıyla sac soğutulmuş ıstampaya daha büyük

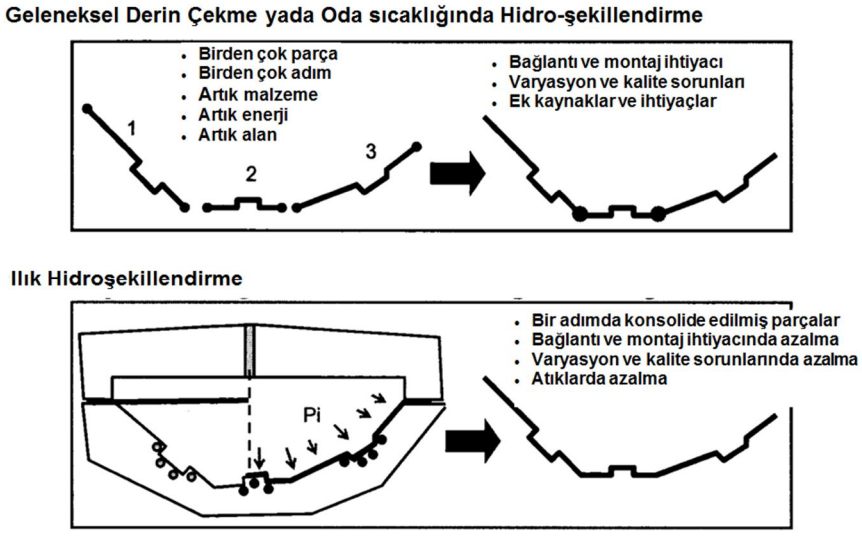
kuvvetle temas ettiği ve şekillendirme sıvısı da sacın sıcaklığını düşürdüğü için malzeme mukavemetinde artma meydana gelmektedir

3. Sürtünme etkisi: Sıvı basıncı nedeniyle ıstampa ve sac arasında oluşan sürtünme kuvveti neticesinde sac ıstampaya yapışır ve malzeme radyal doğrultuda hareket edemez. Bu da malzemede incelmeye neden olan radyal gerilmenin azalmasını sağlar. Ayrıca sıvı basıncı değerleri iyi ayarlandığında sacın kalıp radyüsü ile teması kesilip bu bölgedeki sürtünmenin ve radyal gerilmenin azalmasına neden olur.

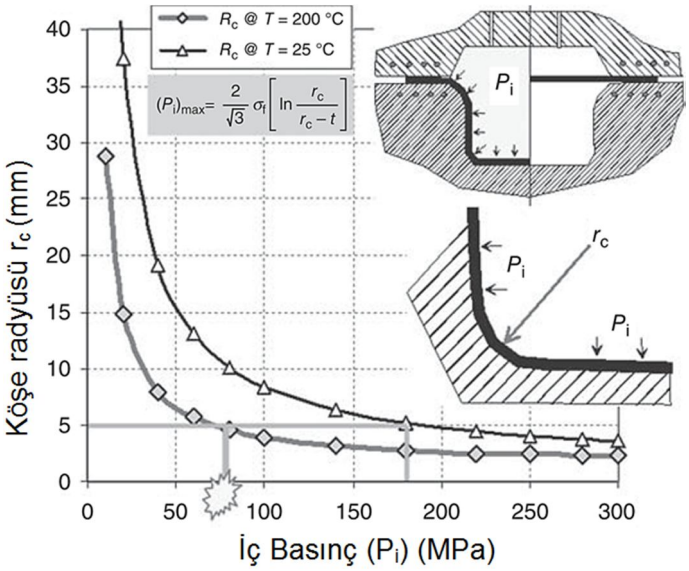
Ilık hidro-şekillendirme yöntemi de hidro-şekillendirmede olduğu gibi sac ve tüp malzemelerin şekillendirilmesi için uygulanabilmektedir. Ancak bu tez çalışmasında sac malzemelerin şekillendirilmesiyle ilgilendiği için ılık tüp hidro-şekillendirme konusundaki çalışmalara değinilmemiştir.



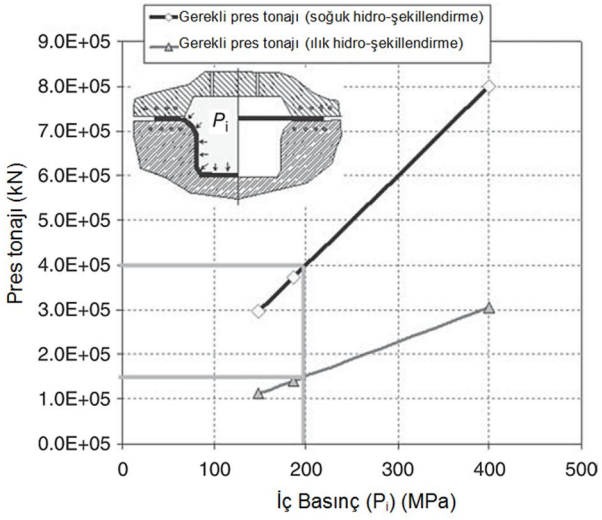
Şekil 2.32. Ilık hidro-şekillendirme yöntemiyle şekillendirilebilirliğin artırılması (Groche ve ark., 2002)



Şekil 2.33. Ilık hidro-şekillendirmenin parça konsolidasyonu avantajı (Choi, 2006)



(a)

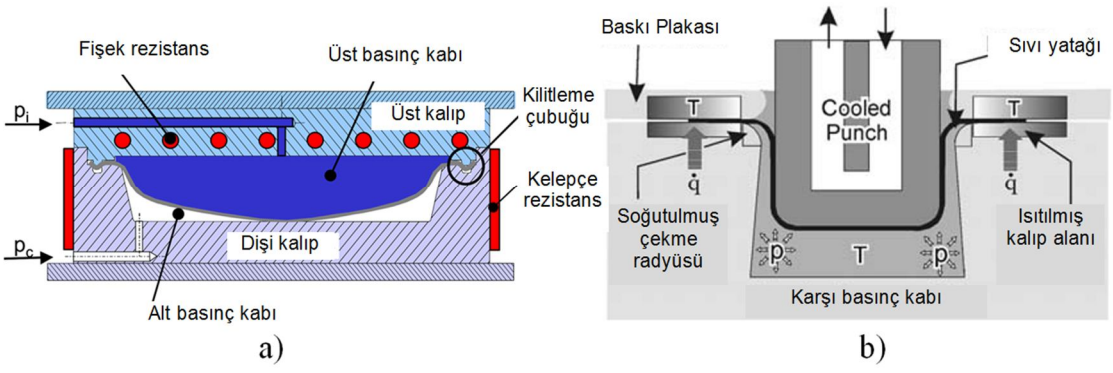


(b)

Şekil 2.34. (a) Ilık hidro-şekillendirme prosesiyle aynı radyüs için uygulanması gereken basınç 170 MPa'dan 70 MPa değerine inmektedir, (b) Ilık hidro-şekillendirme prosesiyle pres kapasitesinde meydana gelen azalma (Koç, 2008)

Ilık sac hidro-şekillendirme ile ilgili çalışma sayısı azdır ve araştırmalar halen başlangıç aşamasındadır. Konuyla ilgili çalışmalar **Çizelge 2.3**'de özetlenmiştir. Literatürde iki adet çalışma sadece sayısal (Choi ve ark., 2007a; Choi ve ark., 2008) bir adet de analitik çalışma (Choi ve ark., 2007b) dışında geri kalan 20 kadar çalışma ya deneysel ya da sayısal + deneysel olarak yürütülmüştür. Sayısal çalışmalarda ılık hidro-şekillendirmede farklı parametrelerin prosese etkisi incelenmiştir. Yapılan deneysel çalışmalar da proses yöntemine göre iki farklı gruba ayrılabilir. Bunlardan üzerinde en çok çalışma yapılanı, sacın belirli bir sıcaklığa kadar ısıtıldıktan sonra sıcak bir akışkan ile dişi kalıbın içerisine doğru sıvandığı dişi kalıpla ılık hidro-şekillendirme prosesidir

(Şekil 2.36a) (Siegert ve Jager, 2004a; Keigler ve ark., 2005; Mahabunphachai ve Koç, 2010; Koç ve ark., 2011a; Koç ve ark., 2011b; Gedikli ve ark., 2011). Bu proseste sac baskı plakası ile sıkıştırıldıktan sonra gerdirilerek şekillendirilmektedir. Bu nedenle prosese etki eden parametreler sıcaklık ve sıvı basıncı olmaktadır. Diğer yöntemde ise flanşı ısıtılan çoğu zaman da cidarı akışkan ve ıstampa ile soğutulan sac, belirli bir baskı plakası kuvvetiyle sıkıştırıldıktan sonra sıvı basıncıyla ıstampa üzerine sıvanmaktadır (Şekil 2.36b). Bu prosese erkek kalıpla ılık hidro-şekillendirme ya da Ilık Hidromekanik Derin Çekme (IHDÇ) denir ve ilk yönteme göre gerçekleştirilmesi çok daha zordur. Çünkü bu yöntemde sıvı basıncının yanında baskı plakası kuvveti de hassas olarak ayarlanmalıdır ve sacın sıcaklık dağılımı flanş ve cidar bölgesinde farklı olmalıdır. Bu nedenle IHDÇ prosesiyle ilgili kapsamlı ve önemli dergilerde yayımlanmış deneysel çalışmalara rastlanmamıştır. Konuyla ilgili daha çok bildiri formatında ve 2002-2004 yılları arasında yapılmış çalışmalara rastlanmıştır ve bu çalışmalarda genellikle sıcaklığın SÇO'ya etkisi araştırılmıştır (Groche ve ark. , 2002; Siegert ve Jager, 2004b; Xu ve ark., 2004; Kurz, 2004). Ayrıca malzemelerin farklı sıcaklıklardaki mekanik davranışlarını belirlemek üzere gerçekleştirilen deneysel çalışmalar da bulunmaktadır (Groche ve ark. , 2002; Siegert ve Jager, 2004b; Xu ve ark., 2004; Mahabunphachai ve Koç, 2010). Yapılan sayısal ve deneysel çalışmaların bazılarında parametrelerin prosese etkisi deney tasarımı (DOE; Design of Experiment) uygulamaları ile belirlenmiştir (Mahabunphachai ve Koç, 2010, Koç ve ark.,2011a; Koç ve ark., 2011b).



Şekil 2.35. a) Dişi kalıpla ılık hidro-şekillendirme (Siegert ve Jager, 2004a), b) Ilık hidromekanik derin çekme (Groche ve ark. 2002)

Çizelge 2.3. Ilık hidro-şekillendirme konusunda yapılan çalışmalar

Çalışma (Makale/Tez)	Deneysel	Nümerik	Analitik	Malzeme karak.	Parametre optm.	Deney Tasarımı	Kullanılan Malzeme	Sıcaklık aralığı (°C)	İncelenen Parametreler	Performans Kriteri
Mahabunphachai ve Koç (2010)	X (Dişi kalıpla ılık hidroşek. (SHF-D))	X		X		X	AL 5052 AL 6061	20-300	1.Bşd hızı 2. Sıcaklık, basınç 3. Tek ve iki eksenli akma eğrileri	Boşluk doldurma oranı (BDO), İncelme
Koç ve ark. (2011b)	X(SHF-D)				X	X	AA 5754	150 ve 260	Sıcaklık Basınç Basınç hızı	İncelme, BDO, Eğrilik yarıçapları
Koç ve ark. (2011c)	X(SHF-D)	X				X	AISI 201 AISI 301 AISI 304	100 ve 200	Basınç, sıcaklık kalıp / parça geo. malzeme türü	İncelme ve BDO
Gedikli ve ark. (2011)	X(SHF-D)	X (Daha çok)					AL 5754	150 ve 260	Sıcaklık ve basınç Asıl olarak FEA de malzeme tipi, çözücü, akma eğrisi	İncelme ve BDO
Novotny ve Geiger (2003)		X		X			AA 5182 AA 6016	20-300	Sıcaklık	Şekillendirme sınır diyagramı (ŞSD), Akma eğrisi Sürtünme katsayısı
Keigler ve ark. (2005)	X(SHF-D)	X			Deneme yanılma		AA 5182	300-450 (nitrojen ile)	Sıcaklık	Kap yüksekliği Kabın duvara yapışması Kap radyüsü
Choi ve ark. (2007a)		X (SHF-P)			X		AZ31 (Mg alaşımı)	Flanş:220 Stampa:50-225 Sıvı:220-250	Sıvı basıncı BP kuvveti	İncelme, Buruşma, Stampaya temas, BDO
Choi ve ark. (2007b)			X (SHF-P)				AA6016	Flanş:20-260 Stampa: 50 Sıvı:70	Sıcaklık, sıvı basıncı, BP kuvveti, şekillendirme hızı	Sınır Çekme Oranı (SÇO)
Choi ve ark. (2008)		X (SHF-P)						Flanş:250 Stampa:50 Kalıp köşesi:100	Sıcaklık dağılımı Analiz çeşidi	İncelme, Parça yüksekliği
Groche ve ark. (2002)	X (Ilık hidromek. derin çekme (SHF-P))	X		X			AlMg4,5Mn (AA5083) AlMg0,4Si1.2 (AA6016)	20-250	Sıcaklık	Akma eğrisi, Sınır bşd, Sürtünme katsayısı, SÇO
Kurz (2004)	X(SHF-P)			X (Başka kaynaktan almış)	Deneme yanılma		AZ31 ve AZ21	150	Sıcaklık Basınç	SÇO ve akma eğrisi
Siegert ve Jager (2004)	X(SHF-P)			X			AZ31	350 °C'ye kadar	Sıcaklık	Stampa altındaki bşd değeri
Xu ve ark. (2004b)	X(SHF-P)			X (sadece çekme)	Deneme yanılma		SU 304	30-120 °C	Sıcaklık	SÇO ve akma eğrisi
DOKTORA TEZİ	**X(SHF-P)**	**X**		**X**	**X**	**X**	**AL 5754**	**20-300 °C**	**Sıvı basıncı, Baskı plakası kuvveti, Sıcaklık**	**SÇO, kalınlık dağılımı, buruşma, akma eğrisi**

2.3.1. Malzeme karakterizasyonu üzerine yapılan çalışmalar

Uygun ılık hidro-şekillendirme stratejilerinin geliştirilebilmesi için öncelikle şekillendirmede kullanılacak malzemelerin yüksek sıcaklıklardaki davranışını belirlemek gerekmektedir. Bu nedenle malzemelerin yüksek sıcaklıklardaki davranışı özellikle çekme ve hidrolik şişirme deneyleri ile tespit edilmektedir. Sadece malzeme karakterizasyonunu kapsayan çalışmalar olduğu gibi (Novotny ve Geiger, 2003; Li ve Ghosh, 2003; Kaya ve ark. 2008), ılık hidro-şekillendirme ile ilgili çalışmalarda da bu konu araştırılmıştır (Mahabunphachai ve Koç, 2010; Groche ve ark., 2002; Siegert ve Jager, 2004b; Xu ve ark., 2004).

Novotny ve Geiger (2003) çalışmalarında tek eksenli çekme, hidrolik şişirme ve şerit çekme deneylerinin laboratuvar sistemlerini kurarak ılık sıvı basınçlı hidro-şekillendirme üretim sistemi tasarımını gerçekleştirmişlerdir. Testler ayrıca SEA ile simüle edilerek bu üretim stratejisinin simülasyonundaki sınırlamaları ve potansiyelleri gösterilmiştir. Hidro-şekillendirme prosesinin kalıpları ve sıvı ortamı

parçaya sıcaklık aktarma aracı olarak kullanılarak sac malzemelerin yüksek sıcaklıklarda daha fazla şekillendirilebileceği belirtilmiştir. Çalışmadaki malzemelere oda sıcaklığından 300 ˚C ye kadar değişken sıcaklık aralığında çekme ve şişirme testleri uygulanmış ve 5XXX malzemede 300 derecenin üstünde tane büyümesi, 6016 malzemede ise 240 derecenin üzerinde termal olarak aktifleşen yaşlanma meydana geldiği bulunmuştur. Malzeme özelliklerinin şekillendirme prosesini negatif olarak etkilemesi istenmediğinden bu sıcaklıklar proses sınırını oluşturmuştur. 5182 alaşımının yüzde uzaması sıcaklıkla birlikte önemli derece artarken 6016 alaşımı 200 dereceye kadar küçük bir artış gösterdikten sonra bu sıcaklığın üzerinde yeniden oda sıcaklığındaki seviyesine düşmüştür. Bu farklı malzeme davranışlarının proses tasarımında farklı yaklaşımları gerekli kıldığı sonucuna ulaşılmıştır. Şişirme testinden elde edilen akma eğrileri çekme testinden elde edilenlerle iyi bir uyum içerisinde çıkmıştır. Şişirme testindeki sıcaklıkla birlikte BŞD'de meydana gelen yükselme çekme testindekinden çok düşük bulunmuştur. Bu da BŞD halinin (tek ve iki eksenli olması hali) malzemenin maksimum uzamasına önemli derecede etki ettiğini gösterir. Çalışmada iki farklı BŞD halinin elde edilmesiyle sıcaklığın Şekillendirme Sınır Diyagramına (ŞSD) etkisi de belirlenmiştir. Çalışmada ayrıca kalıp malzemesi ve yağlayıcının ileri sıcaklıklarda yapılan şekillendirmelerdeki uygunluğuna karar verebilmek için var olan şerit çekme deneyi bir ısıtma cihazıyla modifiye edilmiştir. Deneylerde yağ ve gres gibi sıvı yağlayıcıların oda sıcaklığındaki viskoziteleri yüksekse oda sıcaklığında ve ileri sıcaklıklarda düşük sürtünme kuvvetleri oluşturdukları bulunmuştur. Tam eşleşmiş termal-gerilme analizlerinin kullanılması şekillendirme sırasındaki ısı akışındaki değişim uygun olarak modellenebildiği için kabul edilebilir sonuçlar vermiştir fakat bu uzun hesap sürelerine ve büyük modellere neden olmuştur.

Li ve Ghosh (2003) çalışmalarında üç farklı alaşımlı alüminyumun ılık sıcaklıklarda (200-350 °C arasında) ve farklı BŞD hızlarındaki deformasyon davranışını çekme testinde incelerken Kaya ve ark. (2008) ise AZ31 alaşımlı magnezyumun ılık sıcaklıklardaki ve farklı şekillendirme hızlarındaki davranışını (225°C'ye kadar) hidrolik şişirme deneyi ile incelemişlerdir. Li ve Ghosh (2003) çekme testleri sonucuna alaşımlı alüminyumun yüzde uzamasının sıcaklıklar birlikte önemli oranda arttığını ve BŞD hızıyla birlikte azaldığını bulmuşlardır. Malzemelerin ileri sıcaklıklarda sünekliklerinin artması, üniform olmayan

deformasyonun ileri sıcaklıklarda ve/veya düşük BŞD hızlarında baskın olması ile meydana gelmiştir. Sünekliğin ileri sıcaklıklarda artmasının bir nedeni olarak da BŞD hızı duyarlılığındaki artış gösterilmiştir. Deformasyonla sertleştirilmiş alaşımlı alüminyumların, çökelme sertleşmesi davranışı gösterenlere göre daha iyi şekillendirilebilirliğe sahip oldukları bulunmuştur. Kaya ve ark. (2008) hidrolik şişirme deneylerini, sacda homojen bir sıcaklık dağılımı sağlamak için yağ içerisine daldırılmış kalıplarda gerçekleştirmişlerdir. Alaşımlı magnezyumun ileri sıcaklıklarda şekillendirilebilirliğinin önemli ölçüde arttığını bulmuşlardır ve benzer şartlardaki çekme testinde 0.3 BŞD'ye kadar elde edilen akma eğrilerini hidrolik şişirme deneyiyle 0.7 değerine kadar elde etmişlerdir. Çalışmada ayrıca hidrolik şişirme deneylerinde kalınlığı ve radyüsü hesaplamak için kullanılan analitik modellerin, şişirme yüksekliğinin kalıp çapına oranı olan 0.2 değerine kadar kabul edilebilir sonuçlar verdiği belirtilmiştir. Daha yüksek şişirme değerlerinde kalınlık ve radyüsün ölçülen ve hesaplanan değerleri arasında sırasıyla %8 ve %6 fark bulunmuştur.

Mahabunphachai ve Koç (2010) çalışmalarında AA 5052 ve AA 6061 malzemelerinin deformasyon karakteristiği 300 ˚C sıcaklığa kadar ve 0.0013 ila 0.013 s^{-1} BŞD hızları arasında tek ve iki eksenli durumlarda araştırmışlardır. Hidrolik şişirme testinden elde edilen akma eğrileri %60-70 yüzde uzama değerlerine kadar çıkarken tek eksenli çekme testinde ancak %30'lara kadar elde edilebilmiştir. Çalışmada mikro yapı analizleri ile yüksek sıcaklıklarda ve BŞD hızlarında tane boyutundaki değişmenin önemli olmadığı bulunmuştur. Bu nedenle yüksek sıcaklıklarda akma gerilmesindeki düşüşün termal olarak aktifleşen dislokasyon hatları nedeniyle meydana geldiği belirtilmiştir. Groche ve ark. (2002) IHDÇ yönteminde gerekli proses parametrelerini ve optimize edilmiş takım geometrisini SEA ile bulmuşlardır ve SEA için gerekli olan akma eğrilerini hidrolik şişirme deneyi ile elde etmişlerdir. Siegert ve Jager (2004b) çalışmasında, AZ31 alaşımlı magnezyumun 350 ˚C'ye kadar olan sıcaklıklardaki şekillendirilebilirliği araştırılmıştır. Bu kapsamda malzemeye ait gerilme-BŞD eğrileri ve ŞSD'leri belirlenmiştir. Malzemeye ait akma eğrisi öncelikle çekme deneyi ile elde edilmiştir. Malzeme oda sıcaklığında %17 uzama gösterirken 350 ˚C'de uzaması %65'e çıkmıştır fakat üniform uzaması bu arada %17'den %12'ye düşmüştür. Buradan boyunlaşma anındaki uzamanın sıcaklıkla birlikte arttığı sonucuna varılmıştır. Üniform deformasyonun ötesinde, gerilme durumu tek eksenli olmadığı için çekme

testi ile gerilme-BŞD eğrisinin elde edilmesi, uygun değildir. Bu nedenle gerilme-BŞD eğrisinin pnömatik yâda hidrolik şişirme deneyi ile elde edilmesinin daha uygun olduğu sonucuna varılmış ve farklı şekillendirme sıcaklıklarındaki gerilme-BŞD eğrileri pnömatik şişirme testi ile belirlenmiştir. Bu deneylerde daha yüksek BŞD'lere boyunlaşma oluşmadan önce ulaşılabildiği görülmüştür. ŞSD'nin sağ tarafını farklı sıcaklıklarda elde etmek için düzlem BŞD çekme deneyi ve şişirme deneyleri yapılmıştır. Sıcaklıkla birlikte ŞSE'nin yükseldiği belirlenmiştir. Xu ve ark. (2004) çalışmasında malzemenin akma mukavemeti, pekleşme üssü (n) ve anizotropi katsayısına (r) sıcaklığın etkisi 30 ila 150 °C arasında gerçekleştirilen çekme deneyleri ile araştırılmıştır. Sıcaklıkla birlikte akma mukavemeti azalmıştır. En düşük n değeri 90 °C sıcaklıkta elde edilmiştir ve r değeri sıcaklıkla birlikte artma eğilimindedir. Bu durumun da derin çekme için faydalı olduğu belirtilmiştir. Tüm bu sonuçlardan IHDÇ prosesi gerçekleştirilmeden önce malzeme karakterizayonunun yapılması gerektiği anlaşılmaktadır.

2.3.2. Parametrelerin optimizasyonu konusunda yapılan çalışmalar

Optimal parametre değerlerinin ve parametrelerin proses üzerine nasıl ve ne oranda etki ettiğinin DOE yöntemleri ile bulunduğu araştırmalar genellikle dişi kalıpla ılık hidro-şekillendirme prosesinde yapılmıştır. Choi ve ark (2007a) çalışmasında optimum parametreleri adaptif FE analizleri ve analizlerle birlikte çalışan Bulanık Mantık Kontrol Algoritmasıyla (BMKA) yazılmış alt programlar yardımıyla simülasyonlar gerçekleştirerek belirlemişlerdir. Bu yöntemde analizin her bir zaman adımında sacda oluşan incelme, buruşma ve ıstampaya temas durumunun kontrolü yapılmakta; incelme ve buruşmaya eğilim varsa ya da ıstampaya temas sağlanmamışsa sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti bu olumsuzlukları giderecek şekilde ayarlanmaktadır. Bu çalışmada optimum olarak belirlenen sıvı basıncı ve baskı plakası kuvvetinin sacdaki incelmeye ve boşluk doldurma oranına etkisi araştırılırken diğer parametrelerin etki dereceleri ortaya koyulmamıştır. Parametrelerin prosese etkilerinin DOE yöntemleriyle bulunduğu çalışmalar da bulunmaktadır (Mahabunphachai ve Koç, 2010; Koç ve ark., 2011a; Koç ve ark., 2011b). Bu çalışmalarda farklı değerlerdeki sıcaklık ve sıvı basıncı parametrelerinin incelmeye ve boşluk doldurma oranına etki dereceleri cevap yüzeyi metodu ile belirlenmiştir.

2.3.3. Dişi kalıpla ılık hidro-şekillendirme

Araştırmalarda genelde otomotiv sektöründe yoğunlukla kullanılan 5000 grubu alaşımlı alüminyum malzeme kullanılmıştır. Çalışmalarda oda sıcaklığı ila maksimum 300 ˚C arasındaki sıcaklıklarda proses araştırılmıştır. Genel olarak sıcaklığın ve şekillendirme sıvısı basıncının sacda oluşan incelmeye ve boşluk doldurma oranına etkisi incelenmiştir (Mahabunphachai ve Koç, 2010; Koç ve ark., 2011b; Gedikli ve ark., 2011; Koç ve ark., 2011c). Gedikli ve ark. (2011) parametrelerin prosese etkisinin yanında ılık hidro-şekillendirme analizlerinin doğruluğunu artırmaya yönelik olarak da çalışmışlardır. Malzemeler, genelde oda sıcaklığında BŞD hızına duyarsız iken, yüksek sıcaklıklarda BŞD hızı önemli olabilmektedir. Bu nedenle, BŞD hızının da belirtilen cevap parametrelerine olan etkisini araştıran çalışmalar vardır (Mahabunphachai ve Koç, 2010; Koç ve ark., 2011b). Bunun yanında malzemenin ve parça geometrisinin prosese olan etkisini inceleyen çalışmalara da rastlanmıştır (Koç ve ark., 2011c). Bahsedilen çalışmalarda, malzeme belirli sıcaklık ve basınçlarda dişi kalıbın içerisine doğru şekillendirilirken, kullanılan baskı plakası kuvveti hakkında bir bilgi verilmemiştir. Bu durumda sacın baskı plakası altından kaymadan gerdirilerek şekillendirildiği düşünülmektedir. Dolayısıyla baskı plakası kuvvetinin prosese olan etkisi araştırılmamıştır.

2.3.4. Ilık hidromekanik derin çekme

Bu yöntemde araştırmalar daha çok alaşımlı alüminyum ve magnezyum malzemeleri üzerine yoğunlaşmıştır. Bazı deneysel çalışmalarda, malzemelerin şekillendirilebilirliklerinin ılık hidromekanik derin çekme prosesi ile önemli oranda arttığı belirlenmiştir (**Çizelge 2.4**) (Groche ve ark., 2002; Kurz, 2004; Siegert ve Jager, 2004; Xu ve ark., 2004).

Çizelge 2.4. Ilık hidromekanik derin çekme prosesi ile elde edilen SÇO'lar

Çalışma	HDÇ	IDÇ	IHDÇ
Kurz (2004)	-	2.8	3.6
Groche ve ark. (2002)	2.5	2.7	3

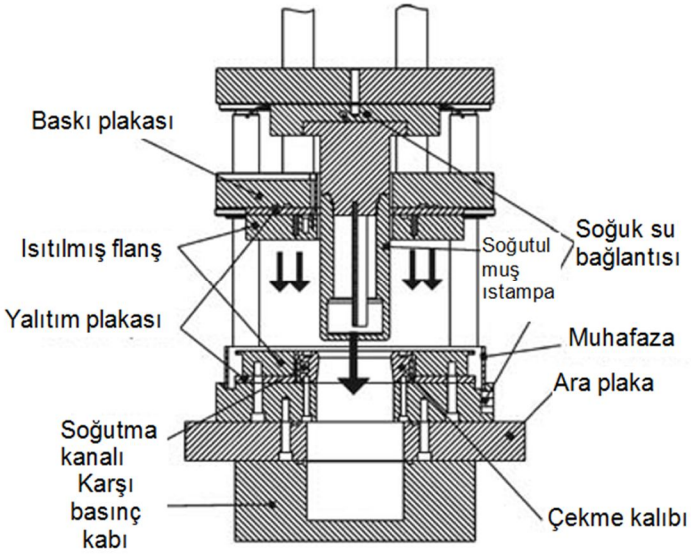
Bu çalışmalarda özellikle sıcaklık parametresinin SÇO üzerine etkisi araştırılırken sıvı basıncı, baskı plakası kuvveti ve sürtünme parametreleri ile diğer

geometrik parametrelerin optimum değerleri belirlenmemiştir ve bu parametrelerin farklı performans kriterleri üzerine etkileri araştırılmamıştır. Yalnız Groche ve ark. (2002) sıvı basıncını analiz yardımıyla, analizin her bir zaman adımı için hesaplatarak ıstampa pozisyonuna göre değişken olarak ayarlamışlardır. Diğer deneysel çalışmalarda sıvı basıncı sabit olarak kullanılmıştır (Siegert ve Jager, 2004; Kurz, 2004). Baskı plakası kuvveti ılık hidromekanik derin çekme prosesinde önemli bir parametre iken, baskı plakası kuvvetinin optimizasyonu için henüz deneysel bir çalışma yapılmamıştır.

Şimdiye kadar baskı plakası kuvveti, basınç ve sıcaklık dağılımının optimum değerlerinin birlikte belirlendiği ve bu parametrelerin ılık hidromekanik derin çekme prosesine birleştirilmiş etkisinin ortaya konduğu bir deneysel çalışmaya rastlanmamıştır.

Ilık hidro-şekillendirmeyle ilgili ilk çalışma Groche ve ark. (2002) tarafından gerçekleştirilmiştir. Çalışmada SÇO'yu artırmak için farklı stratejiler önerilmiştir. Bu stratejiler sacın flanş bölgesinin ısıtılması, iş parçası ve ıstampa arasındaki sürtünmenin karşı basınç yardımıyla artırılarak transfer edilen kuvvette artış sağlanması, kalıp köşesindeki sürtünmenin sacın o bölgede sıvı yatağı üzerinden kaydırılması ile azaltılması ve ıstampa ile sac arasındaki soğutma oranının uygulanan karşı basınçla artırılması şeklinde ifade edilmiştir. Bu amaçla geliştirilen deney sistemi **Şekil 2.36**'de görülmektedir. Çalışmada gerekli proses parametreleri ve optimize edilmiş kalıp boyutları termomekanik FEM simülasyonları ile belirlenmiştir. Simülasyonlar için gerekli veriler olan akma eğrileri, sürtünme katsayıları ve ısı transfer katsayıları deneyler ile belirlenmiştir. Sıvı basıncı üç farklı adımda analizin her bir zaman adımı için hesaplanarak kontrol edilmiştir. Ön analizlerden sonra ılık şekillendirmenin ve ılık hidromekanik derin çekmenin SÇO'ları deneylerle belirlenmiş ve **Şekil 2.32**'de verilmiş olan sonuçlar elde edilmiştir. SÇO soğuk hidromekanik derin çekmede 2.5 iken ılık hidromekanik derin çekmede 3.0 değerine kadar çıkmıştır. Aynı sıcaklıktaki ılık şekillendirme ve ılık hidro-şekillendirme işlemlerinde ise SÇO 2.7'den 3.0 değerine çıkmıştır. Sonuçlar ılık hidromekanik derin çekmenin SÇO'yu önemli ölçüde artırdığını göstermektedir. Çalışmada sıvı basıncının FEM simülasyonlarında belirli matematiksel formüller kullanılarak hesaplandığı belirtilirken diğer bir önemli parametre olan baskı plakası kuvvetinin değerleri ve nasıl ayarlandığı konusunda bir bilgi verilmemiştir. Ayrıca parametrelerin optimum değerlerinin hangi yöntemlerin

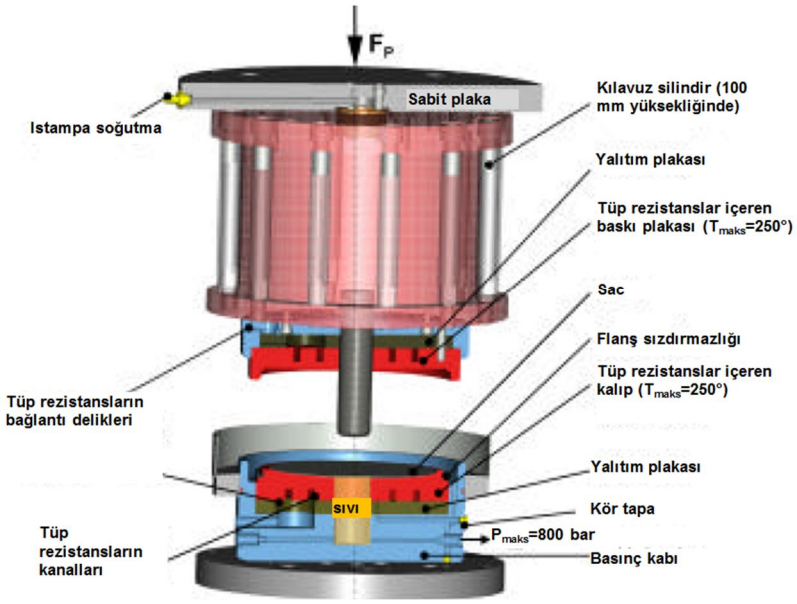
kullanılarak belirlendiği ve bu parametrelerin değiştirilmesi durumunda prosesin nasıl etkileneceği konusunda çalışmalar yapılmamıştır. Proses sadece flanş sıcaklığının SÇO'ya etkisi üzerinden değerlendirilmiş, kalınlık dağılımı gibi performans kriterlerine parametrelerin etkisi konusunda çalışmalar yapılmamıştır.



Şekil 2.36. Groche ve ark. (2002) çalışmasında kullanılan deney düzeneği

Kurz (2004) çalışılmasında Mg sac metalin ısıtılarak hidromekanik olarak derin çekilmesi prosesini araştırmıştır. Çalışmanın temeli olarak da Mg alaşımlarının oda sıcaklığında sınırlı olan şekillendirilebilirliklerini yüksek sıcaklıklarda şekillendirme yaparak artırma olduğu belirtilmiştir. Özellikle 225 ˚C den sonra şekillenebilirliğin önemli derecede arttığı belirtilmiştir. Bu çalışmanın ana amacı hidro-şekillendirme de şekillenebilirlikte artış sağladığı için hidromekanik derin çekme prosesini kullanarak şekillendirme sıcaklığını düşürmek olarak ortaya konmuştur. Bunun için de sıvı basıncı ve sıcaklığın prosese etkisi araştırılmıştır. Bu çalışmada ince ve geniş yüzeyli Mg parçaların döküm yöntemiyle üretilmesine alternatif olarak sac malzemeden üretilebileceği belirtilmiş böylece daha dayanıklı ve sünek parçalar elde edilmesi hedeflenmiştir. Hegzagonal kafes yapısına sahip olmasından dolayı Mg'nin sünekliğinin düşük olduğu belirtilmiş ve 225 ºC'nin üzerine çıkıldığında daha başka kayma düzlemleri aktif hale geldiği için sünekliğin önemli ölçüde arttığı ifade edilmiştir. Çalışmada sıcaklığın ve şekillendirme hızının yanı sıra haddeleme şartlarının da akma eğrisine etkileri verilmiştir. Çalışmada farklı Mg alaşımları için sıcaklıkla birlikte klasik derin çekmedeki SÇO'lar verilmiştir. Sıcaklığın yanında

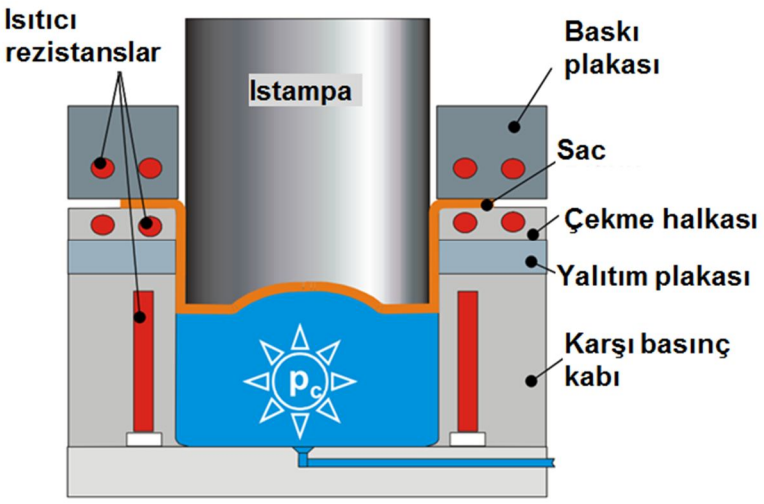
kimyasal kompozisyonun da önemli derecede SÇO üzerinde etkili olduğu bulunmuştur. Hidro-şekillendirmede daha az incelme olmasının nedeni olarak 1. sırada sac ve ıstampa arasındaki sürtünme, 2. olarak da kalıp radyüsündeki sürtünmenin azaltılması gösterilmiştir. Ayrıca yüksek BŞD'lerin oluştuğu alanlarda bile yüksek basınç sacı ıstampaya doğru bastığı için yırtılmanın oluşmayacağı ifade edilmiştir. Bu çalışmada IHDÇ prosesi, **Şekil 2.37**'de görülen deney düzeneğinde gerçekleştirilmiştir. Burada sıvı basıncı pasif olarak sağlanmış yani ıstampanın sacı sıkıştırması ile basınç elde edilmiştir. Basınç ayrıca saca radyal doğrultuda da etki etmiştir. Sacın 225 ˚C'de klasik olarak şekillendirilmesi ile AZ31 malzeme için 2.8 SÇO değeri elde edilmişken, sacın 175 ˚C'de hidroşekillendirilmesi ile 150 bar basınçta 3.6 SÇO değerine ulaşılmıştır. Bu sonuç da IHDÇ ile IDÇ'ye göre daha düşük sıcaklıklarda çok daha fazla SÇO değerlerine ulaşılabildiğini göstermektedir. Çalışmada ayrıca radyal sıvı basıncının SÇO'ya etkisi de araştırılmış ve AZ21 malzeme için IHDÇ prosesinde radyal basınçsız olarak 1.8 SÇO değeri ile elde edilebilirken radyal basınçlı olarak 2.0 değerine ulaşılmıştır.



Şekil 2.37. Kurz (2004) çalışmasında kullanılan deney düzeneği

Siegert ve Jager (2004b) çalışmasında AZ31 alaşımlı magnezyumun 350 ˚C'ye kadar olan sıcaklıklarda, hidromekanik derin çekme işlemi için kalıp ve sıvı sıcaklığının ulaşılabilen maksimum çekme oranına ve ıstampa altında ulaşılabilen maksimum BŞD değerlerine olan etkisi araştırılmıştır. IHDÇ deneylerinde baskı

plakası, kalıp ve karşı basınç kabı ısıtma cihazları ile ısıtılmıştır. Istampanın altı sacın sıvı basıncı ile şişebilmesi için konkav bir şekle sahiptir (**Şekil 2.38**).

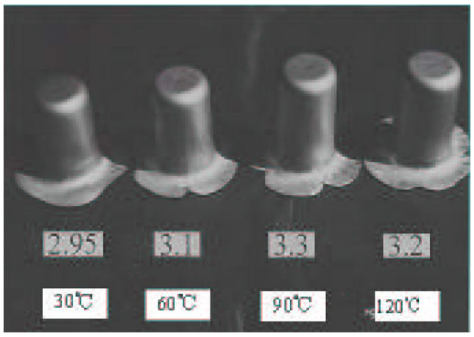


Şekil 2.38. Siegert ve Jager (2004b) çalışmasında deney düzeneği

Çalışmada yüksek sıcaklıklarda gerçekleştirilen hidromekanik derin çekme işlemi için BP ve kalıbı ısıtarak şekillendirme kuvvetinin düşürülebileceği, ıstampa sıcaklığını düşürerek kabın cidar bölgesini soğutma yoluyla transfer edilebilir kuvvetin artırılabileceği ve ıstampanın altında yeterince yüksek BŞD elde edebilmek için şekillendirme sıvısının sıcaklığının mümkün olduğunca yüksek olması gerektiği belirtilmiştir. Bu nedenle BP, kalıp ve sıvı sıcaklıkları aynı alınmıştır. Sızdırmazlık 75 bar basınçta 260 ˚C'ye kadar sağlanabildiği için sıvı basıncı 75 bar alınmıştır. Istampa hızı 5 mm/s olarak alındığı belirtilirken kullanılan BP kuvveti hakkında bir bilgi verilmemiştir. Deneylerde flanş bölgesi sıcaklığı 235 °C'de sabit olarak alınmıştır. Sıvı sıcaklığı 220, 235 ve 250 °C'lerde alınarak ıstampa altındaki BŞD'ye etkisinin az olduğu bulunmuştur. Istampa sıcaklığının söz konusu bölgedeki BŞD'ye etkisini bulmak için ıstampa sıcaklığı 50 ila 220 ˚C arasında değiştirilmiştir ve deney sonuçları ıstampa sıcaklığının BŞD üzerinde önemli bir etkisi olduğunu, sıcaklıkla birlikte ulaşılan BŞD'nin 0.096'dan 0.25'e çıktığı bulunmuştur. Bu denemelerde ulaşılan SÇO da 2.5 olarak verilmiştir. Çalışmada sıvı ve ıstampa sıcaklığının sadece ıstampa altındaki şişirme bölgesinde ulaşılan BŞD'ye etkisi araştırılmıştır. Bu bölgelerdeki sıcaklıkların SÇO'ya etkisi konusunda detaylı sonuçlar verilmemiştir. Sadece bu denemelerdeki SÇO'nun 2.5 olduğu bilgisi çalışmada yer almaktadır. Ayrıca basınç değişiminin, baskı plakası kuvvetinin ve

diğer proses ve geometrik parametrelerin prosese etkisi konusunda bir çalışma da yapılmamıştır.

Xu ve ark. (2004) yaptıkları çalışmada sıcaklığın SU304 paslanmaz çeliğin IHDÇ prosesindeki etkisini SÇO'lar yardımıyla belirlemişlerdir. 30 ila 150 ˚C arasında gerçekleştirilen çekme deneylerinde malzemenin şekillenebilirliğinin önemli oranda arttığı tespit edildikten sonra 30, 60, 90 ve 120 ˚C sıcaklıklarda IHDÇ deneyleri yapılmıştır. Şekillendirme sıvısı olarak viskozitesini 120 ˚C'ye kadar kaybetmeyen, böylece gerekli basıncı sağlamada sorun çıkartmayan silikon kullanılmıştır. Malzemenin SÇO 30 ˚C'de 2.95 iken 90 ˚C'de 3.3 ve 120 ˚C'de 3.2 bulunmuştur (**Şekil 2.39**). Ayrıca 2.95 SÇO'ya sahip olacak şekilde aynı sıcaklıklarda derin çekilen parçaların kalınlık dağılımları da karşılaştırılmıştır. En az incelme ve homojen kalınlık dağılımı 90 ˚C'de şekillenen parçada gözlemlenmiştir. SÇO'nun 90 ˚C'de maksimuma ulaşmasının nedeni, o sıcaklıktaki n ve r değerlerinin derin çekme için daha uygun olması olarak belirtilmiştir. Çalışmada deneylerde kullanılan sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti değerleri hakkında bir bilgi verilmemiştir. Diğer deneysel çalışmalarda önerildiği gibi ıstampanın soğutulma işlemi yapılmamıştır. SÇO değerlerine sıcaklık dışında başka bir parametrenin etkisi incelenmemiştir.



Şekil 2.39. Xu ve ark. (2004) çalışmasında Su304 paslanmaz çelik malzeme için ulaşılan SÇO değerleri

IHDÇ prosesiyle ilgili deneysel çalışmalarda genellikle sıcaklığın SÇO'ya etkisi araştırılmıştır. Proses üzerinde en etkili parametrelerden olan sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti ile diğer parametrelerin prosese etkilerinin araştırıldığı ve optimum değerlerinin belirlendiği kapsamlı bir deneysel çalışmaya rastlanmamıştır. Yalnız Choi ve ark. (2007a) tarafından gerçekleştirilen araştırmada sıcaklıkla birlikte sıvı basıncı ve BPK'nin prosese olan etkisi ve optimum değerleri araştırılmış ancak bu çalışma sayısal olarak gerçekleştirilmiştir. Çalışmada optimum sıvı basıncı ve baskı

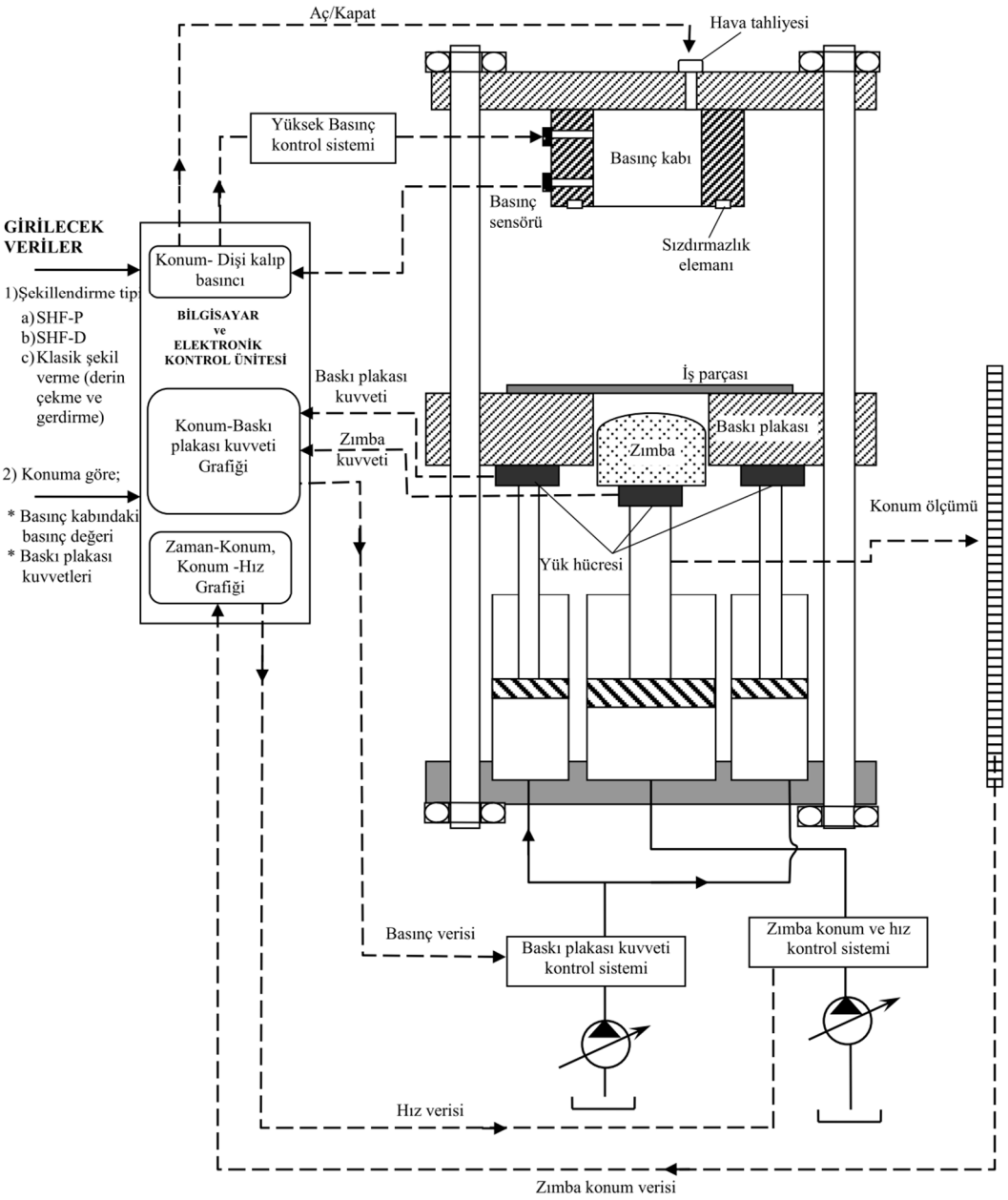
plakası kuvveti profilleri Bölüm 2.1.3'de anlatıldığı gibi kalıpların önceden belirlenmiş optimum sıcaklık şartlarında adaptif SEA ile eş zamanlı çalışan bulanık mantık kontrol algoritmasıyla belirlenmiştir. Kalınlık, ıstampaya temas ve buruşma kriterlerine göre sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti optimize edilmiştir. Belirlenen optimum profillerin prosesteki başarı ya da hatanın yanIsıra kalınlık, gerilme ve BŞD ile sıcaklık dağılımına etkisi verilmiştir. Istampa hızının da şekillendirilebilirliğe ve optimum yükleme profillerine etkisi ortaya koyulmuştur. Çalışmanın sonucunda adaptif SEA ile eş zamanlı çalışan kural tabanı matrisli bulanık mantık kontrol algoritması ile tek bir analizde, hızlı bir şekilde optimum yükleme profillerinin belirlenebildiği gösterilmiştir. Fakat elde edilen sonuçların doğruluğunun ve uygulanabilirliğinin deneysel olarak sınanmadığı, ileride bu çalışmanın planlandığı ifade edilmiştir. Ancak yapılan literatür araştırmasında henüz planlanan doğrultuda bir çalışmaya rastlanmamıştır. Bu tez çalışmasında araştırmacıların eksikliğini belirttikleri bu çalışma tamamlanmış ve baskı plakası kuvveti, basınç ve sıcaklık dağılımının optimum değerleri birlikte belirlenmiş ve bu parametrelerin ılık hidromekanik derin çekme prosesine birleştirilmiş etkileri deneysel olarak ortaya konmuştur.

3. MATERYAL VE METOT

Bu çalışmanın amacı IHDÇ prosesinde şu ana kadar henüz deneysel olarak incelenmeyen, baskı plakası kuvveti (BPK) ve sıvı basıncı ile sıcaklık parametrelerinin prosesteki birleştirilmiş etkilerini deneysel olarak araştırmaktır. Bu nedenle IHDÇ prosesinin başarılı bir şekilde uygulanabilmesi için öncelikle proses tasarımı gerçekleştirilmiştir. Proses tasarımında ısıtma, soğutma ve sıcaklık kontrolü konularında gerekli teknikler geliştirilerek Selçuk Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü Hidro-şekillendirme Laboratuvarı'nda bulunan Sac Hidro-şekillendirme Presine (**Şekil 3.1**) sistemler entegre edilmiş, kalıplardaki sızdırmazlık ve yalıtım problemleri çözülmüştür. Deneylerin gerçekleştirildiği hidro-şekillendirme presi 60 ton baskı plakası ve ıstampa kuvveti, 1000 bar sıvı basıncı kapasitesine sahiptir. Sıvı basıncı tek etkili ve 2.5 l hacmindeki bir basınç yükseltici ile elde edilmektedir. Preste kapalı çevrim Hidrolik Sayısal Kontrol (HNC) sistemi sayesinde baskı plakası kuvveti, sıvı basıncı, ıstampa konum ve hızı hassas olarak ölçülerek kontrol edilebilmektedir. Bu parametrelerle birlikte ıstampa kuvveti ve basınç yükseltici konumu da istenilen frekansta HNC kartı tarafından kaydedilmekte ve deneyden sonra bilgisayara aktarılabilmektedir. Deney presinin sistem şeması **Şekil 3.2**'de görülmektedir ve pres hakkında detaylı bilgiye Dilmeç ve ark. (2007)'nın çalışmasından ulaşılabilir.



Şekil 3.1. Sac hidro-şekillendirme presi

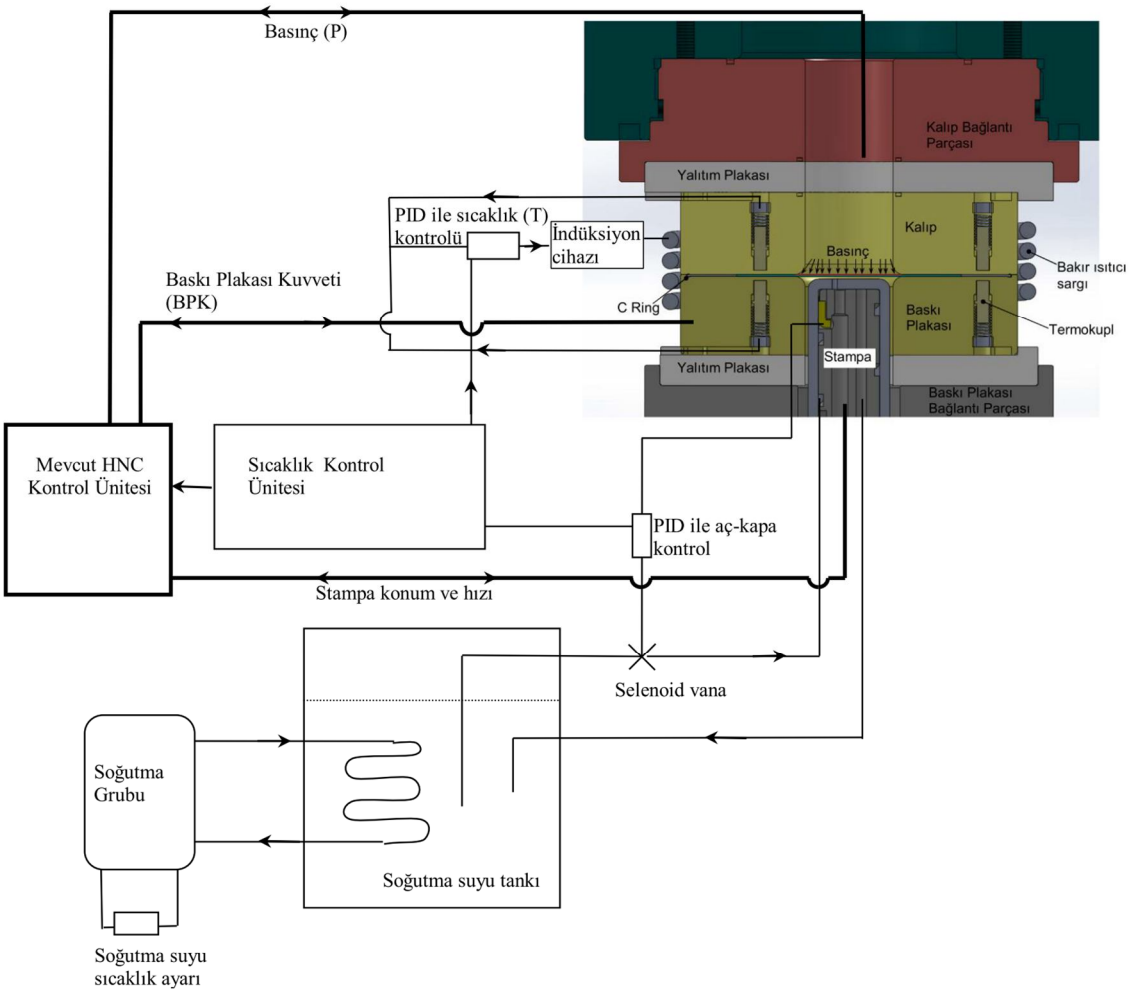


Şekil 3.2. Hidro-şekillendirme presi sistem şeması (Dilmeç ve ark. 2007)

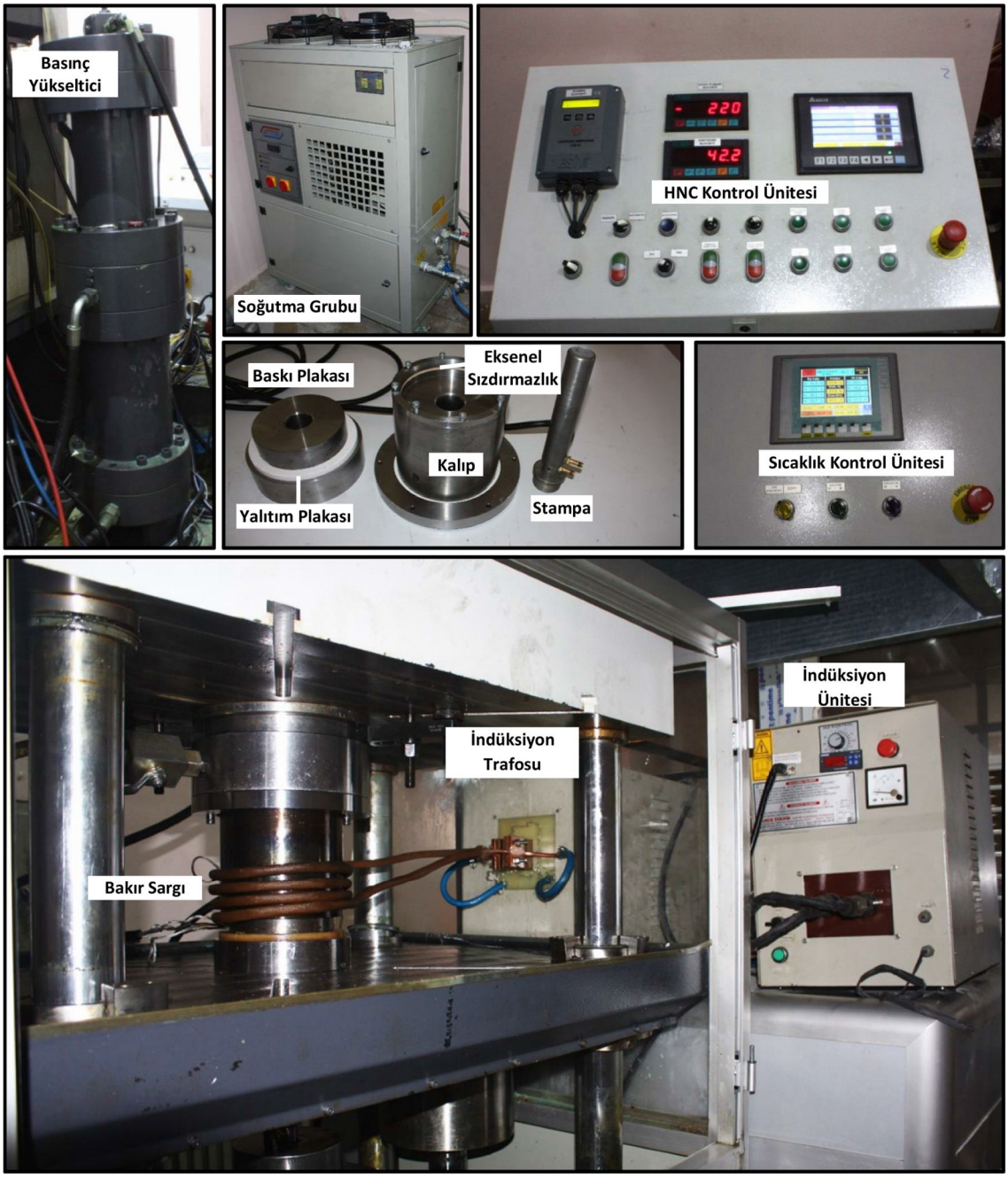
Konya sanayiinde imal edilmiş olan bu preste, ancak oda sıcaklığında sac hidro-şekillendirme prosesi yapmak mümkünken, tez çalışması kapsamında Ilık Hidromekanik Derin Çekme (IHDÇ) prosesinin gerçekleştirilebilmesi için, pres modifiye edilmiştir.

3.1. IHDÇ sistem tasarımı

IHDÇ prosesinin gerçekleştirilebilmesi için oda sıcaklığındaki HDÇ prosesinde olduğu gibi sıvı basıncı, baskı plakası kuvveti ve ıstampa pozisyonu hassas olarak ayarlanmalıdır. Bunun yanında sacın istenen sıcaklık dağılımına sahip olmasını sağlayacak ısıtma ve soğutma sistemleri de preste mevcut olmalıdır. IHDÇ prosesinde sacın dış bölgesi (flanş bölgesi) prosesin gerçekleşeceği sıcaklıktaki kalıp ve baskı plakası arasında ısıtılırken, sacın merkezi de düşük sıcaklıktaki ıstampa ile soğutulmalıdır. Böylece deformasyonun çoğunun meydana geldiği sacın flanş bölgesinde akma gerilmesi azalmakta ve süneklik artmakta, deformasyonu oluşturan çekme kuvvetini taşıyan cidar bölgesinin de mukavemeti artmaktadır. Bu da ılık şekillendirmede şekillendirilebilirliğin önemli oranda artmasını sağlamaktadır. Bu nedenle SHP'ye kalıpları ısıtacak ve ıstampayı soğutacak sistemler eklenmiştir. Tekrarlanabilirliği yüksek robust bir proses için de ısıtma ve soğutma sistemleri otomatik kontrollü hale getirilmiştir. IHDÇ prosesinin gerçekleştirilmesi için tasarlanan sistemin şeması **Şekil 3.3**'te verilmiştir. Burada koyu hat ile belirtilenler önceden var olan sistemlerken, diğerleri prese yeni eklenen sistemlerdir. Isıtma ve soğutma sistemlerinin yanında IHDÇ sistem tasarımında, yüksek basınç ve sıcaklıklarda sızdırmazlık problemi çözülmeli, sızdırmazlık baskı plakası kuvveti ile sağlanırken sacın baskı plakası ve kalıp arasında akmasına da müsaade edilmelidir. Kalıpların hedeflenen sıcaklıklara kadar ısınabilmesi için yüksek sıcaklıklara ve basma gerilmelerine dayanabilen yalıtım malzemesi ile kalıplar pres gövdesinden yalıtılmalıdır. IHDÇ sistemi tasarımında tüm bu ayrıntılar düşünülerek kurulan deney sisteminin detayları **Şekil 3.4**'te görülmektedir ve sistemler aşağıda anlatılmıştır.



Şekil 3.3. Ilık Hidromekanik derin çekme sisteminin şeması



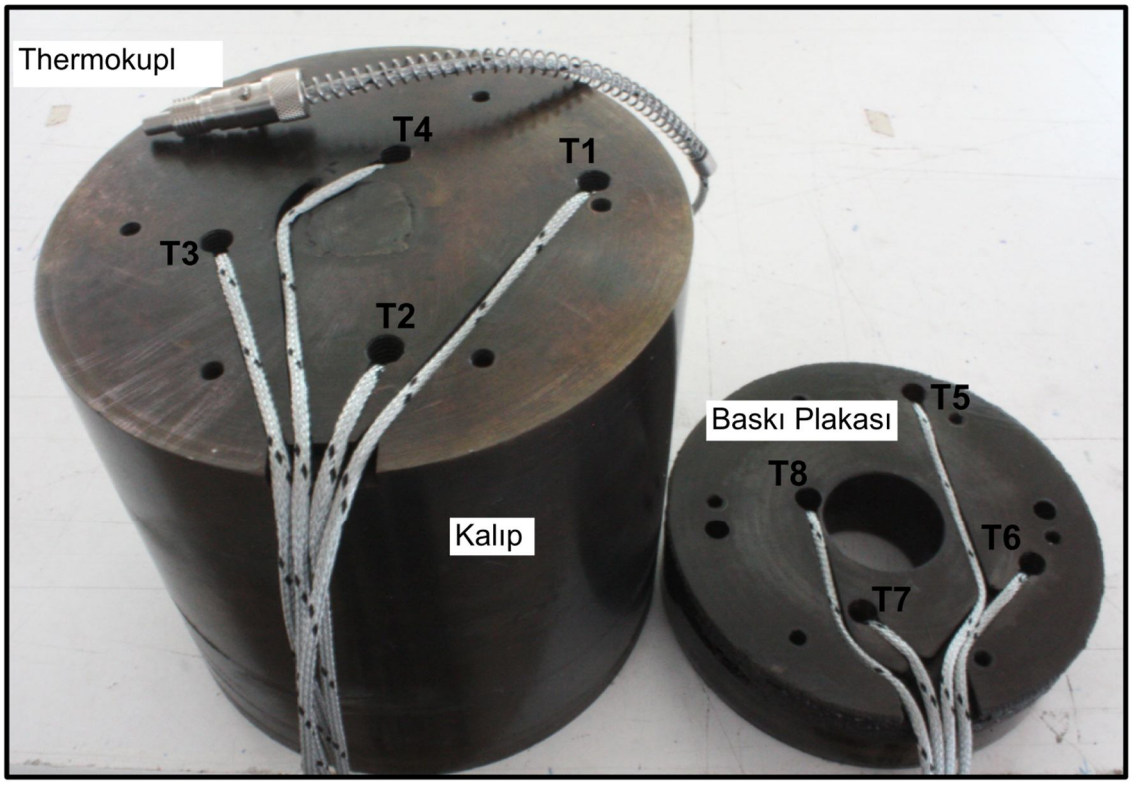
Şekil 3.4. IHDÇ deney sistemi

3.1.1. Isıtma sistemi

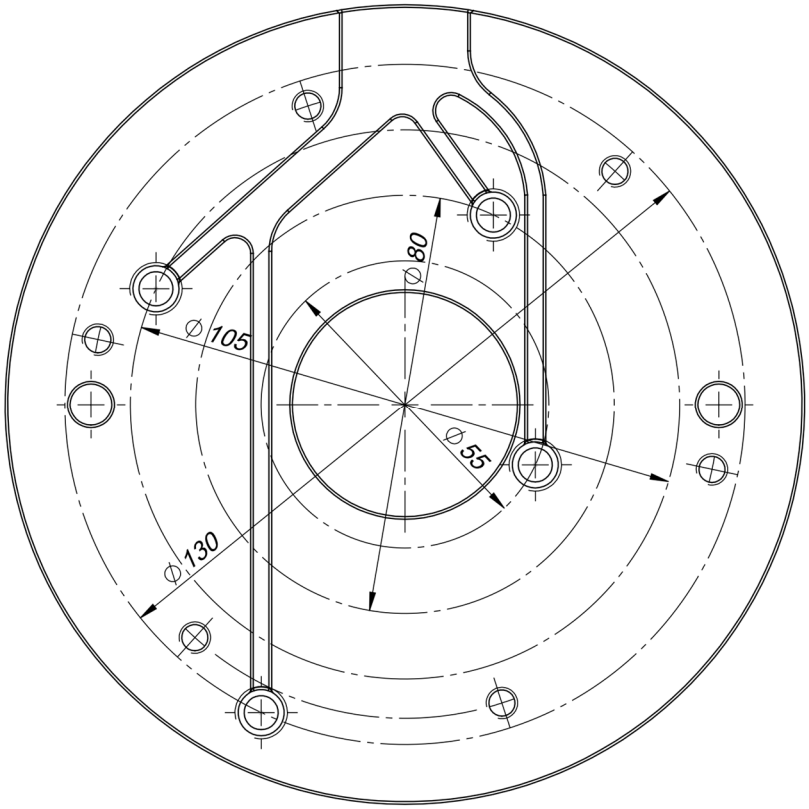
IHDÇ prosesinde sac, baskı plakası ve kalıp arasında prosesin gerçekleştirileceği sıcaklığa kadar ısıtılmıştır. Kalıpların (baskı plakası ve kalıp) sıcaklık dağılımlarının bilinebilmesi ve istenen sıcaklıklara homojen bir şekilde ısıtılması için, **Şekil 3.5**'de görüldüğü gibi her bir kalıba radyal ve çevresel konumları farklı olan dört adet termokupl bağlanmıştır. Kalıplardaki termokupl kanalları, **Şekil 3.6**'da gösterildiği gibi 90° aralıklarla 55, 80, 105 ve 130 mm çap ölçülerine yerleştirilmiştir. Termokupllar

sacın yerleştirildiği kalıp yüzeyinden 2 mm uzaklıkta ölçüm yapmaktadır. IHDÇ prosesinde, kalıp merkezine en yakın (55 mm çap konumundaki) termokupllardan ölçülen değerlerin ortalaması geri besleme sinyali olarak sıcaklık kontrol ünitesine aktarılmış ve ısıtma cihazının otomatik kontrolü yapılmıştır. Bunun nedeni IHDÇ prosesinde 100 ila 125 mm çapındaki saclar şekillendirilirken, bir müddet sonra sacın, dış taraftaki termokupl bölgeleri ile teması kesilirken, en içteki termokupl bölgesi ile temasın prosesin sonuna kadar devam etmesindendir.

Kalıpların ısıtılmasında kullanılan sisteme karar vermede, ulaşılacak sıcaklıklar, kalıp tasarımı ve ısıtma süresi etkili olmuştur. Ilık şekillendirme için sıcaklık aralığı, malzemenin toparlanma sıcaklığı ile yeniden kristalleşme sıcaklığı arasında yer almaktadır. Bu aralığın da malzemenin erime sıcaklığının 0.3 ila 0.5 katı olduğu belirtilmektedir (Reddy, 2001). Çalışmada kullanılan AA5754 malzeme için bu sıcaklıklar 185~305 °C arasında olmaktadır.



Şekil 3.5. Kalıp ve baskı plakasına termokupların yerleşimi

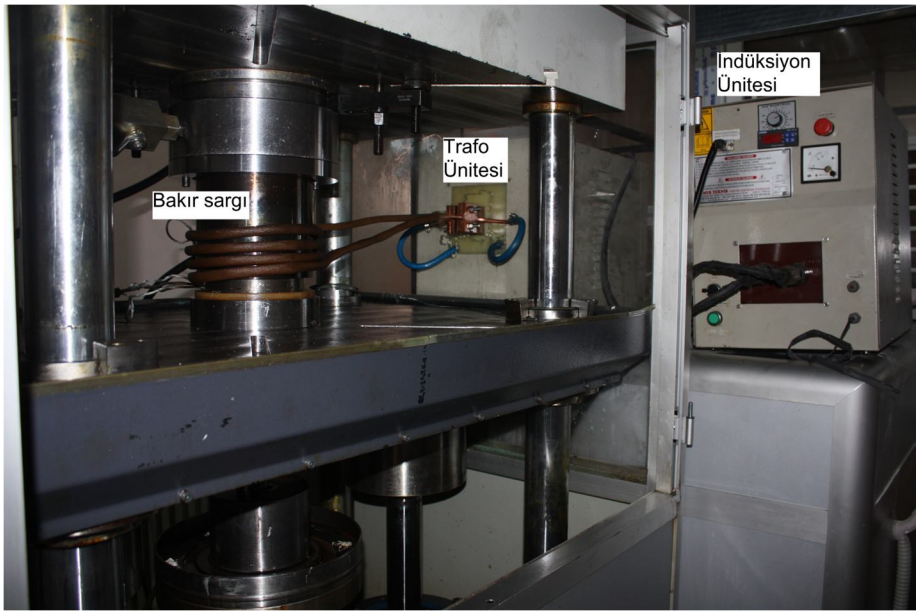


Şekil 3.6. Termokupl kanallarının merkezden uzaklıkları

Literatürde ılık hidro-şekillendirme ile ilgili çalışmalarda kalıplar genellikle fişek rezistans (Mahabunphachai ve Koç 2012; Koç ve ark. 2011b, Gedikli ve ark. 2011), kelepçe rezistans (Koç ve ark. 2011a) ve tüp rezistanslar (Kurz 2004) ile ısıtılmıştır. Tüp ve kelepçe rezistanslar 3 W/cm^2, fişek rezistanslar ise 30 W/ cm^2 civarında bir akım taşıyabilmektedir. Bu nedenle tüp ve kelepçe rezistansların ısıtma süreleri çok daha uzun olurken fişek rezistanslar ile hedeflenen sıcaklıklara daha kısa sürede çıkılabilmektedir. 200 mm çap ve 40 mm kalınlığa sahip bir kalıp, kelepçe rezistans ile ısıtıldığında 0,75 kW'lık bir güç uygulanabilirken, çevreden açılmış 8,5 mm çap ve 60 mm derinliğindeki 8 kanala yerleştirilecek fişek rezistanslar ile 2,5 kW'lık güç uygulamak mümkün olmaktadır. Bu boyuttaki bir kalıbın bu değerdeki bir güç ile 300 °C ye ısıtılması 10 dakika civarında bir zaman alacaktır. Rezistans kullanmanın bir dezavantajı, zamanla, aşırı yüklemelerde ya da rezistansla kalıbın temasının iyi sağlanamadığı durumlarda rezistans patlaması problemidir. Isıtma konusunda bir başka çözüm olarak indüksiyon ile ısıtma yöntemidir. Bu yöntemde kalıp bir elektromanyetik cisim görevi yapmakta ve uygulanan yüksek frekanstaki alternatif akım kalıbın ısınmasına neden olmaktadır. Bu yöntemde kalıbın çevresinde, kalıba

değmeyecek şekilde bakır boru ile sargı oluşturulmakta böylece kalıba kanal açma ihtiyacı ortadan kalkmaktadır. Isı kalıbın içerisinde oluştuğu için de çok yüksek sıcaklıklara çok daha kısa sürelerde çıkmak mümkün olmaktadır. Ayrıca indüksiyon ısıtma yönteminde hızlı ısıtma yanında otomatik kontrolün daha kolay olması nedeniyle hassas sıcaklık kontrolünün de sağlanması mümkündür. Tüm bu sebeplerden dolayı, maliyeti diğer yöntemlere göre daha yüksek olmasına rağmen, kalıpların ısıtılmasında indüksiyon ısıtma yöntemi kullanılmıştır.

İndüksiyon ısıtma cihazı iki parçadan oluşmaktadır ve cihazın çalışabilmesi için içerisinden sürekli soğuk su sirkülasyonu yapılması gereklidir. Tasarlanan sistemde ıstampayı soğutmada kullanılan soğutucu grup aynı zamanda indüksiyon cihazının ihtiyacı olan soğuk suyu da karşılamaktadır. Kalıpları ısıtacak bakır sargı trafo ünitesine bağlıdır ve verimli bir ısıtma için trafonun mümkün olduğunca kalıba yakın olması gerekir. Bu nedenle, **Şekil 3.7**'de görüldüğü gibi, trafo ünitesi pres gövdesine bağlanan bir platform üzerine kalıp hizasında, indüksiyon ünitesi de pres yanındaki hidrolik kontrol ünitesinin kabini üzerine yerleştirilmiştir. Maksimum 50 kW gücündeki indüksiyon cihazının şebekeden çektiği akım frekans ayarıyla değiştirilebilmektedir. Yani ısıtma gücü frekansla ayarlanabilmektedir. Frekans ayarını ısıtılacak malzemenin cinsi, kütlesi, bakırın sarım sayısı, trafoya uzaklığı ve kalıba yakınlığı etkilemektedir. Bu sistemde bakır sargıya daha yakın olan metal daha hızlı ısınmaktadır. Bu nedenle de ısıtma sırasında kalıpların dışı içerisine göre daha hızlı ısınmakta, kalıpların iç bölgesi indüksiyon cihazının yanında dış bölgeden olan ısı transferiyle de ısınmaktadır.



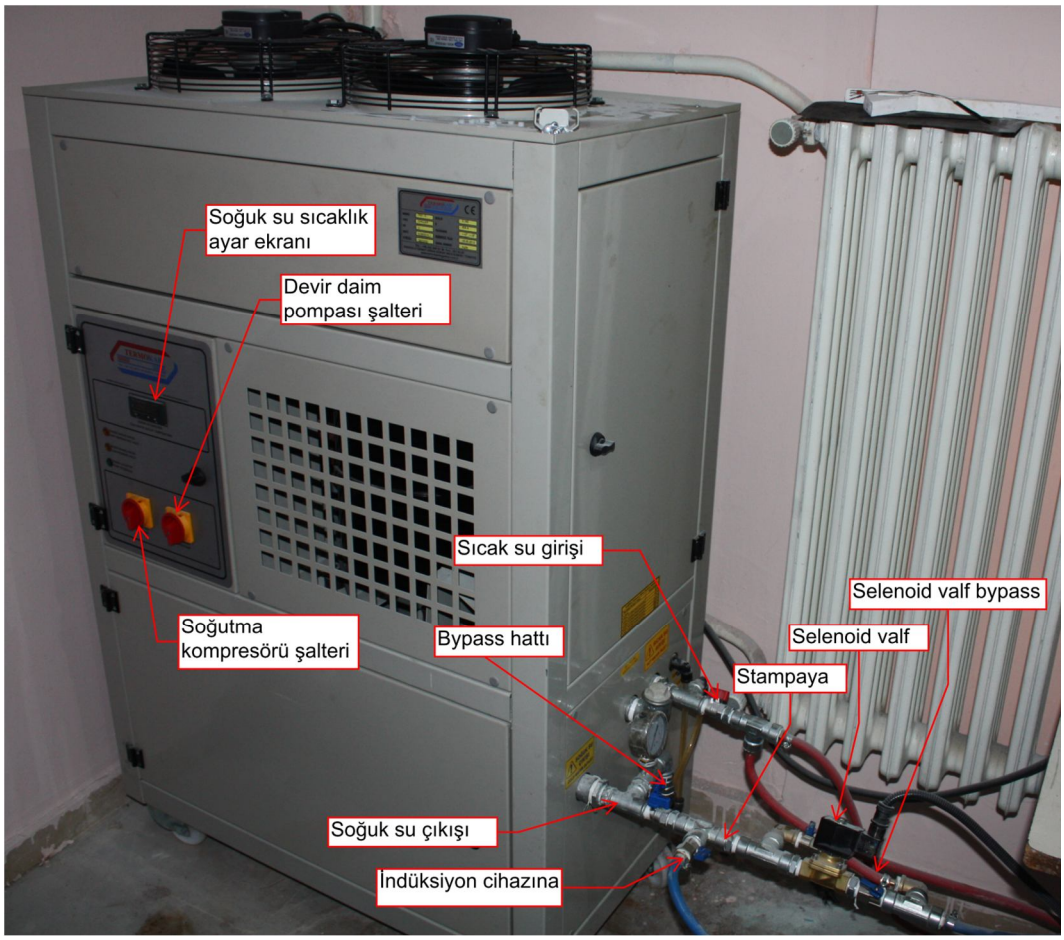
Şekil 3.7. İndüksiyon ısıtma sisteminin prese montajı

3.1.2. Soğutma sistemi

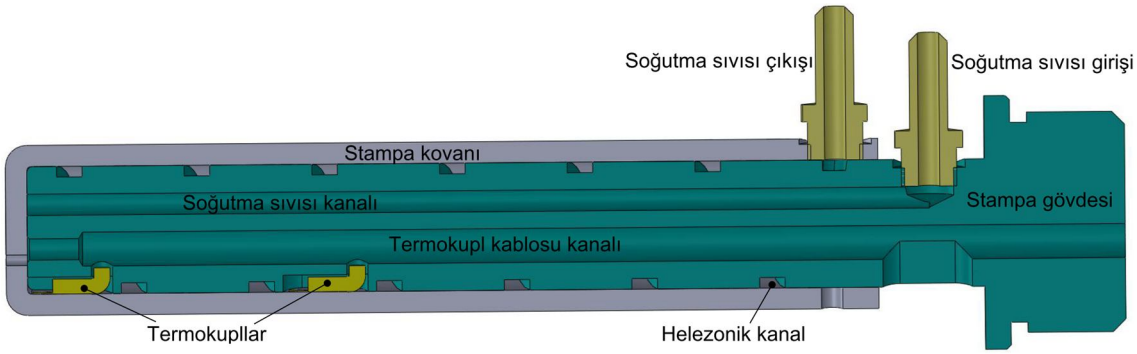
Şekillendirme sırasında, sacın flanş bölgesinde meydana gelen deformasyonu, ıstampa uç radyüsü ve cidar bölgesindeki çekme kuvveti oluşturmaktadır. Bu bölgelerde, sıcaklığın artması mukavemeti düşürerek erken hasarlara neden olacaktır (Choi ve ark. 2008). Bu nedenle ılık şekillendirme işleminde ıstampa uç radyüsü ve cidar bölgesinin sıcaklığı, bu bölgelere temas eden ıstampa ile düşürülmektedir.

Istampa, içerisinden devir daim ettirilen, soğuk su ile soğutulmuştur. Soğuk su endüstriden satın alınmış olan **Şekil 3.8**'deki soğutma grubu ile elde edilmiştir. Sacın ve ıstampanın ısı yükleri hesaplanarak, bu ısıyı yaklaşık 1 dakika sürmesi planlanan şekillendirme prosesi süresince, çekecek soğutma gücü 5,5 KW civarında bulunmuştur. Bu nedenle 6 kW soğutma gücüne sahip bir soğutma grubu satın alınmıştır. Soğutma suyunun tankı 80 litredir ve 2 HP gücündeki bir kompresör ile soğutma tankına daldırılmış eşanjörden soğutucu akışkan devir daim ettirilerek tanktaki su soğutulmaktadır. Soğutma grubundan çıkış suyunun sıcaklığı 5°C ila 20°C arasında ayarlanabilmektedir. Soğutma grubunda 1 HP gücünde sirkülasyon pompası vardır ve bu pompa ile soğutulan su kalıp içerisinde devir daim ettirilmektedir. Bu sistemle ıstampanın yanında, indüksiyon ısıtma cihazının soğutulması için gerekli soğuk su da üretilmektedir. Sirkülasyon pompasının debisi, ıstampa ve indüksiyon cihazı için fazla geldiğinden dolayı soğuk su çıkışından sıcak su girişine bir bypass hattı çekilmiştir. Bu hatta yerleştirilen vana ile ıstampada dolaşan suyun debisi ve basıncı ayarlanabilmektedir. Istampa sıcaklığının belirli seviyelerde tutulabilmesi için ıstampaya giden soğuk su hattı üzerine aç-kapa kontrol sağlayan bir selenoid valf eklenmiştir. Bu valfin kullanılmayacağı durumlar düşünülerek, ıstampaya giden soğuk su hattı üzerine de selenoid valfe paralel bir bypass hattı çekilmiştir.

Suyun soğutucu grup ve ıstampa arasında sirkülasyonu hortumlarla sağlanmıştır. Hortumların ıstampaya bağlantısı, ıstampa gövdesine bağlanan hortum nipelleriyle yapılmıştır. Istampaya giren su, **Şekil 3.9**'da görüldüğü gibi ıstampaya açılan helezonik kanallarda dolaşmaktadır. Bu kanalların açılabilmesi için ıstampa iki parçalı olarak imal edilmiştir. Istampanın sıcaklığı, biri ıstampa uç radyüsü yakınında diğeri de bundan 60 mm ileride ıstampa kovanının altına yerleştirilmiş 2 adet termokupl ile ölçülmektedir (**Şekil 3.9**).



Şekil 3.8. Soğutma grubu



Şekil 3.9. Istampaya soğutma için açılan kanallar ve sıcaklık ölçümü için yerleştirilen termokupllar

3.1.3. Elektronik kontrol sistemi

IHDÇ prosesinin başarısı, sacın istenilen sıcaklık dağılımına sahip olmasının sağlanması ile mümkündür. Bu nedenle kalıpların ve ıstampanın sıcaklıklarının ayarlanabilir olması gerekir. Bunun sağlanması için indüksiyon ısıtma cihazı ve

soğutma grubu çıkışındaki selenoid valf, elektronik kontrol ünitesine (**Şekil 3.10**) bağlanarak otomatik kontrolleri sağlanmıştır.

Kalıpların sıcaklık dağılımı, radyal ve çevresel konumları değişken dörder adet termokupl ile ölçülürken, sıcaklığın otomatik kontrolü için kalıp ve baskı plakasının en iç tarafındaki (**Şekil 3.5**'te T4 ve T8 termokuplları) termokuplların ortalama sıcaklık bilgisi, elektronik kontrol ünitesinde geri besleme sinyali olarak kullanılmaktadır. Yani kalıpların en iç taraflarındaki sıcaklığın kontrolü yapılmaktadır. Istampada ise ıstampa ucundaki termokupldan ölçülen değer geri besleme sinyali olarak kullanılmaktadır. Elektronik kontrol ünitesi de geri besleme sinyalinin değerine göre PID kontrolle indüksiyon cihazını ve selenoid valfi aç-kapa yaparak kalıpların istenilen sıcaklık değerine sahip olmasını sağlamaktadır.

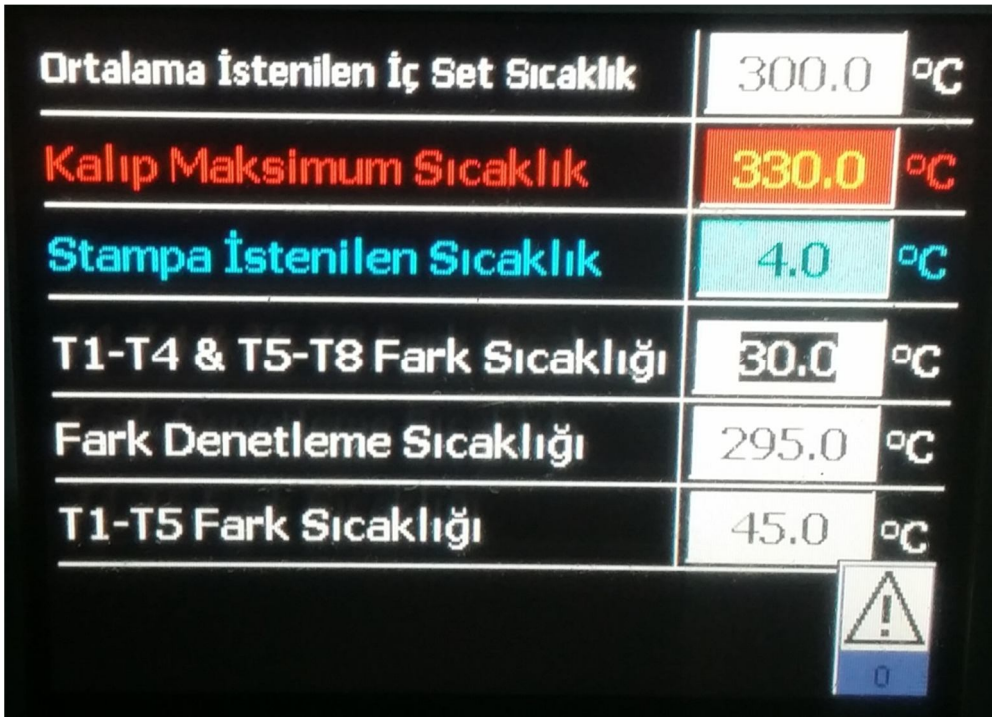
Elektronik kontrol ünitesinin kavramsal tasarımı tarafımızdan yapılmıştır. Bu ünite ile IHDÇ prosesinin yanında hidrolik şişirme deneyi için gerekli kontrol de yapılmaktadır. Ünite üzerindeki anahtarla hangi deneyin yapılacağı seçilebilmektedir. Isıtma ve soğutma sistemlerinin açılıp kapatılması da yine ünite üzerindeki anahtarlarla yapılmaktadır (**Şekil 3.10**). Bu ünite ile **Şekil 3.11**'de görüldüğü gibi kalıp (üst kalıp) ve baskı plakasında (alt kalıp) dört, ıstampada da iki noktadan yapılan ölçüm değerleri ekrandan okunabilmektedir. Ayrıca üst ve alt kalıpların en dış ve en iç sıcaklık farkları (T_1-T_4 ve T_5-T_8) ile üst ve alt kalıbın en dış termokupllarındaki sıcaklık farkı (T_1-T_5) yine bu ekrandan izlenebilmektedir.



Şekil 3.10. Elektronik kontrol ünitesi



Şekil 3.11. Sıcaklık kontrol ünitesinde IHDÇ deneyi için sıcaklık değerleri ekranı



Şekil 3.12. Sıcaklık kontrol ünitesinde sıcaklık ayarı ekranı

Kalıpların ve ıstampanın sıcaklık ayarları **Şekil 3.12**'de görülen ekrandan yapılmaktadır. Burada kalıplar için hedef sıcaklık değeri "ortalama istenen iç set sıcaklık" ayarı ile ıstampa ucunun sıcaklık değeri de "ıstampa istenen sıcaklık" ayarı ile yapılmaktadır. Daha öncede belirtildiği gibi burada girilen hedef sıcaklık değeri

kalıpların en iç bölgesinin sahip olması gereken sıcaklık değeridir. İndüksiyon ısıtma yönteminde kalıpların dış tarafları daha hızlı ısınmakta, kimi zaman en dış ve en iç bölgedeki termokupların sıcaklık farkı 50 °C'yi bulabilmektedir. Bu durum şekillendirmede kullanılan yağın alevlenmesine veya sızdırmazlık elemanlarının bozulmasına neden olabilmektedir. Bu nedenle güvenlik açısından kalıpların sahip olabileceği maksimum sıcaklık değeri yine ayar ekranından girilerek sınırlandırılabilmektedir. IHDÇ prosesinde kalıplar homojen bir sıcaklık dağılımına sahip olmazlarsa şekillendirmenin gerçekleştiği sıcaklık değeri konusunda bir belirsizlik ortaya çıkar. İndüksiyon ısıtma yönteminde kalıpların dış tarafı daha hızlı ısındığı için de homojen sıcaklık dağılımı olumsuz yönde etkilenmektedir. Bu nedenle sıcaklık ayar ekranından kalıpların en iç ve en dış sıcaklık farkı sınırları ayarlanabilmektedir. Kalıplar ısıtılırken sıcaklık farkı buradan ayarlanan değeri geçtiğinde ısıtma işlemi durmakta ve ısının kalıbın dış bölgelerinden iç bölgelerine yayılması için bir süre beklenmektedir. Fark, ayarlanan değerin altına düştüğünde ısıtma işlemi tekrar devam etmektedir. Sac iki kalıp arasında ısıtıldığı için, alt ve üst kalıbın sıcaklıklarının eşit olması yine şekillendirmenin yapıldığı sıcaklıkta bir belirsizlik olmaması için önemlidir. Bu nedenle iki kalıbın sıcaklık farkı, sıcaklık ayar ekranından kalıpların en dış bölgelerindeki termokupllardan ölçülen farkın kontrolü ile ayarlanabilmektedir. Bakır sargının alt veya üst kalıba göre hizası, hangi kalıbın daha hızlı ısınacağına etki etmektedir. Bu ayarla iki kalıp arasında belirli bir değerden daha fazla sıcaklık farkı oluştuğunda ısıtma işlemi durmakta ve iki kalıbın sıcaklıklarının dengeye gelmesi beklenmektedir.

SHP'de sıvı basıncı, baskı plakası kuvveti, ıstampa konumu ve kuvveti gibi verilerin kaydedilmesinde kullanılan HNC kontrol kartına, termokupllardan gelen analog sinyaller girilerek, prosesin gerçekleştiği sıcaklık değerleri de kaydedilmiştir. Ancak HNC kontrol kartında yeterince giriş olmadığı için sadece kalıpların sıcaklık kontrolünde kullanılan ve kalıpların en iç bölgelerinin sıcaklığını ölçen T_4 ve T_8 termokupllarının ortalama sıcaklık değeri kaydedilebilmiştir. Hidrolik şişirme deneyinde de sac sıcaklığını ölçen termokupldan ölçülen veriler kaydedilmiştir. Istampa sıcaklığı ve kalıpların diğer bölgelerinin sıcaklığı deney sırasında ekranın videosunun çekilmesiyle kayıt altına alınmıştır.

3.1.4. Yalıtım ve sızdırmazlık elemanlarının seçimi

3.1.4.1. Yalıtım elemanları

Kalıpların hedeflenen sıcaklıklara kadar ısıtılabilmesi için pres gövdesinden yalıtılmaları gereklidir. Yalıtım malzemesinden aranan özellikler; ısı iletim katsayısının düşük olmasının yanında 300-400℃ sıcaklıklara kadar dayanması, en az 25 MPa basma mukavemetine ve talaşlı işlenebilirlik kabiliyetine sahip olmasıdır. Bu amaçla mikanit, seramik fiber levha ve battaniye, cam elyaf, taş yünü, kâğıt ve meşe ağacı gibi malzemelerin kullanılabilirliği araştırılmıştır.

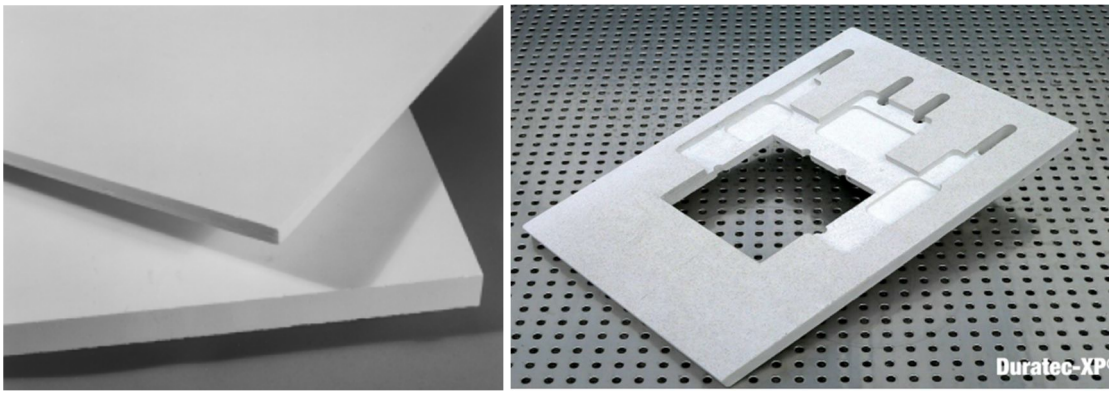
Malzemelerin ısıl dayanımı ve ısı geçirgenliği rezistanslı bir elektrik ocağı ile ısıtılıp, sıcaklığın bir el termokuplu yardımıyla ölçülmesiyle değerlendirilmiştir. Basma dayanımlarını bulmak için de pres tablaları arasında belirli kuvvetlerle sıkıştırılmışlardır. Testler sonucunda:

- Mikanitin ısı yalıtım özelliği çok az bulunmuş ve bu malzemenin daha çok elektrik yalıtımında kullanıldığı öğrenilmiştir.
- Seramik battaniye ve cam elyafın 300-400℃ civarında, kâğıdın 220℃'de meşenin ise 300℃'de bozunmaya başladığı görülmüştür.
- Seramik levhanın ısıl dayanımı ve ısı yalıtım özelliği iyi olmakla birlikte baskı kuvveti altında ufalanarak dağıldığı görülmüştür.
- Taş yünü ise ısıyı çok iyi yalıttığı halde 200 mm çapındaki kalıplar arasında 10 ton kuvvetle sıkıştırıldığında toz haline gelmiştir.

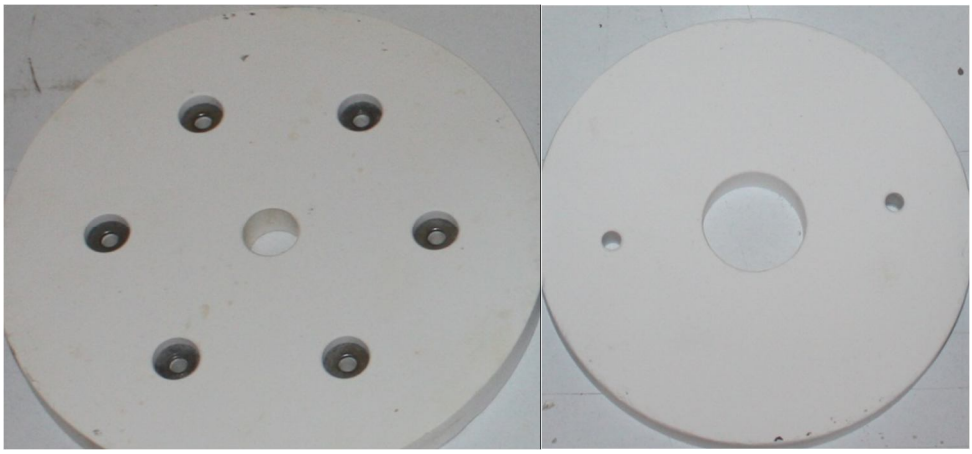
Yapılan araştırmalar sonucunda ancak yurt dışından temin edilebilen kalsiyum silikat matrisli kompozit levhaların istenen özellikleri sağladığı bulunmuştur.

Zircar isminde ABD'deki bir firmanın RSLE® 57 kodlu ürünü 1200 °C sıcaklık dayanımına ve 48 MPa basma mukavemetine sahip olmasının yanında talaşlı işlenebilme kabiliyeti de vardır. Yine Promat isminde Almanya'da bulunan bir firmanın Duratec® XP isimli ticari ürünü 700 °C sıcaklık dayanımına ve 185 MPa basma mukavemetine, Duratec® 750 isimli ürünü de 1000 °C sıcaklık dayanımına ve 55 MPa basma mukavemetine sahiptir. Bu özellikleri ile bahsedilen ürünler IHDÇ prosesinde kalıpların yalıtılmasında kullanılmışlardır. Bu üstün özelliklerinin yanında ürünlerin fiyatları da hayli yüksektir. Kalınlıkları 20 mm olan RSLE® 57 ürünü 2000 €/m^2, Duratec® XP ürünü 714 €/m^2 ve Duratec® 750 ürünü de 275 €/m^2 birim fiyatlarla temin edilebilmiştir (**Şekil 3.13**).

Ürünler temin edildikten sonra **Şekil 3.14**'te görüldüğü gibi kalıpların altına ve üstüne montaj edilebilecek şekilde işlenmişlerdir. Ürünler IHDÇ deneylerinde sorunsuz görevlerini yerine getirmişlerdir. Özellikle baskı plakasının altına yerleştirilen yalıtım plakası sürekli olarak şekillendirmede kullanılan yağa maruz kaldığı için, özelliklerini kaybetme riski olduğu halde böyle bir sorun yaşanmamıştır.



Şekil 3.13. Kalsiyum silikat matrisli kompozit levhalar a)RSLE 57 **(www.zrci.com)** b) Duratec XP



Şekil 3.14. Yalıtım plakaları, kalıpların altına ve üstüne yerleşecek şekilde işlenmiştir

3.1.4.2. Sızdırmazlık elemanları

IHDÇ sistemi tasarımında en çok zorlanılan konu sızdırmazlık olmuştur. Başarılı bir IHDÇ işlemi için sızdırmazlık baskı plakası kuvveti ile sağlanırken sacın baskı plakası ve kalıp arasından akışına da müsaade edilmelidir. Sızdırmazlık elemanından istenen asgari özellikler 300 °C sıcaklık ve 400 bar basınç dayanımına sahip olmasıdır. Uygun sızdırmazlık elemanının bulunması için yapılan araştırmalarda keçe uygulamalarının büyük bir kısmında uygulanan nitril kauçuğun (NBR) -40°C ile 105°C

arasındaki sıcaklıklarda kullanıldığı görülmüştür. Yüksek sıcaklığa dayanıklı daha özel malzemeler araştırıldığında şu sonuçlara ulaşılmıştır:

- Silikon ve FKM (Fluorocarbon) ya da diğer bir deyişle viton kauçuklar 200 °C'ye kadar kullanılabilmektedir.
- HiFluor (High performance fluoroelastomers) isimli malzemeler 250 °C'ye kadar kullanılabilmektedir.
- Parofluor (FFKM) malzemeler ise politetrafloroetilen (PTFE) yani ticari adı teflon olan malzemenin kauçuk formu olup hedeflenen 300 °C sıcaklıklara kadar dayanabilmektedir. Hatta bazı çeşitlerinde 320 °C sıcaklık dahi mümkün olmaktadır.

Ancak fiyat konusunda yapılan çalışmalarda 151,99 mm iç çap ve 3,53 mm kesit çapı ölçülerindeki FKM sızdırmazlık elemanı için 1,5 € teklif alınmışken, HiFluor malzeme için 86 €, FFKM malzeme için ise 97 € teklif alınmıştır. FFKM sızdırmazlık elemanı için Çinli üreticilerden bile 235 $ gibi çok yüksek rakamlarda teklifler gelmiştir.

Sızdırmazlık elemanı konusunda bir çözüm de Parker Hareket ve Kontrol Sistemleri kuruluşundan gelmiştir. Buna göre bazı çeşitleri 870 °C sıcaklık ve 5300 bar gibi çok yüksek sıcaklık ve basınç değerlerine dayanabilen **metal** sızdırmazlık elemanları, IHDÇ prosesinde sızdırmazlık probleminde en uygun çözüm olarak bulunmuştur. Metal sızdırmazlık elemanlarının kesitleri O, E, C, U gibi şekillere sahip olup, havacılık ve uzay, gaz ve buhar türbinleri, ısı eşanjörleri gibi farklı uygulama alanlarında kullanılmaktadırlar. Metal sızdırmazlık elemanı çeşitlerinin göstermiş olduğu özellikler **Şekil 3.15**'de verilmiştir. Metal sızdırmazlık elemanı malzemesi olarak genellikle nikelin çok farklı alaşımları kullanılmaktadır. Bu ürünlerde sızdırmazlığın tam sağlanabilmesi için yüzey pürüzlülüğünün az olması gerekmektedir. Örneğin bazı durumlarda tornalama veya frezelemede hassas işleme ile elde edilebilecek Ra=0,6 µm gibi değerler uygun olmaktadır. Fakat gümüş, altın, bakır, kalay, kurşun ve nikel gibi çok farklı kaplama malzemeleri ile ürünler kaplanarak sızdırmazlık ve çevre koşullarına direnç iyileştirilebilmektedir. Bu durumda Ra=9 µm gibi kaba tornalama ve orta frezeleme ile işlenmiş yüzeylerde bile sızdırmazlık sağlanabilmektedir.

Ratings: ● Mükemmel
◉ Çok iyi
○ İyi
◯ Zayıf
⊘ Önerilmez

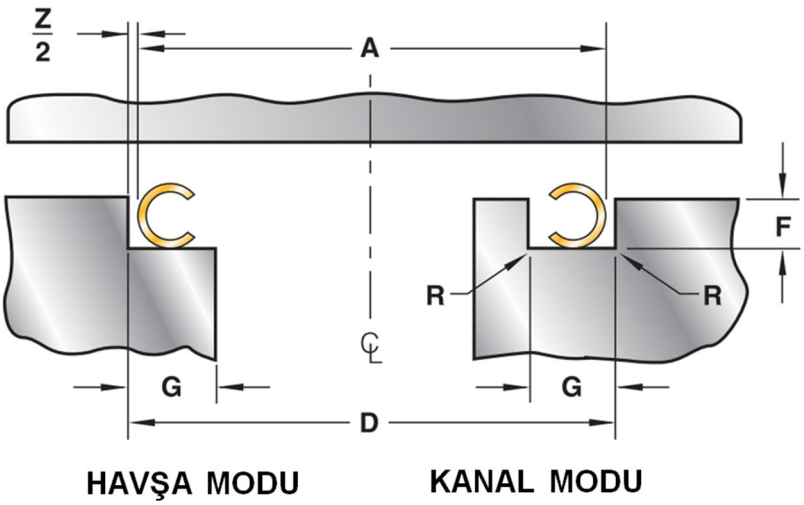


Sızdırmazlık Çeşitleri	Sızdırmazlık İstekleri					
	Yüksek geri yaylanma	Düşük kuvvet	Yüksek kuvvet	Düşük sızıntı oranı	Basınç sınırı	Düşük maliyet
Metal C-Ring	○	○	○	◉	●	◉
Metal E-Ring	●	●	⊘	◯	○	◯
Metal O-Ring	◯	⊘	◉	◉	●	◉
Metal U-Ring	◉	●	⊘	◯	◉	○
Metal Tel Ring	⊘	⊘	●	○	●	●
Yayla kuvvetlendirilmiş C-Ring	○	⊘	●	●	●	◯

Şekil 3.15. Metal sızdırmazlık elemanlarının özellikleri (www.parker.com: Metal seal design guide)

IHDÇ prosesinde, kalıpların yüzeyinde sızdırmazlık sağlarken baskı plakası kuvvetinin hassas bir şekilde kontrol edilebilmesi için sızdırmazlık elemanı mümkün olduğunca esnek olmalı, baskı plakası kuvvetini üzerine alıp azaltmamalıdır. Aksi taktirde sac üzerine gelecek baskı plakası kuvveti doğru ölçülemez, dolayısıyla da baskı plakası kuvveti değerinde bir belirsizlik oluşur. Tasarımda bu detay düşünülerek uygun metal sızdırmazlık elemanı seçilmelidir. Sızdırmazlık elemanı olarak metal O-Ring seçildiğinde sızdırmazlığın sağlanabilmesi için, içinin dolu olması durumunda her 25 mm boy için 2700 daN, içinin boş olması durumunda da 200~500 daN arasında bir yükün sızdırmazlık elemanının üzerine gelmesi gerekmektedir. Yani kullanılacak kalıplarda içi boş veya dolu o-ring kullanılması durumunda sızdırmazlık için yaklaşık olarak 2~50 ton civarında kuvvet uygulanmalıdır. Bu değerler çok yüksek olduğu için daha esnek olan ve istenilen sıcaklık ve basınçlarda çok daha küçük yüklerde sızdırmazlığı sağlayabilen C-Ring'ler tercih edilmiştir (**Şekil 3.16**).

İlk çalışmalarda, radyal bir sızdırmazlık sağlamak için sızdırmazlık elemanı kalıpların yüzeyine yerleştirilmiş ve bu tasarıma uygun olan sızdırmazlık elemanları satın alınmıştır. Temin edilen iç basınç yüzey C-Ring'inin kodu ECI-006250-05-14-6-SPF olup dış çapı 6.25 in (158.75 mm), malzeme kalınlığı 0.006 in (0.15 mm), geri esnemesi 0.003 in (0.075 mm) ve yük altında sızdırmazlık sağlaması için her 25 mm de 36 daN kuvvet gereklidir. Seçilen ürün 650 °C sıcaklık ve ~1500 bar basınçlara kadar dayanmaktadır. Bu üstün özelliklerine rağmen 47 $ olan fiyatı diğer ürünlere göre daha uygun bulunmuştur. Gerekli kalıplar imal edildikten sonra yapılan denemelerde, C-



Şekil 3.16. İç basınç yüzey C-Ring'i (www.parker.com: Metal seal design guide)

Ring'in 300°C sıcaklık ve 330 bar basınçlara kadar baskı plakası ve kalıp arasındaki sızdırmazlığı sağladığı görülmüştür. Deney presinin kapasitesinden dolayı daha yüksek basınçlarda 60 tonluk kapama kuvveti, kalıpları bir arada tutamadığı için basınç dayanımı ancak 330 bara kadar denenebilmiştir. Yüzey C-Ring'i radyal olarak sızdırmazlığı başarıyla sağlamasına rağmen deneyler sırasında basınçlı sıvı sık sık dışarı doğru fışkırarak C-Ring'in bozulmasına neden olmuştur. Daha önce oda sıcaklığında yapılan hidromekanik derin çekme deneylerinde (Halkacı ve ark. 2014) de sızdırmazlık kalıpların yüzeyinde sağlanmasına rağmen sızdırmazlık elemanı olarak NBR malzemeden O-Ring sızdırmazlık elemanı kullanılmıştı ve O-Ring 0,8 mm sıkıştıktan sonra sızdırmazlık sağlanmaktaydı. Ancak C-Ring, yapısı gereği 0,1 mm esnedikten sonra sızdırmazlık sağladığı için bu durumda baskı plakasının çok ufak hareketleri sızdırmazlık için önem arz etmiştir. Yapılan denemelerde de bu durum nedeniyle sık sık basınçlı sıvı dışarı doğru fışkırmış ve sızdırmazlığın sağlanamamasının yanında C-Ringin bozulmasına, deneyin de başarısız olmasına neden olmuştur.

Yüzey sızdırmazlık elemanında yaşanan bu problem üzerine, kalıp tasarımında değişiklik yapılarak sızdırmazlığın, kalıpların yüzeyinden değil cidarından sağlanmasına karar verilmiştir. Bu durumda kullanılabilecek sızdırmazlık elemanı malzemeleri araştırıldığında yine Parker Firmasının iki farklı ürününün uygun olduğuna karar verilmiştir. Bu sızdırmazlık elemanlarından biri teflon esaslı ve içerisinde yüksek dayanım için paslanmaz çelik yay bulunan FlexiSeal® ürünüdür. Flexiseal® 315 °C sıcaklığın yanında 550 bar basınçlara dayanabilmektedir. Bu ürün 36 Euro gibi nispeten

uygun bir fiyata satın alınmıştır. Eksenel sızdırmazlık elemanı kullanmanın en önemli avantajı, sızdırmazlık elemanının baskı plakası kuvvetinin optimize edilmesi sırasında, baskı plakası tablasının yapacağı hareketlere duyarsız olması ve baskı plakası kuvvetinde bir belirsizlik oluşturmamasıdır. Flexiseal® ile yapılan denemelerde 300 °C sıcaklık ve 330 bar basınçlara kadar sızdırmazlık başarıyla sağlanabilmiştir. Ancak 300 °C'ye ısıtılmış kalıpların bir miktar soğuması durumunda, kalıpta bulunan kanal içerisine yerleştirilen sızdırmazlık elemanının çapı küçülmekte (**Şekil 3.17**) ve baskı plakasının tekrar kapanması sırasında ezilerek kullanılmaz duruma gelmektedir.



Şekil 3.17. Flexiseal® sızdırmazlık elemanının çapı soğuma sırasında küçülmektedir

Flexiseal® elemanlarında yaşanan bu problem üzerine satın alınmış olan diğer eksenel sızdırmazlık elemanı ECA-006258-09-14-6-SPD kodlu eksenel metal C-Ring'in uygunluğunu araştırmak için denemeler yapılmıştır. Ürünün sıcaklık ve basınç dayanımı yüzey C-Ring'i ile aynı olup 650°C ve ~1500 bar değerlerindedir. Yapılan denemelerde de 300°C sıcaklık ve 330 bar basınca kadar kalıplardaki sızdırmazlık başarıyla sağlanmıştır. Daha da önemlisi tek bir sızdırmazlık elemanı ile 200-250 civarında deney yapılabilmiştir. Bu açıdan IHDÇ prosesi için eksenel metal C-Ring, sızdırmazlık probleminin çözümünde en uygun eleman olarak tespit edilmiştir. Bu sızdırmazlık elemanı çok yüksek sıcaklık ve basınçlarda sızdırmazlık probleminin

çözülmesinin yanında IHDÇ prosesinin gerçekleştirilmesinde yaşanan en önemli problem olan sıvı basıncıyla birlikte baskı plakası kuvvetinin de eş zamanlı olarak değişken bir şekilde uygulanabilmesine imkân sağlamıştır.

3.1.5. Şekillendirme sıvısı ve yağlayıcı seçimi

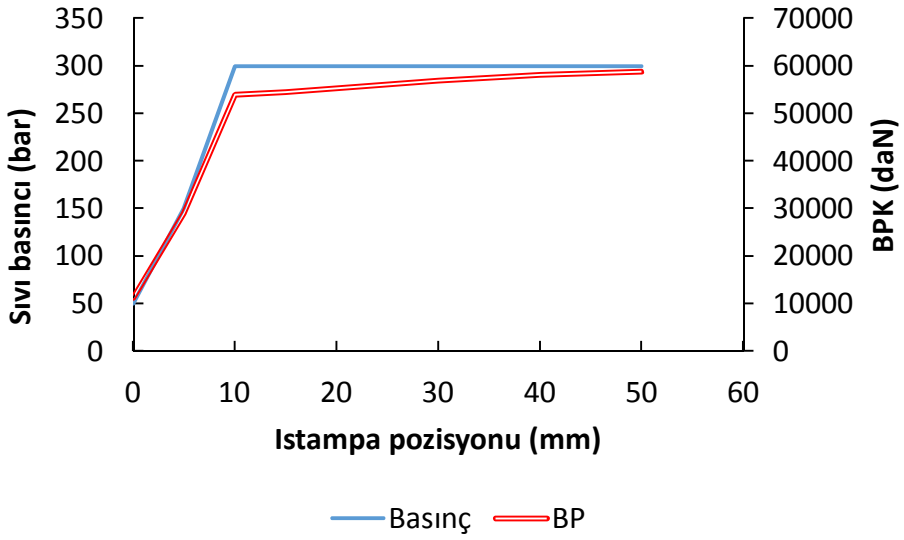
Şekillendirme sıvısının uygun maliyetin yanında maksimum çalışma sıcaklığı olan 300 °C'ye dayanması ve bu sıcaklıklarda alevlenmemesi gereklidir. Bu kriterlere uygun sıvı olarak Gulf Therm 32 isimli ısı transfer yağı bulunmuştur. Bu yağın alevlenme testi yapılmış ve 330°C sıcaklığa kadar dayandığı görülmüştür. Deneyler sırasında alevlenme olmasa da yağdan yoğun şekilde duman çıkmaktadır. Bu nedenle deney presinin üzerine **Şekil 3.18**'de görüldüğü gibi aspiratör yapılmıştır.



Şekil 3.18. Yağdan çıkan duman nedeniyle presin üzerine yaptırılan aspiratör

Yağlayıcı olarak yüksek sıcaklıklarda bakır pasta isimli elemanın kullanılabileceği tespit edilmiş ve bu ürünün sprey formu satın alınmıştır. Yağlayıcının performansını denemek için öncelikle daha önce kullanılan parafin ve polietilen yağlayıcılarla karşılaştırılabilmesi için oda sıcaklığında deneyler yapılmıştır. Parafin

yağlayıcı kullanılarak **Şekil 3.19**'da görülen sıvı basıncı (P) ve baskı plakası kuvveti (BPK) profilleri ile deneyler yapıldığında maksimum 95 mm çaplı sac başarıyla şekillendirilmiştir. Sacda hiçbir yağlayıcı kullanılmadan yapılan deneyde 85 mm çap bile şekillendirilememiştir. Bakır pastanın sprey formu ile yağlama yapıldığında ise yine 85 mm çaplı sacda hasar meydana gelmiştir. Sprey formundaki bakır pastanın sac ve kalıplar arasındaki sürtünmeyi yeteri derecede azaltmaması üzerine bakır pastanın gres formu satın alınmış ve bu yağlayıcı ile 91 mm çaplı sac başarıyla şekillendirilebilmiştir. Bu sonuçtan gres formundaki bakır pastanın, parafin kadar etkili bir yağlayıcı olmasa da flanş bölgesinde sürtünmeyi azaltarak şekillendirilebilirliği artırdığı anlaşılmıştır. Bu nedenle tüm deneylerde yağlayıcı olarak gres formunda bakır pasta kullanılmıştır.



Şekil 3.19. Yağlayıcı denemesinde kullanılan basınç ve baskı plakası kuvveti (BPK) profilleri

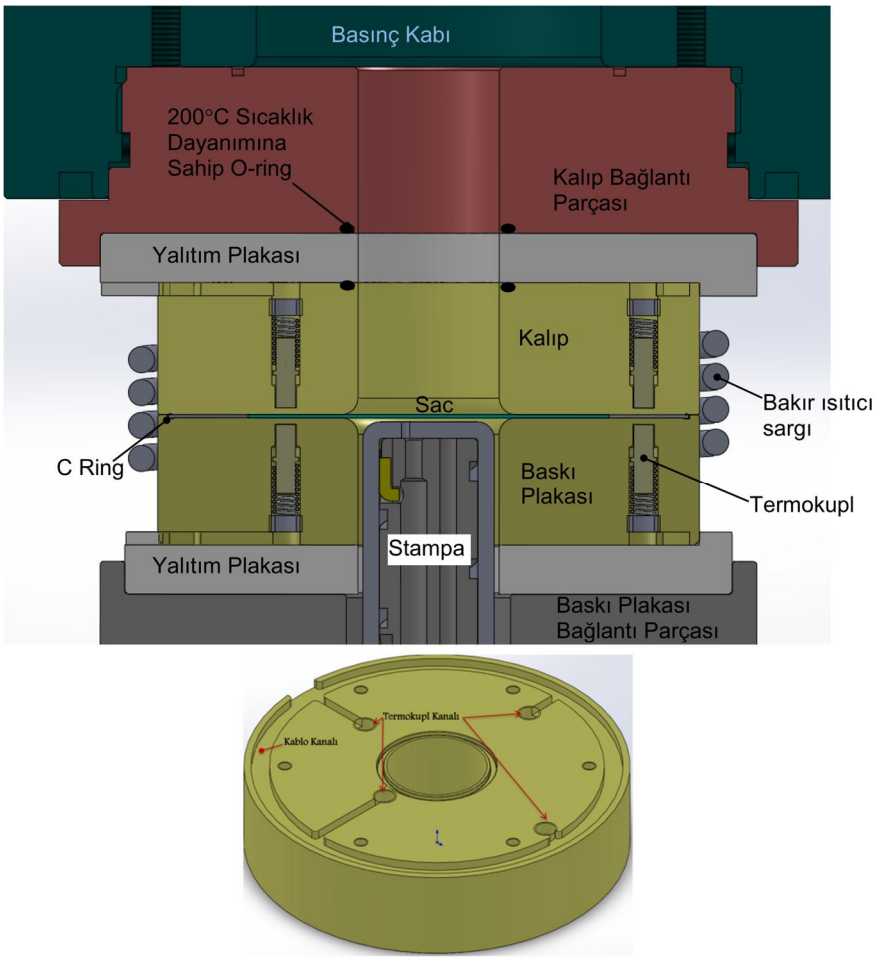
3.1.6. Kalıp tasarımı

IHDÇ sisteminde sızdırmazlık başta olmak üzere deneylerde karşılaşılan problemlerin çözümü için ya farklı bir kalıp tasarımı yapılmış, ya da var olan tasarımda belirli değişikliklere gidilmiştir. Sonuçta yapılan çalışmada birçok kalıp tasarımı ve tecrübe ortaya çıkmıştır.

Kalıp tasarımında, sızdırmazlık elemanının kalıba yerleşimi (eksenel veya yüzey), sızdırmazlık elemanının çalışması için kanalın sahip olması gereken toleranslar, kalıpların pres gövdesine bağlantısı, yalıtım parçalarının ve termokupların kalıplara bağlantısı, sıvının kalıba nasıl gireceği, ara parçalarda sızdırmazlığın nasıl sağlanacağı gibi tasarım kriterleri düşünülmüştür.

3.1.6.1. Yüzey C-Ringi kullanılan kalıp tasarımları

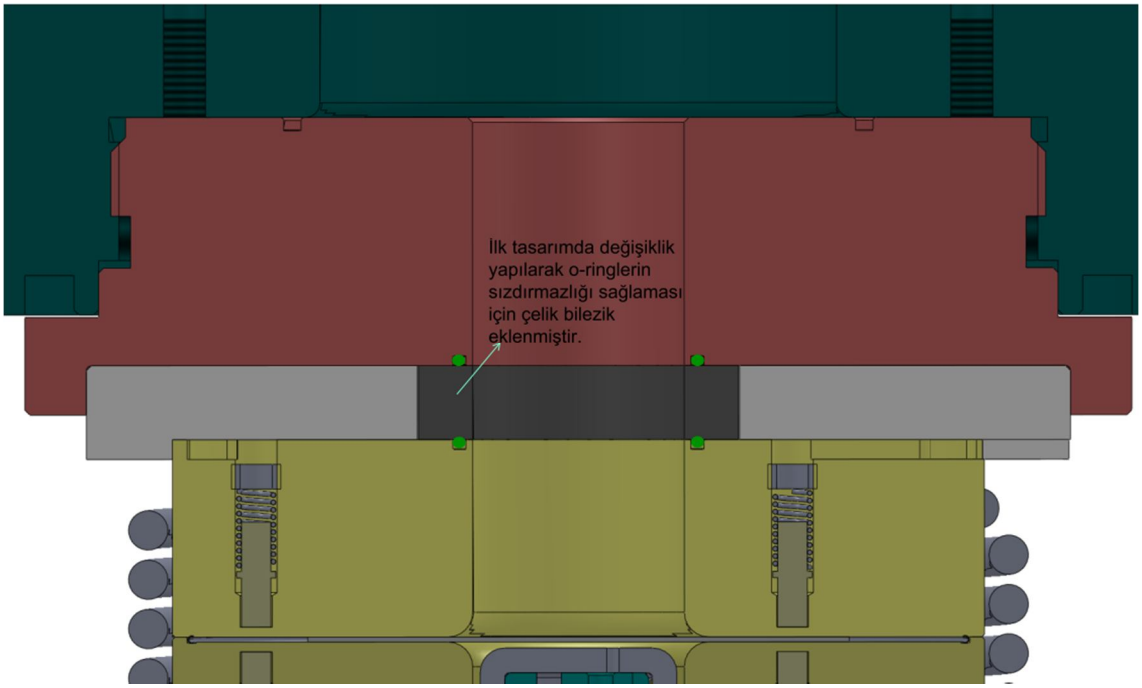
Şekil 3.20'de görülen IHDÇ prosesinin ilk kalıplarında, sızdırmazlık elemanı olarak yüzey C-Ringi kullanılmıştır. Bu tasarımda şekillendirmeyi yapacak olan sıvı basınç kabından direkt olarak kalıp boşluğuna geçmektedir. Bu tasarıma uygun imal edilmiş kalıplar **Şekil 3.21**'de görülmektedir. Ancak yapılan deneylerde üst yalıtım parçasının alt ve üstünden sıvının sızmaması için kullanılan 200 °C'ye kadar dayanıklı o-ringler ile bu bölgedeki sızdırmazlık sağlanamamıştır. Bunun nedeni olarak, yalıtım plakasının yüzey pürüzlülüğünün, çeliğe göre çok fazla olması, ya da o-ringin sıkışması ile sertliğinin yalıtım plakasına göre daha fazla olabileceği düşünülmüştür. Bu nedenle kalıp tasarımında **Şekil 3.22**'deki gibi değişiklik yapılarak o-ringlerin temas ettikleri bölgeye bir çelik bilezik eklenmiştir. Her ne kadar kalıplardan kalıp bağlantı parçasına daha fazla ısı geçişi olsa da, bu değişiklik ile yalıtım plakasında meydana gelen sızma engellenebilmiştir.



Şekil 3.20. İlk kalıp tasarımı



Şekil 3.21. Yüzey C-Ringinin kullanıldığı ilk kalıplar



Şekil 3.22. Kalıp sisteminde yapılan değişiklik

Hidromekanik derin çekme prosesinde sac üzerine gelen Net Baskı Plakası Kuvvetinin (NBPK) bilinmesi, sonuçların gerçekçi olarak değerlendirilebilmesi, proses optimizasyonu ve sayısal simülasyon sonuçları ile deneysel sonuçların karşılaştırılabilmesi için önemlidir. Sıvı basıncı sac ve baskı plakası üzerine uygulandığında Baskı Plakasını (BP) sac yüzeyinden ayırmaya çalışır. Hidrolik silindirler tarafından baskı plakası tablasına uygulanan baskı plakası kuvveti (BPK) bu ayrılmaya engel olacak miktarda artırılmalıdır. Bu artış gerekenden fazla olursa, sacın

üzerine gelen BPK fazla olacağı için sac yırtılacaktır. Hidrolik silindirden BP tablasına uygulanan kuvvetin (F_{BPK}) hesaplanabilmesi için denge denklemleri aşağıdaki gibi çıkartılmıştır:

Kalıp içerisinden sacın üzerine sıvı basıncı uygulandığında oluşan kuvvetler **Şekil 3.23**'te gösterilmiştir.

Sacın Y doğrultusundaki dengesinden (**Şekil 3.24**)

$$F_{NBPK} + F_{Stampa} - F_{Flanş} - F_{\text{İç}} = 0 \tag{3.1}$$

bulunur.

Baskı plakasının Y doğrultusundaki dengesinden (**Şekil 3.25**)

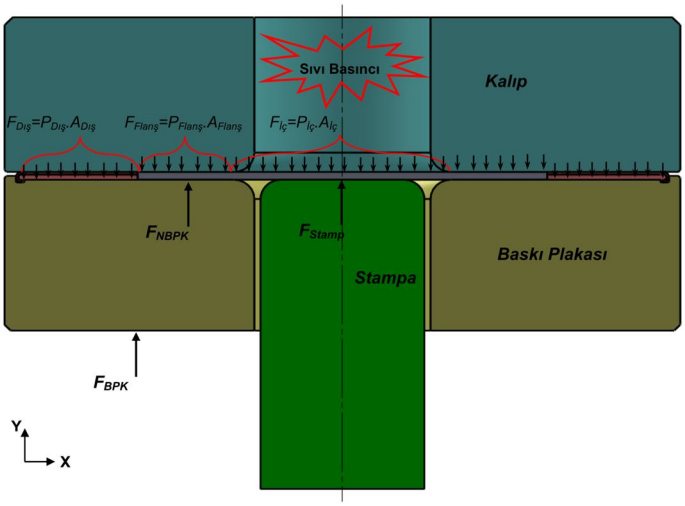
$$\mathrm{F_{BPK}} - \mathrm{F_{Dış}} - \mathrm{F_{NBPK}} = 0 \tag{3.2}$$

$\mathrm{F_{NBPK}} = \mathrm{F_{Flanş}} + \mathrm{F_{İç}} - \mathrm{F_{Istampa}}$ olduğu için

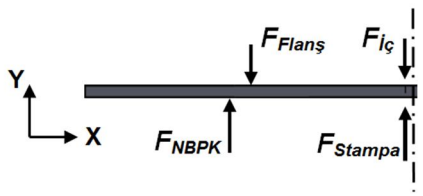
$$F_{BPK} = F_{Dış} + F_{Flanş} + F_{iç} - F_{Stampa}$$

$$F_{BPK} = P_{\text{İç}}.A_{\text{İç}} + P_{Flanş}.A_{Flanş} + P_{Dış}.A_{Dış} - F_{Stampa} \tag{3.3}$$

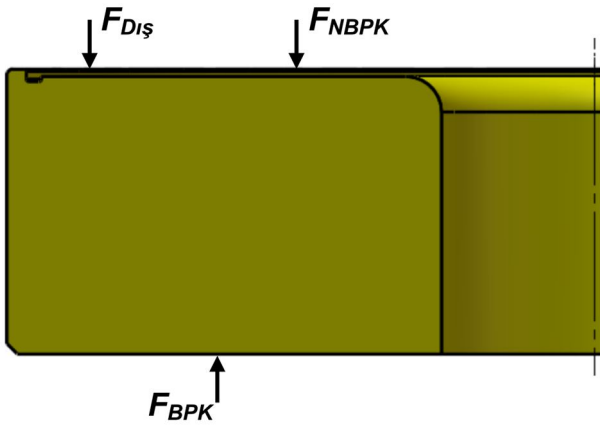
bulunur.



Şekil 3.23. Hidromekanik derin çekme prosesinde kuvvetlerin dengesi

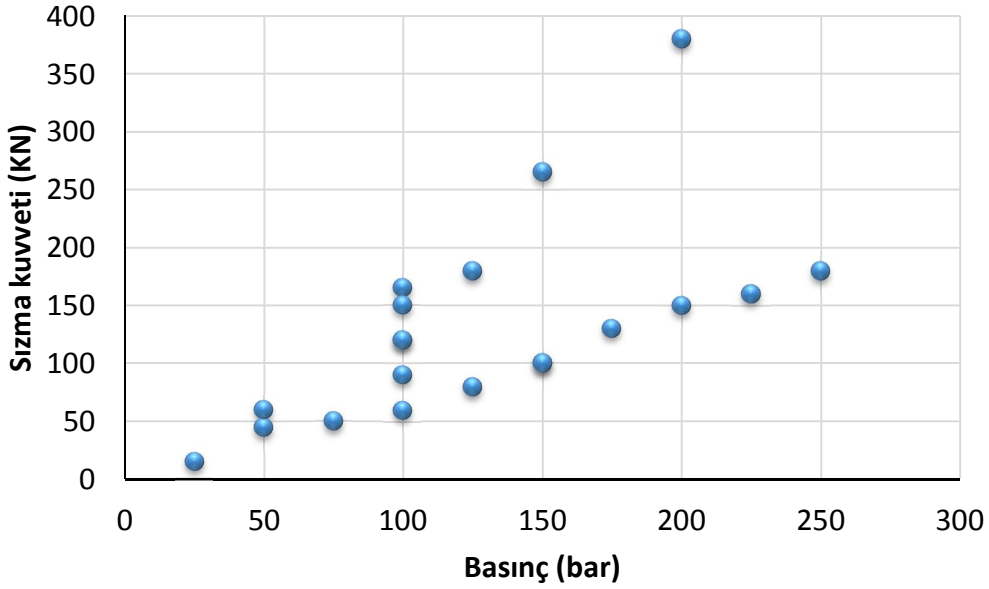


Şekil 3.24. Şekillendirme sırasında sacın üzerine Y doğrultusunda gelen kuvvetler



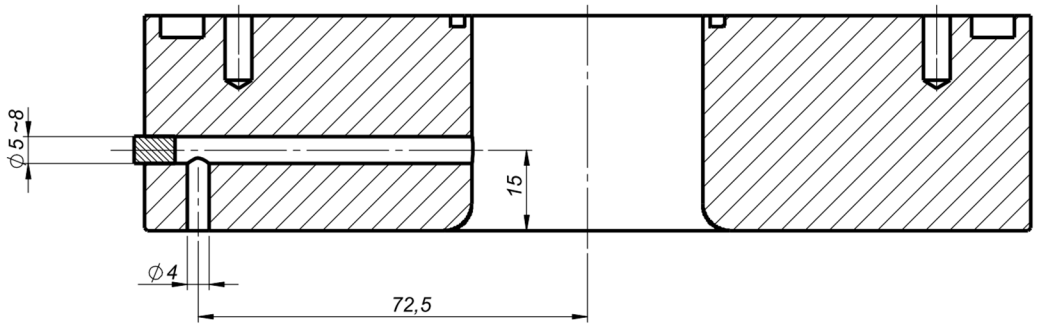
Şekil 3.25. Şekillendirme sırasında baskı plakası üzerine Y doğrultusunda gelen kuvvetler

Denklem 3.3'de $P_{iç}$ basıncının sıvı basıncına eşit olduğu bilindiği halde $P_{flanş}$ ve $P_{dış}$ basınçlarının sıvı basıncına eşit olup olmadığı kesin değildir. Bu nedenle yapılan ilk denemelerde sıvı basıncının kalıp radyüsünden dışarıya radyal doğrultuda ilerlemediği kabul edilmiş ve $P_{flanş}$ ile $P_{dış}$ sıfır alınarak F_{BPK} hesaplanmıştır. Fakat yapılan deneyde ölçülen sıvı basıncı F_{BPK} değerini hesaplamada kullanılan $P_{iç}$ değerine ulaşmadan BP açılmış ve sızdırmazlık elemanı, şekillendirme sıvısı basınçla dışarı çıkarken bozulmuştur. Bunun üzerinde $P_{flanş}$ ve $P_{dış}$ değerleri sıvı basıncına eşit kabul edilerek başarıyla şekillendirilmesi kesin olacak kadar küçük bir çapa sahip sacla deney yapıldığında da sac yırtılmıştır. Bunun üzerine BP'nin sac yüzeyinden ayrılmaya başladığı minimum BPK değeri, sac şekillendirilmeden belirli basınçlar uygulanıp kademeli olarak BPK'nin azaltılarak kalıplar arasından sıvının sızmasının gözlemlenmesi yoluyla tespit edilmiştir. Bu değer üzerine eklenecek kuvvetin sacın üzerine gelecek NBPK olacağı kabul edilmiştir. 25 ve 250 bar arasında farklı basınçlarda yapılan deneylerin sonucu **Şekil 3.26**'da verilmiştir. Burada özellikle 100 bar basınçta BP, beş farklı BPK değerinde sacdan ayrılmıştır. Bu sonuçtan $P_{dış}$ ve $P_{flanş}$ değerlerinin basınç yükseltici tarafından uygulanan $P_{iç}$ değerine eşit olmadığı yani kalıp içerisindeki sıvının sac üzerinden dışarı doğru (radyal doğrultuda) kimi durumlarda hiç geçmediği, geçse bile basıncının çoğu zaman düşerek geçtiği sonucuna varılmıştır. Bunun üzerine kalıpta modifikasyon yapılarak **Şekil 3.27**'de gösterildiği gibi $A_{dış}$ alanına açılan bir kanalla sıvı basıncının bu bölgeye etki etmesi sağlanmış, dolayısıyla en azından $P_{dış}$ değeri kesinleştirilmiştir. Bu kanal ile ayrıca saca, radyal doğrultuda da çevresi boyunca basınç uygulandığı için önceki tecrübelerden şekillendirilebilirliğin daha da arttığı bilinmektedir. Kalıpta yapılan bu modifikasyondan sonra, farklı basınçlarda yapılan tekrarlı deneylerde, sıvının sızmaya başladığı BPK değeri,



Şekil 3.26. Farklı basınçlarda sıvının sızmaya başladığı BPK değerleri

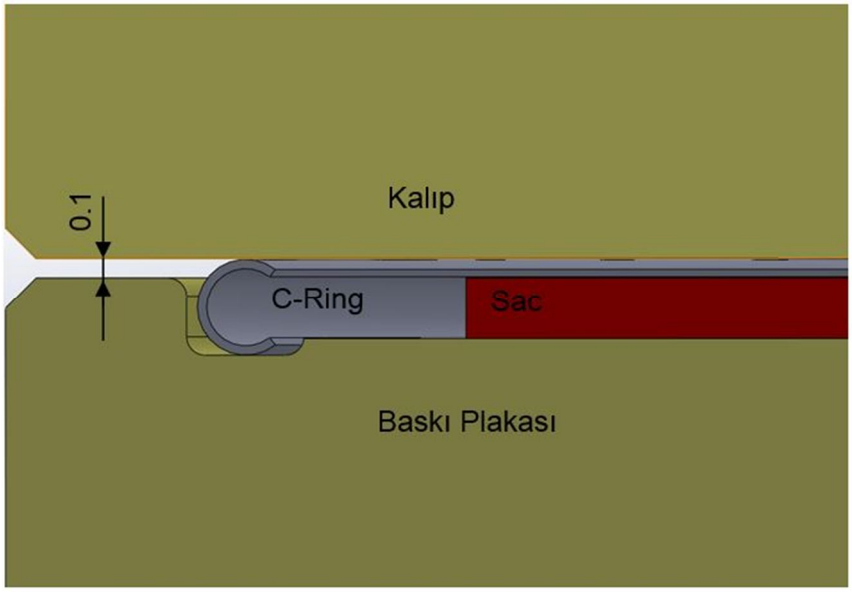
Denklem 3.3'de $P_{dış}$ ve $P_{flanş}$ basınçlarının $P_{iç}$ basıncına eşit olduğu kabul edilerek hesaplanan F_{BPK} ile yaklaşık aynı değerlerde elde edilmiştir. Böylece BPK değeri kesinleştirilmiştir.



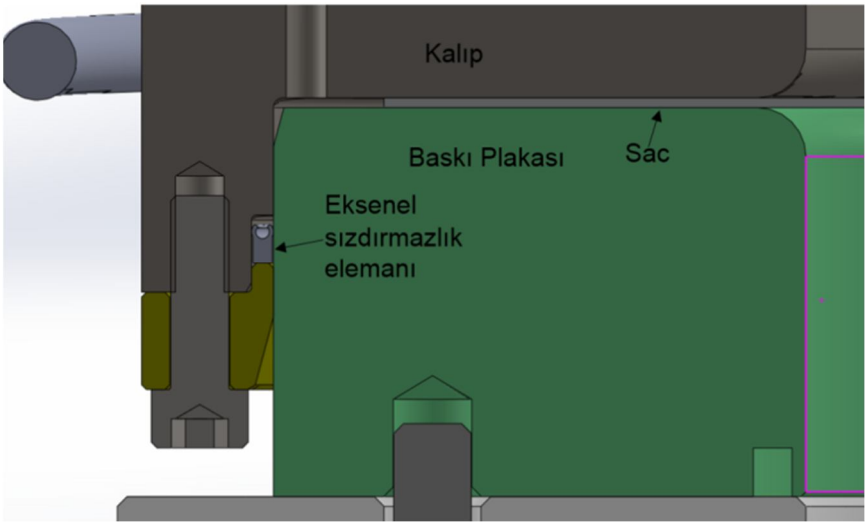
Şekil 3.27. Kalıba açılan kanal

Kalıplarda sızdırmazlık ile BPK değerindeki belirsizlik problemleri çözüldükten sonra deneylere geçilmiştir. Ancak bu deneyler sırasında sık sık sıvı, basınçlı bir şekilde dışarı doğru fışkırarak yüzey C-Ringinin bozulmasına neden olmuştur. Bu problem 3.1.4. numaralı başlıkta da anlatıldığı gibi yüzey C-ringinin yapısı gereği **Şekil 3.28**'de görüldüğü gibi 0.1 mm sıkışarak çalışması, bu miktarda BP de bir hareket olduğu zaman da sızdırmazlığın sağlanamamasından kaynaklanmaktadır. Bu sorunun üstesinden gelmek için kalıp tasarımında değişikliğe gidilmiş ve sızdırmazlığın kalıbın yüzeyinden

radyal olarak değil cidarından eksenel olarak sağlanmasına karar verilmiştir (**Şekil 3.29**). Böylece BP'nin çok küçük hareketinden dolayı sızdırmazlığın başarısız olmasının önüne geçilebileceği düşünülerek kalıplar satın alınan Flexiseal® eksenel sızdırmazlık elemanına göre tekrar tasarlanarak imal ettirilmiştir.



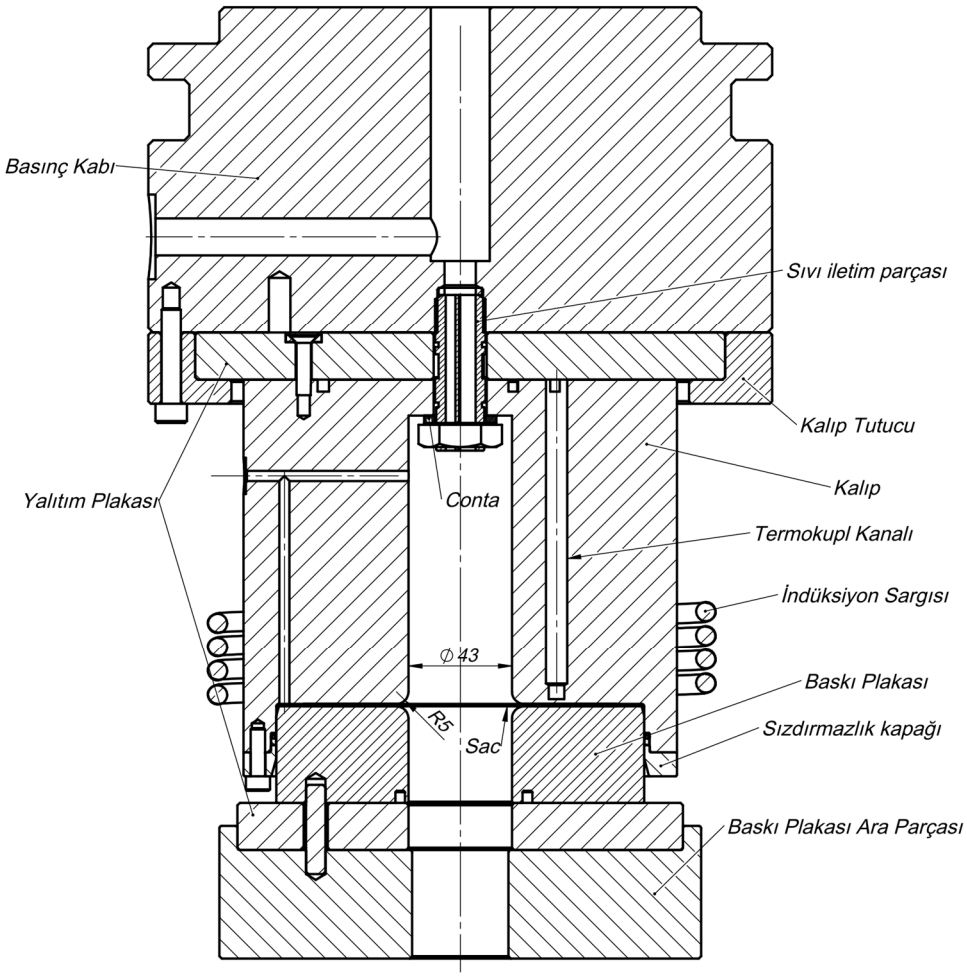
Şekil 3.28. Yüzey C-Ringi ile sızdırmazlığın sağlanması



Şekil 3.29. Eksenel sızdırmazlık elemanı ile sızdırmazlığın sağlanması

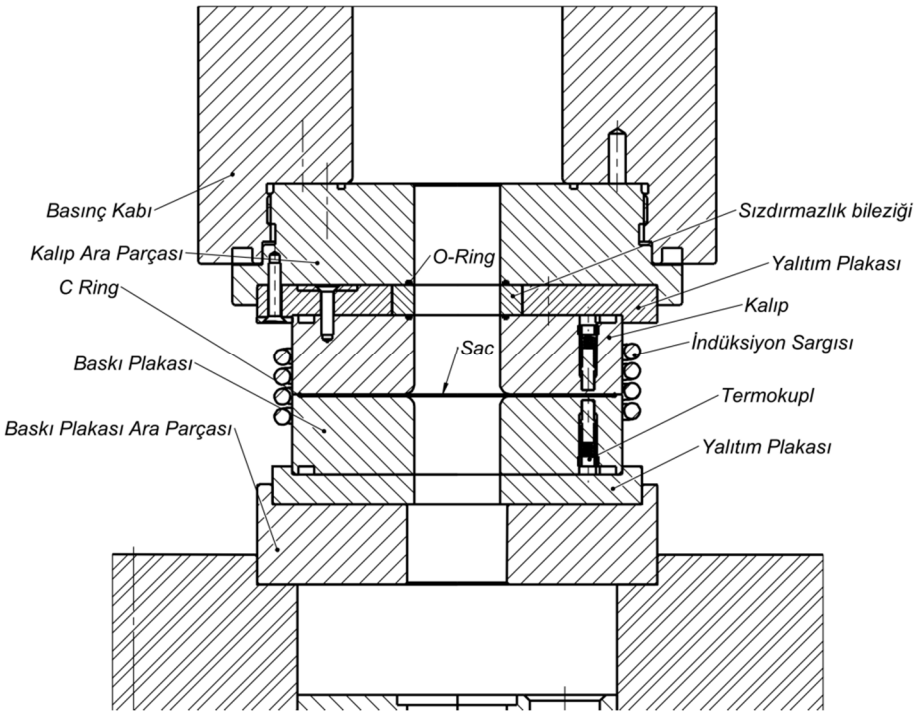
3.1.6.2. Eksenel sızdırmazlık elemanlarının kullanıldığı kalıplar

Eksenel sızdırmazlığa sahip kalıp tasarımı **Şekil 3.30**'da görülmektedir. Bu sistemde basınç kabı **Şekil 3.31**'da görülen önceki sisteme göre daha küçük boyutta tekrar tasarlanmış ve bu parçanın ağırlığı 96 kg'dan 50 kg'a düşürülmüştür. Ayrıca önceki tasarımda kalıp bir ara parçaya cıvatalar ile bağlandıktan sonra ara parça basınç kabına vidalanarak bağlanırken yeni tasarımda ara parça kullanılmadan kalıp direkt olarak



Şekil 3.30. Eksenel sızdırmazlığa sahip kalıp tasarımı

basınç kabına cıvatalar ile bağlanmıştır. Yüzey sızdırmazlık elemanının kullanıldığı kalıplarda üst yalıtım plakasının ortasında sızdırmazlığı sağlamak için **Şekil 3.31**'de görüldüğü gibi sızdırmazlık bileziği ve o-ring kullanılmıştı. Bu tasarım 200-250°C sıcaklığa kadar sorunsuz çalışmışken daha yüksek sıcaklıklarda problem oluşturmuştur. Bu nedenle yeni tasarımda bu bölgede, kalıba olan sıvı geçişi bir sıvı iletim parçası yardımıyla **Şekil 3.30**'da görüldüğü gibi yapılmıştır. İmalatı gerçekleştirilen eksenel

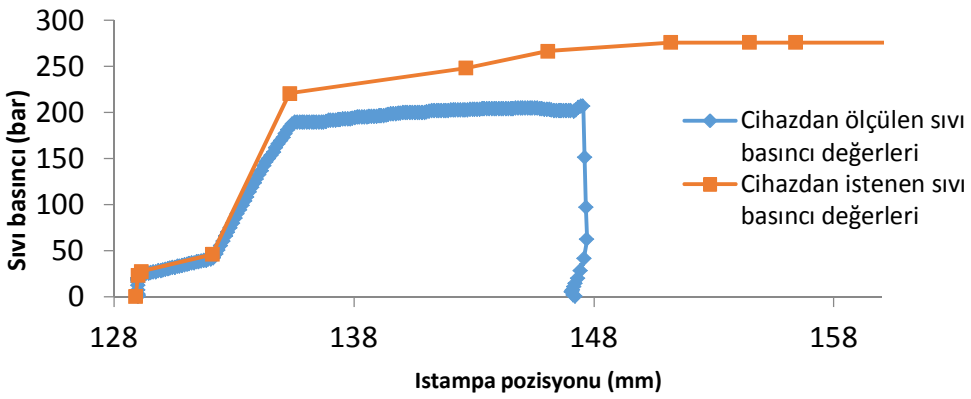


Şekil 3.31. Yüzey sızdırmazlık elemanı C-Ring'e sahip kalıp tasarımı

kalıplar **Şekil 3.32**'de görülmektedir. Bu kalıplar ile yapılan ilk denemelerde Flexiseal ürünü, kalıplar arasındaki sızdırmazlığı oda sıcaklığından 330 bara kadar başarıyla sağlamıştır. Ancak devam eden deneylerde hedeflenen basınç eğrisi üst yalıtım plakası civarında (basınç kabı ve kalıp arasında) gözlemlenen sızıntıdan dolayı elde edilememiştir (**Şekil 3.33**). Bu duruma **Şekil 3.30**'da görülen sıvı iletim parçası üzerindeki contaların oda sıcaklığında sızdırmazlığı sağlamasına rağmen yüksek sıcaklıklarda sızdırmazlığı sağlayamamasının neden olduğu düşünülmüştür. Bunun üzerine kalıbın bu kısmında farklı tasarımlar düşünülerek denemeler yapılmıştır.



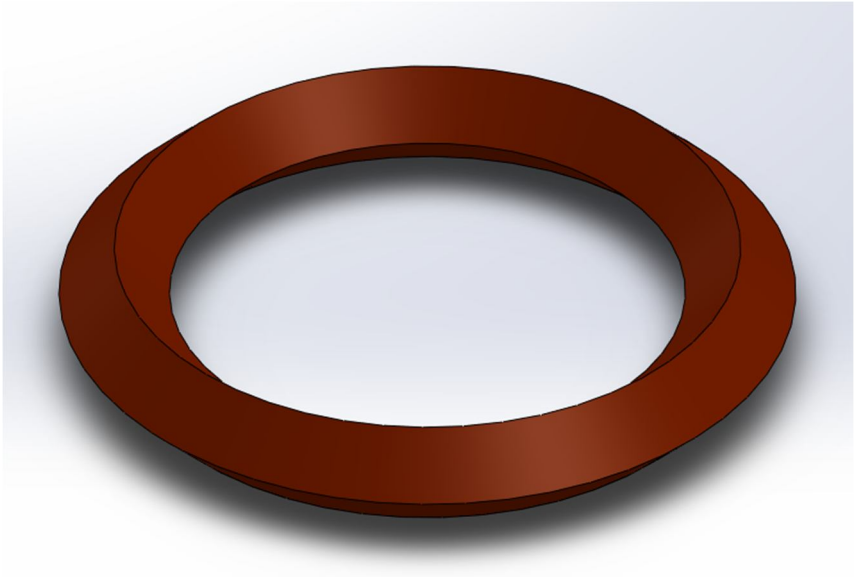
Şekil 3.32. Eksenel kalıplar



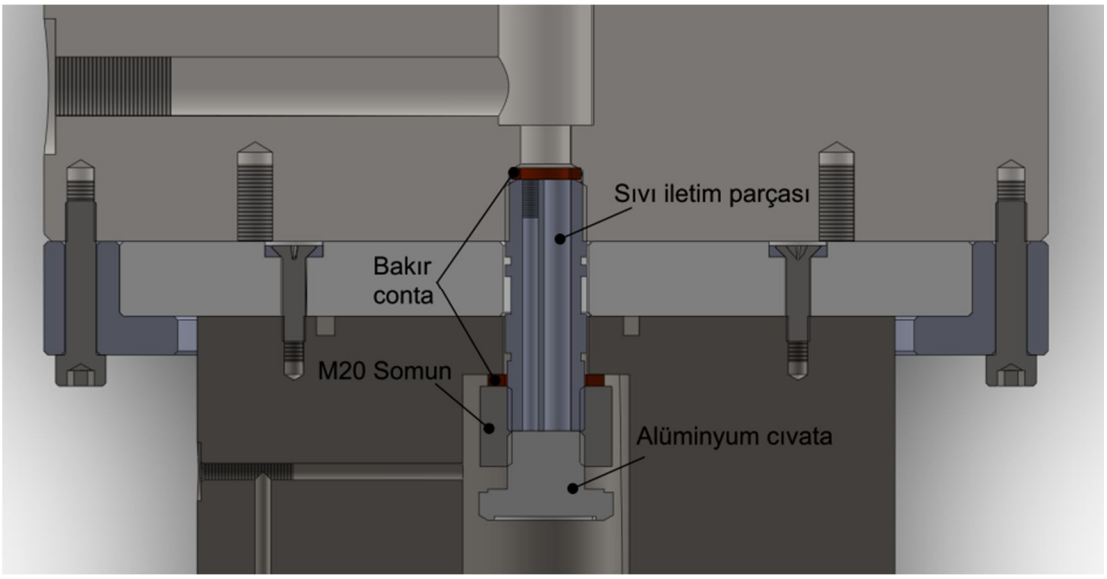
Şekil 3.33. 180 °C sıcaklıkta cihazdan istenen ve cihazdan ölçülen sıvı basıncı profilleri

Basınç kabı ve kalıp arasındaki sızdırmazlık probleminin çözülmesine yönelik çalışmalardan ilki sıvı iletim parçasında somunun altına yerleştirilen contaların yüzeylerinin **Şekil 3.34**'teki gibi keskin kenarlı yapılarak yüzey basıncının artırılmasına yönelik olmuştur. Ancak yüksek sıcaklıklarda bu çözüm yine başarılı olamamıştır. Bunun üzerine sızdırma sorununun somunun altındaki contalardan değil cıvata ile somun arasında sızmaya karşı her hangi bir önlemin alınmamış olmasından kaynaklandığının farkına varılmıştır. Bu nedenle **Şekil 3.35**'te görüldüğü gibi yumuşak bir malzeme olan saf alüminyumdan somununa sıkı bir şekilde vidalanacak bir cıvata üretilmiş böylece sıvı iletim parçası ve somun arasındaki sızdırmazlık sağlanmaya

çalışılmıştır. Montaj sırasında alüminyum cıvata somuna vidalanırken dişlerindeki sıkılık kaybolmuş ve sızdırmazlığı sağlamada bu çözüm de başarılı olamamıştır.



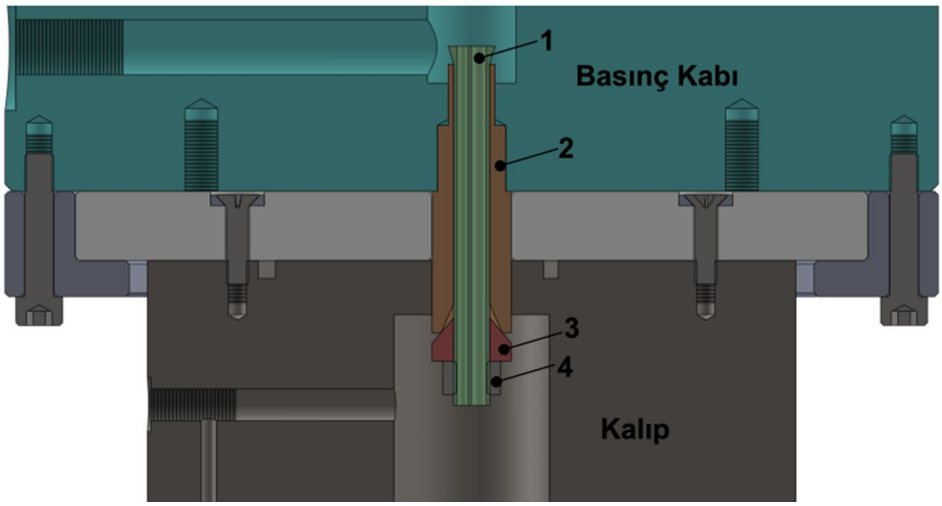
Şekil 3.34. Oturma yüzeyi keskin imal edilmiş bakır conta



Şekil 3.35. Alüminyum cıvata sızdırmazlık parçalı tasarım

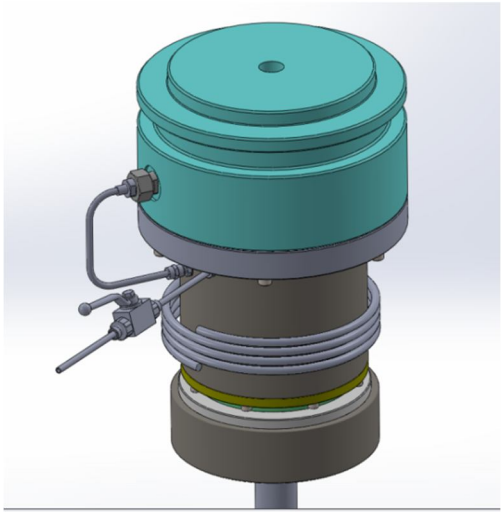
Bir diğer tasarım çektirme dübeli mantığıyla yapılmıştır. **Şekil 3.36**'da görüldüğü gibi içerisinde sıvı iletim ve hava çıkışı için 2 adet delik açılan 1 numaralı parça, 4 numaralı somun ile sıkıştırılarak, 3 numaralı diğer bir parçanın da yardımıyla 2 numaralı bakırdan imal edilmiş parçanın üst ve alt tarafındaki malzemenin dışa doğru açılmasını sağlamış, böylece sıvının basınç kabı ve kalıp arasından dışarı sızmadan

iletimine çalışılmıştır. Oda sıcaklığında bu tasarım başarılı olurken yüksek sıcaklıklarda yine sızdırmazlık tam manasıyla sağlanamamıştır.

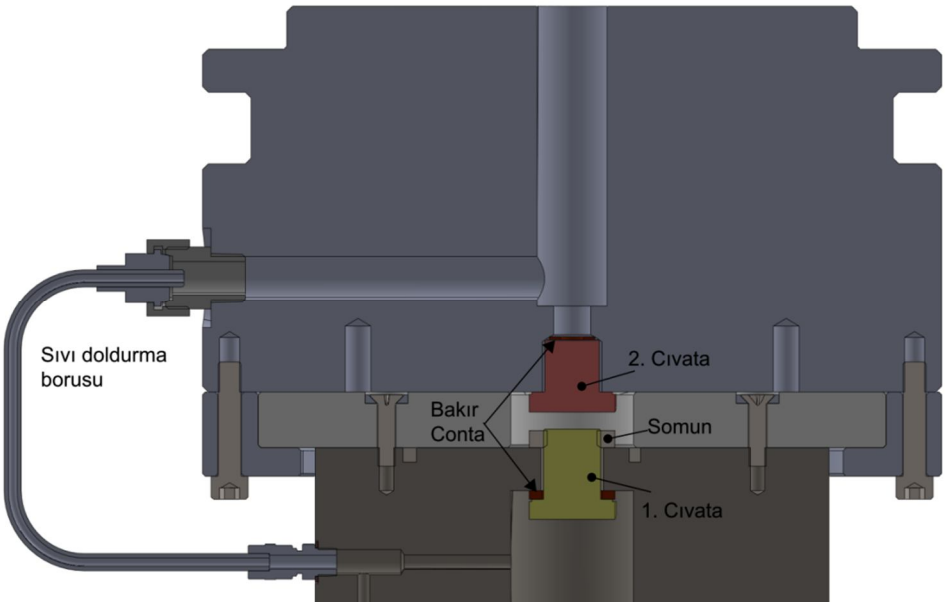


Şekil 3.36. Çektirme dübeli mantığıyla yapılan tasarım

Basınç kabı ve kalıp arasındaki sıvı geçişindeki sızdırmazlık probleminin yapılan farklı tasarımlarla çözülememesi üzerine sıvının kalıba dışarıdan nipel, rekor ve boru bağlantıları yardımıyla **Şekil 3.37**'deki gibi iletilmesine karar verilmiş ve kalıp sistemi buna göre değiştirilmiştir. Burada sıvı, kalıba yandan açılan bir delikle girerken diğer bir delikten de dışarı çıkarak kalıp içerisindeki hava tamamen dışarı atılmakta, deneye başlanacağı zaman da çıkış hattındaki vana kapatılmaktadır. Bu bağlantı elemanlarının (vana, boru, nipel ve rekor) yüksek sıcaklığa dayanabilmesi için paslanmaz çelik olanları satın alınmıştır. Baskı plakasının ve kalıbın merkezlerindeki delikler de sıvının dışarıdan iletilmesiyle **Şekil 3.38**'deki gibi körlenmiştir.

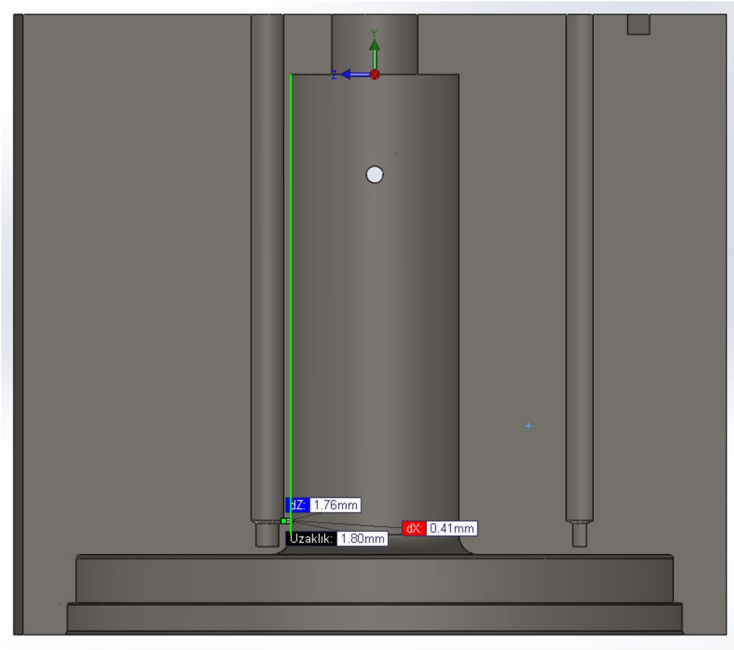


Şekil 3.37. Dışarıdan boru-rekor bağlantıları ile sıvı iletiminin gerçekleştirildiği tasarım

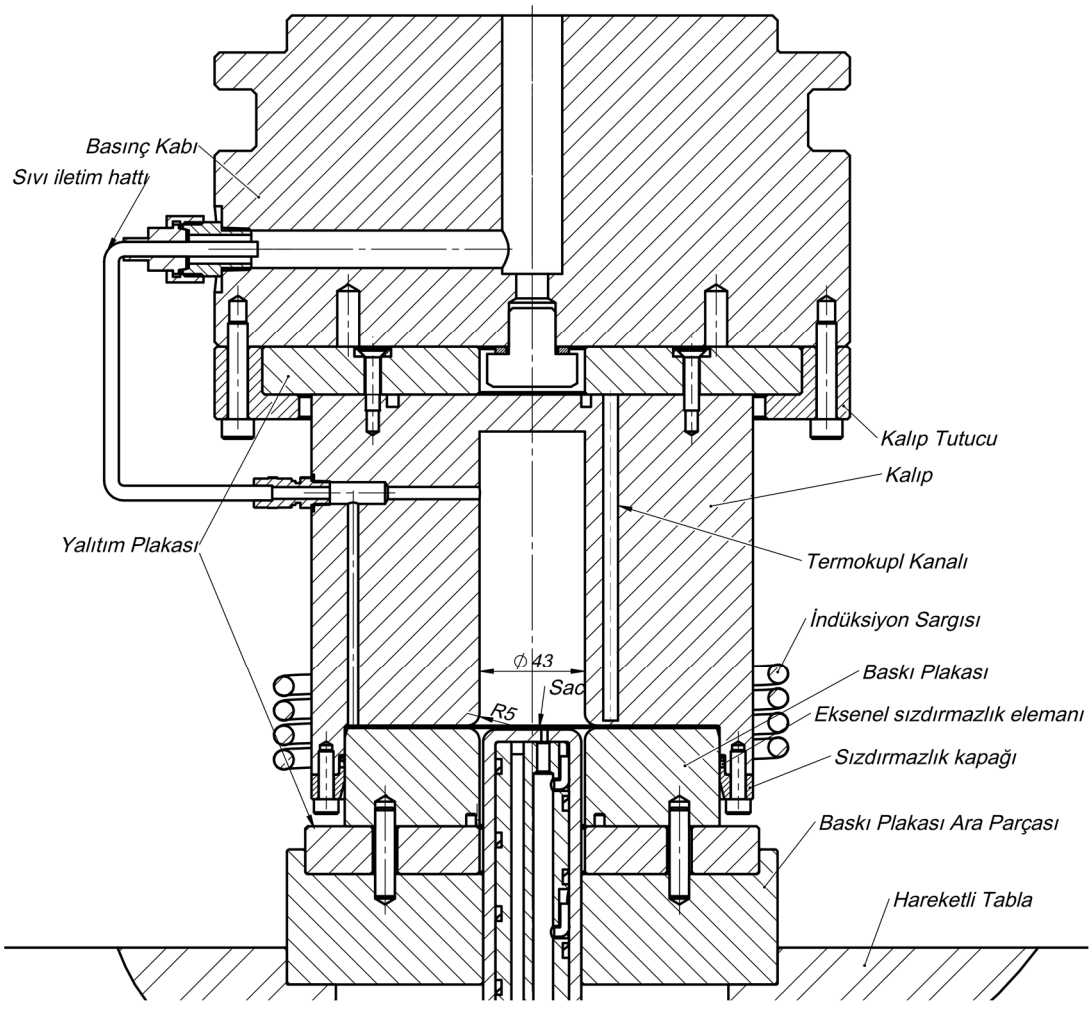


Şekil 3.38. Basınç kabı ve kalıptaki deliklerin körlenmesi

Son tasarımdan sonra yapılan denemelerde de sızdırmazlık sağlanamayınca kalıp üzerindeki deliğin körlenmesi için somun ve cıvata yerine kaynakla bu bölge doldurulmuştur. Ancak yine sızdırmazlığın sağlanamaması üzerine sıvının nereden geldiğini tespit etmek amacıyla üst yalıtım ve kalıp tutucu çıkartılarak araya pabuçlar konmuş ve bu şekilde kalıp içerisine basınçlı sıvı gönderilmiştir. Sonuçta sıvının en içteki termokupl deliğinden geldiği görülmüştür. Buradan kalıbın iç cidarı ile termokupl deliği arasındaki 1.5 mm kalınlıktaki duvarda (**Şekil 3.39**) yüksek sıcaklık ve basınçlardaki denemelerde çatlama meydana geldiği anlaşılmıştır. Daha önceki sızdırmazlık probleminin, basınç kabından kalıbın merkezine geçişte olduğu düşüncesinde de yanlışlık olduğu düşünülmemektedir. Çünkü daha önceki denemelerde oda sıcaklığında sızdırmazlık sağlanırken sadece yüksek sıcaklıklarda sıvı kaçmaktaydı ve buna yüksek sıcaklıklarda, kalıp merkezinde sıvı iletiminde kullanılan parçalardaki genleşmenin neden olduğu düşünülmüştü. Termokupl deliğindeki kaçak üzerine termokupl deliği kaynakla körlenmiş ve kalıp iç cidarı ile aradaki mesafesi 3.5 mm olan yeni bir delik açılmıştır. Bu sorun da giderildikten sonra yapılan denemelerde 300 ˚C sıcaklığa ve baskı plakasının maksimum kapama kuvvetinin yenildiği 330 bar basınca kadar sızdırmazlık sorunsuz bir şekilde sağlanmıştır. Sonuçta Flexiseal sızdırmazlık elemanının kullanıldığı kalıpların tasarımı **Şekil 3.40**'da görüldüğü gibi yapılmıştır.

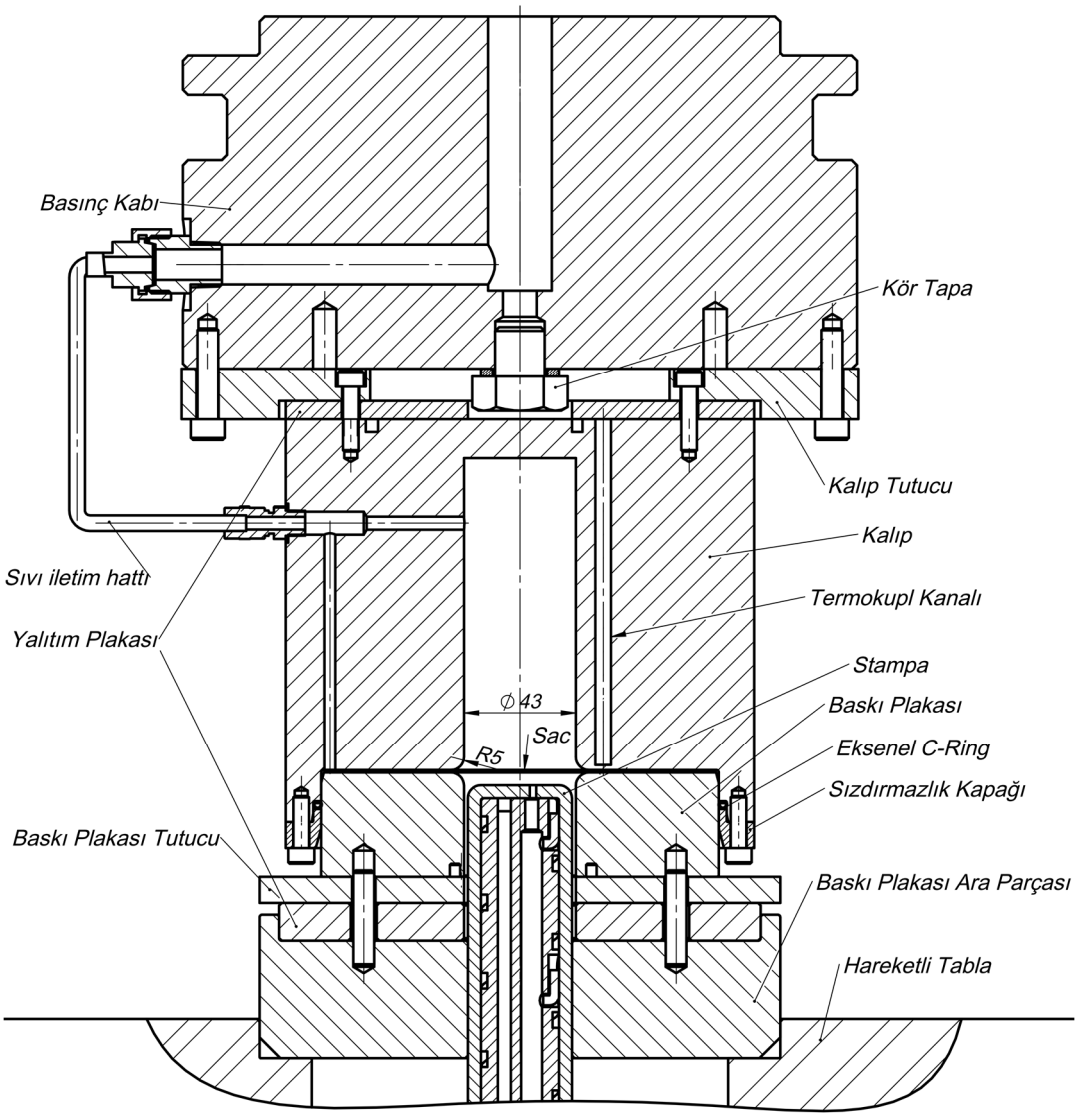


Şekil 3.39. En içteki termokupl deliği ile iç cidar arasındaki mesafe



Şekil 3.40. Flexiseal eksenel sızdırmazlık elemanının kullanıldığı kalıp tasarımı

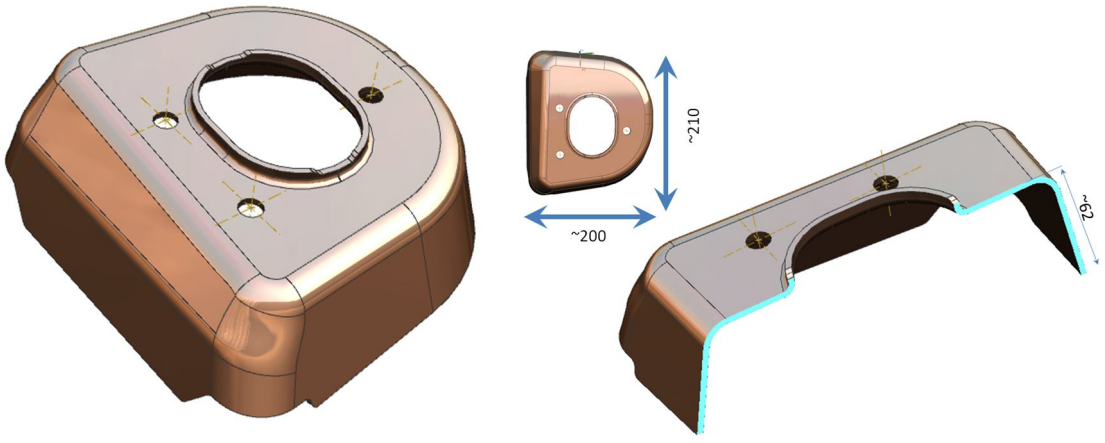
Flexiseal sızdırmazlık elemanının soğuması sırasında çapının küçülmesi nedeniyle deneylerde problem oluştuğu için eksenel C-Ringlerin kullanımına geçilmiştir. Eksenel C-Ring'in kullanıldığı kalıplarda Flexiseal tasarımına benzer bir tasarım yapılmıştır. Ancak baskı plakası kapanırken C-Ring, Flexiseal elemanına göre çok daha büyük sürtünme kuvvetlerine neden olduğu için yalıtım plakaları kalıpların açılması için gerekli kuvveti taşıyamamış ve bu nedenle **Şekil 3.41**'de görülen tasarım yapılmıştır. Burada **Şekil 3.40**'da görülen tasarımdan farklı olarak kalıp tutucu direkt olarak cıvatalarla kalıba bağlanmış ve yalıtım için araya kalınlığı daha az olan bir yalıtım plakası konmuştur. Hareketli tabla aşağı indirilirken baskı plakası kendi ağırlığıyla kalıptan ayrılmadığı için baskı plakası tutucu parçası yine cıvatalarla baskı plakasına bağlanmış ve tutucu da pabuçlar ile tablaya bağlanmıştır.



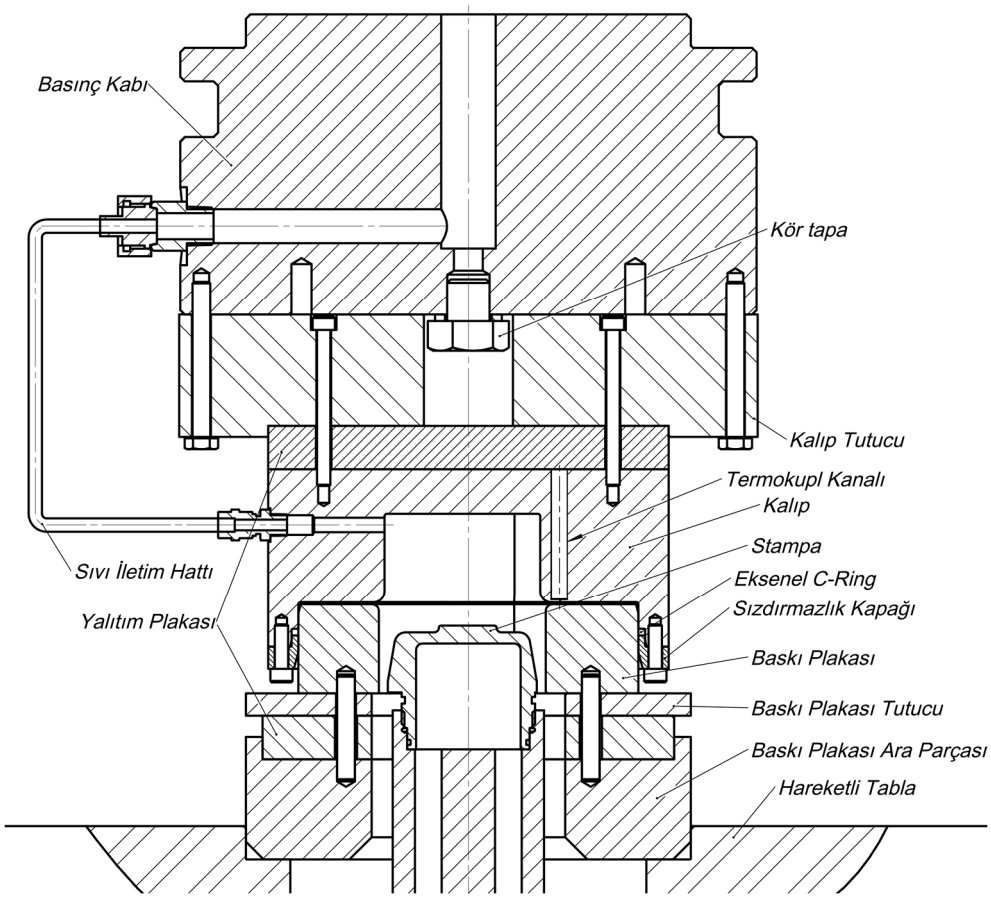
Şekil 3.41. Eksenel C-Ring sızdırmazlık elemanının kullanıldığı kalıp tasarımı

3.1.6.3. Endüstriyel parça kalıpları tasarımı

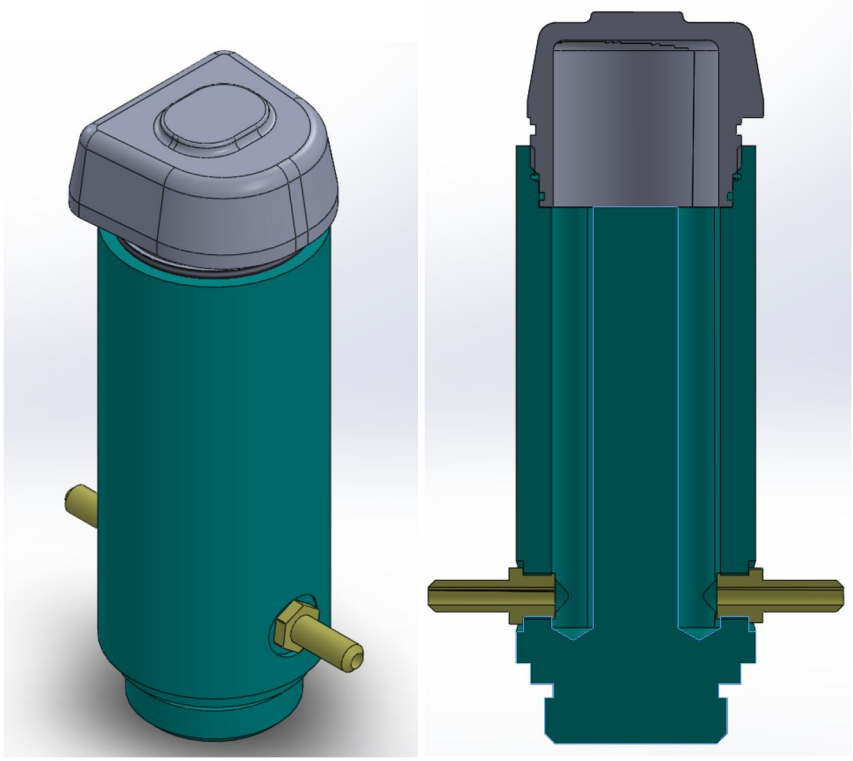
Endüstriyel parça olarak amortisör üst bağlantı kepi olarak isimlendirilen ve **Şekil 3.42**'de görülen parça seçilmiştir. Bu parça endüstride 3 mm kalınlığındaki FEE340 çelik malzemeden üretilmektedir. Bu malzemenin yüzde uzaması AA5754'ünkine yakın olup %20'dir. Akma mukavemeti ise 320 MPa olarak AA5754-O'nun ~105 MPa olan akma mukavemetinin yaklaşık üç katıdır. Hidro-şekillendirme presinin kapasitesi bu boyutta bir parça üretimi için yeterli olmadığından dolayı parça 3 kat küçültülerek tekrar modellenmiştir. Ölçek oranı 1/3 olduğu için kullanılacak sac çapı 1 mm'ye düşmüştür. Bu nedenle endüstriyel parça üretiminde de 1 mm kalınlığındaki AA 5754 sac malzeme kullanılmıştır. Endüstriyel parça için kalıp tasarımı **Şekil 3.43**'te görüldüğü gibi yapılmıştır. Burada silindirik parça kalıplarından farklı olarak ıstampanın şekli ve tasarımı değiştirilmiştir. Silindirik ıstampada soğutma, helezonik kanallarda sirkülasyonu yapılan soğuk su ile sağlanırken bu tasarımda ıstampa içerisinde bir havuz oluşturulmuştur (**Şekil 3.44**). Silindirik parça için yapılan kalıp tasarımında sızdırmazlık ve yalıtım sistemi ile kalıpların pres gövdesine bağlantısı için geliştirilen yöntemler endüstriyel parça kalıplarında da uygulanmıştır. Üretimi yapılan endüstriyel kalıplar **Şekil 3.45**'te görülmektedir.



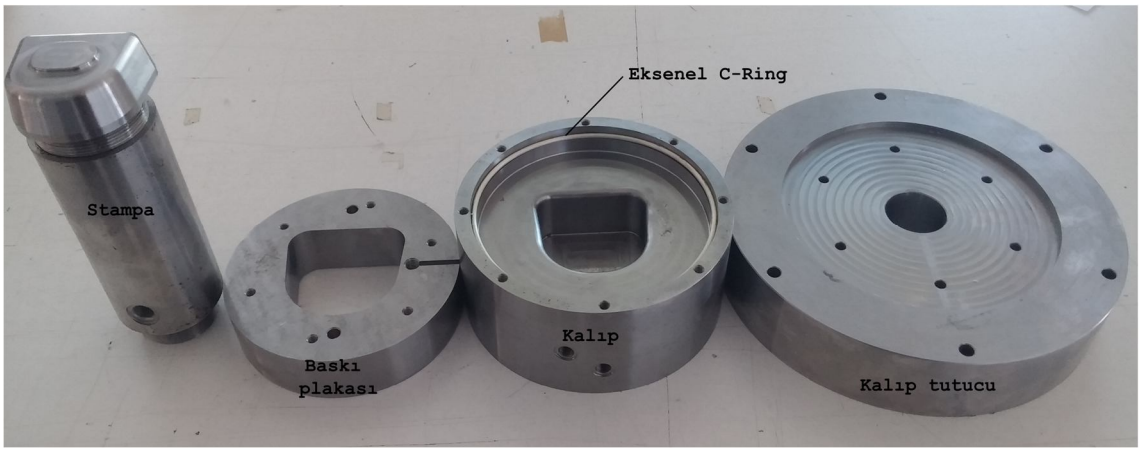
Şekil 3.42. Üretimi yapılan endüstriyel parça (amortisör üst bağlantı kepi)



Şekil 3.43. Endüstriyel parça kalıbı tasarımı



Şekil 3.44. Endüstriyel parça için ıstampa tasarımı



Şekil 3.45. Üretimi yapılan endüstriyel parça kalıpları

3.1.7. Deneylerde karşılaşılan diğer problemler

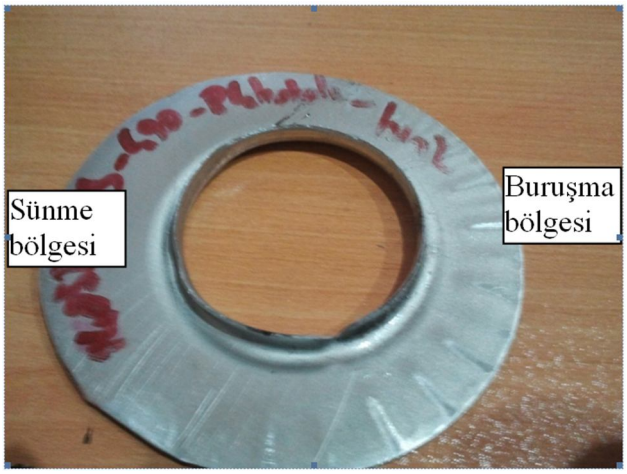
Sızdırmazlık Elemanının Bozulması

IHDÇ sistemi sorunsuz çalışmaya başladıktan sonraki yapılan denemelerde yüksek sıcaklık ve basınç uygulamasından sonra sızdırmazlık elemanının eksenel kapak ve baskı plakası arasından (**Şekil 3.29**) akıp şeklinin bozulduğu ve birkaç kez kullanımdan sonra parçalandığı gözlemlenmiştir. Bunun nedeninin baskı plakası ve eksenel kapağın boyut toleransı olarak yüksek sıcaklıklarda çalışma için kullanılan E9/h9 toleransının verilmesinden kaynaklandığı düşünülmüştür. Bu toleranslarda iki parça arasındaki minimum boşluk 0.15, maksimum boşluk 0.37 mm'dir. Bunun üzerine eksenel kapak yeniden minimum boşluğu 0, maksimum boşluğu 0.12 mm olacak şekilde imal ettirilmiştir. Böylece sızdırmazlık elemanının şeklinin bozulması sorunu önemli ölçüde giderilmiştir.

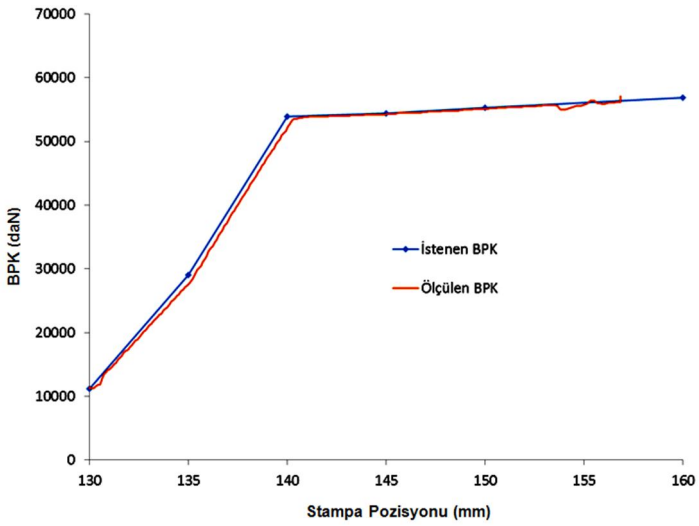
Kalıpların Paralel Basmama ve BPK'nin İstenen Değerlerde Uygulanamaması Sorunu ve Çözümü

Oda sıcaklığında yapılan deneylerde 95 mm çaplı saclar, başarıyla şekillendirilmişken, daha sonraki deneylerde 90 mm çaplı saclar bile birçok kez deney yapılmasına rağmen başarıyla şekillendirilememiştir. Bunun nedeni araştırılırken **Şekil 3.46**'daki gibi hasarla karşılaşılan parçalarda flanş bölgesinin bir kısmının buruşurken bu bölgenin karşı tarafında sünme meydana geldiğinin farkına varılmıştır. Bu durum baskı plakasının üst kalıba paralel bir şekilde basmadığını göstermektedir. Başarısız olan deneylerde, hasarın nedeni araştırılırken, cihazdan uygulanması istenen BPK ile ölçülen BPK arasında **Şekil 3.47**'de görüldüğü gibi özellikle BPK'nin hızla arttığı ilk 10 mm'lik ıstampa ilerlemesinde farklılık olduğu bulunmuştur. Bu farklılığın

özellikle deney presi çok çalıştığı zaman arttığı ve 1500 daN'a kadar çıktığı tespit edilmiştir. Bunun üzerine presin hidrolik ünitesinin kabininde bulunan klimanın sürekli olarak çalıştırılmasına karar verilmiştir. Ayrıca ıstampa hızı da 1 mm/s den 0.5 mm/s'ye düşürüldüğünde 10 mm konumundaki maksimum fark 600 daN değerine kadar düşürülmüştür.



Şekil 3.46. Buruşma ve sünmenin görüldüğü bir parça



Şekil 3.47. İstenen ve ölçülen BPK'ler arasındaki fark

Baskı plakasının saca dengesiz basmasının nedeni olarak, kalıpların sacı sıkıştıran yüzeylerinin tam düzlemsel olmaması, baskı plakası tablası yataklarındaki kasılma ve BPK'yi uygulayan 2 adet silindirden birinde var olabilecek sorun düşünülmüştür. Bu nedenle ilk olarak kalıplar CMM tezgâhında ölçtürüldüğünde üst kalıp yüzeyinde düşey doğrultuda iki nokta arasında maksimum 0.013 mm fark olduğu bulunmuştur. Bu ölçünün de numunelerdeki sünme ve buruşma sorununa neden

olamayacağına karar verilmiştir. Bir diğer ihtimal olan BP tablası yataklarındaki kasılmanın etkisini araştırmak için, bronz yataklar söküldükten sonra deneyler yapılmış fakat flanştaki buruşma ve sünme sorunu devam etmiştir. Sorunun nedeni araştırılırken BP tablasında baskı plakası ara parçasının oturduğu kanalın köşelerinde malzeme yığılmaları olduğunun ve ara parçanın bu unsurların üzerine oturduğunun farkına varılmıştır. Parçanın bu unsurların üzerine oturmasını engellemek için, BP ara parçasının köşesine büyük bir pah açılmıştır.

Başarılı deneyler için kalıplar bağlanırken ıstampa, baskı plakası ve üst kalıbın birbiriyle tam merkezli olarak bağlanması şarttır. Kalıpları tam merkezli bağlayabilmek için derin çekilmiş bir parça ıstampanın üzerine geçirildikten sonra ıstampa üst kalıbın içerisine kadar ilerletilmiş, baskı plakası kapatılmış ve bu durumda kalıplar sabitlenmiştir. Alınan bu önlemlerden sonra BP'nin saca homojen basmaması sorunu büyük ölçüde çözülmüştür.

3.2. AA 5754 malzemesinin özellikleri ve ısıl işlemleri

Çalışmada kullanılan AA 5754 alüminyum alaşımlı sac malzeme *5XXX* serisinde (Al-Mg alaşımı) yer almakta olup genel özellikleri orta dereceli mukavemete sahip olması, muhteşem korozyon direnci, yüksek tokluk ve iyi kaynaklanabilirlik olarak sıralanabilir. Bu özelliklerinden dolayı Al 5754 inşaat, otomotiv ve denizcilik sektörlerinde kullanılır. Özellikle otomotiv sektöründe yoğun olarak kullanılan AA 5754'ün mukavemeti düşük karbonlu çeliğinkine yakın olmasına rağmen şekillendirilebilirliği ve rijitliği daha azdır (Boogaard 2002).

Deneylerde kullanılan 1 mm kalınlığındaki AA 5754 sac malzeme satın alınırken H22 temperi halinde bulunmuştur. H22 temperi deformasyonla çeyrek sertleştirilmiş ve sonra kısmen tavlanmış durumda olan malzemeyi ifade eder. Satın alınan AA 5754'e yapılan spektral analiz sonucunda bileşimi Çizelge 3.1'deki gibi bulunmuştur. Esasen ısıl işlem uygulanamayan alaşımlar sınıfına giren Al 5754 tavlanarak O temperine dönüştürülmüştür. Böylece deformasyonun etkisi giderilerek malzeme en yüksek sünekliğe sahip olacak duruma getirilmiştir.

Tavlama işlemi Selçuk Üniversitesi Malzeme laboratuvarında bulunan Protherm marka kül fırınında yapılmıştır. TSE Konya Sojuztest Metroloji ve Kalibrasyon Merkezince Fırının doğruluğu ±0,5 C° olarak bulunmuştur (Türköz, 2009).

Çizelge 3.1. AA 5754'ün kimyasal bileşimi

% Cu	% Mg	% Mn	% Fe	% Si	% Zn	% Ti	% Cr	%Al
0.037	2.79	0.28	0.269	0.17	0.063	0.012	0.036	96.29

Tavlama, rekristalizasyon sıcaklığının üzerinde gerçekleştirilen bir ısıl işlemdir. Tavlama işlemi ile dislokasyon yoğunluğu en düşük seviyeye inmiş yeni kristaller meydana gelir. Tavlamanın başlangıcında aşırı şekil değiştirmiş bölgelerde yeni kristal çekirdekleri oluşur. Bunlar zamanla tüm malzemeyi kaplar. Başlangıçta ince taneli olan yapı uzun süre tavlanırsa tane büyümesi meydana gelir ve kaba taneli bir yapı oluşur. Bu da sünekliğin artmasına fakat sertlik ve mukavemetin düşmesine neden olur. Tavlama sıcaklığı metalin ergime sıcaklığına, uygulanan plastik deformasyonun miktarına ve tavlamanın süresine bağlıdır. Çalışmada Al 5754-H22 malzemesi 380°'de 4 saat tavlandıktan sonra oda sıcaklığında havada soğutulmuştur. Bu değerler en yüksek sünekliği sağlayan ve malzeme mukavemetini önemli miktarda düşürmeyen değerler olduğu için alınmıştır (Çetin 2005).

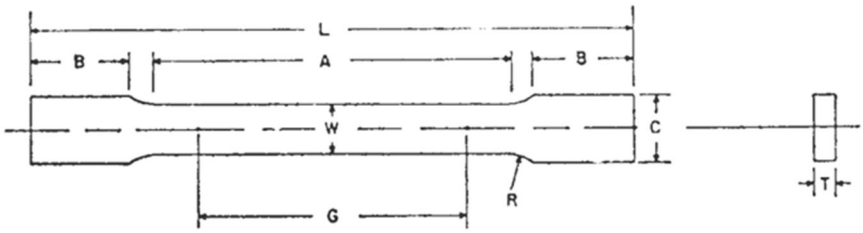
3.2.1. Çekme deneyi ile malzeme özelliklerinin bulunması

Ilık hidromekanik derin çekme prosesinde sacın uygun sıcaklık dağılımını belirleyerek başarılı bir şekillendirme yapabilmek için malzemenin farklı sıcaklıktaki mekanik davranışlarının bilinmesi gerekmektedir. Bu nedenle araştırmada kullanılan AA 5754 malzemeye farklı sıcaklıklarda çekme deneyi uygulanarak akma davranışı belirlenmiştir.

Ilık hidromekanik derin çekme prosesinde flanş bölgesinin ılık şekillendirme sıcaklıklarında (AA 5754 için 200-300 °C arasında) ve cidar bölgesinin de daha soğuk olması uygun olacağından, malzeme üzerindeki noktalarda oda sıcaklığından ılık şekillendirme sıcaklığına kadar bir sıcaklık dağılımı olacaktır. Bu nedenle malzemenin oda sıcaklığı (20°C kabul edilmiştir) ila 300 °C arasında 40 °C aralıklarla sıcaklıklardaki mekanik özellikleri çekme testiyle belirlenmiştir.

Deneyler, üç hadde doğrultusu için 25, 100 ve 250 mm/dk çekme hızlarında, üç başarılı tekrar olarak **ASTM E8-04** standardına göre yapılmıştır. Deney numuneleri 1 mm kalınlığındaki sac levhadan lazer kesim yöntemiyle **Şekil 3.48**'de görülen boyutlarda kesilmiştir. Deneyler, Niğde Üniversitesi Laboratuvarında bulunan 100 kN kapasiteli Shimadzu AG IS model çekme cihazında gerçekleştirilmiştir. Numunelere çekme deneyi uygulanmadan önce, ölçü boyları yaklaşık 50 mm olarak işaretlenmiş ve

çekme cihazı üzerindeki video ekstansiyometre ile ±0.003 mm doğrulukla ölçülmüştür. Numuneler tutma kısımlarından çenelere bağlanıp belirtilen hızlarda çekilmiştir. Uygulanan yük, yük hücresi ile ölçü boyundaki uzama da video ekstansiyometre ile ölçülerek değerler bilgisayara aktarılmıştır. Verilerin değerlendirilmesiyle mühendislik ve gerçek gerilme-Birim Şekil Değiştirme diyagramları çizilmiştir.



L	:	Tam boy	=	200 mm
C	:	Tutma kısmı genişliği	=	20 mm
A	:	İndirgenmiş kısmın boyu	=	82 mm
G	:	Ölçü boyu	=	50 ± 0.01 mm
W	:	Genişlik	=	12.5 ± 0.20 mm
B	:	Tutma kısmının boyu	=	50 mm
R	:	Radyüs	=	12.5 mm
T	:	Kalınlık	=	1 mm

Şekil 3.48. Çekme deneyi numunesi

Mühendislik Gerilme ve BŞD'si

Mühendislik gerilmesi (σ_m) numuneye uygulanan kuvvetin (F) başlangıçtaki kesit alanına ($A_0 = w_0.t_0$) bölünmesi ile ve mühendislik BŞD (e_m) numune boyundaki uzamanın ($\Delta l = l - l_0$) başlangıç boyuna (l_0) bölünmesi ile elde edilir.

$$\sigma_m = \frac{F}{A_0},\ e_m = \frac{\Delta l}{l_0} \qquad (3.4)$$

Malzemelerin elastik bölgenin sonunda kalıcı şekil değiştirmeye başladığı andaki gerilme değeri olan akma mukavemeti Al 5754-O için akma noktası uzamasının görüldüğü gerilme değeri olarak alınmıştır. Malzemelerin çekme mukavemeti maksimum yüke ulaşıldığı andaki yükün, başlangıçtaki kesit alanına bölünmesi ile hesaplanmıştır. Yüzde uzama değerleri malzemelerin koptuğu andaki BŞD değerinden bulunmuştur.

Gerçek Gerilme ve Gerinme

Gerçek gerilme uygulanan kuvvetin (F) anlık kesit alanına (A) bölünmesi ile elde edilir ve $\sigma_g = F/A$ ile tanımlanır. Gerçek gerilme üniform deformasyon bölgesinde hacim sabitliği ilkesi kullanılarak mühendislik gerilmesinden şu şekilde hesaplanır.

$\frac{l - l_0}{l_0} = e_m$ ve $\frac{l}{l_0} = e_m + 1$ dir. (3.5)

$A_0.l_0 = A.l$ den $\sigma_g = \frac{F}{A} = \frac{F}{A_0}\frac{l}{l_0}$ bulunur (3.6)

ve $\sigma_g = \sigma_m(e_m + 1)$ elde edilir.

Gerçek BŞD ölçü boyundaki anlık artışın (dl), anlık ölçü boyuna (l) bölünüp integre edilmesi ile elde edilir. Yani

$$\varepsilon = \int d\varepsilon = \int_{l_0}^{l} \frac{dl}{l} = \ln\frac{l}{l_0} \quad (3.7)$$

ile hesaplanır.

$\frac{l - l_0}{l_0} = \frac{l}{l_0} - 1 = e_m$ den (3.8)

$$\varepsilon = \ln(e_m + 1) \quad (3.9)$$

elde edilir.

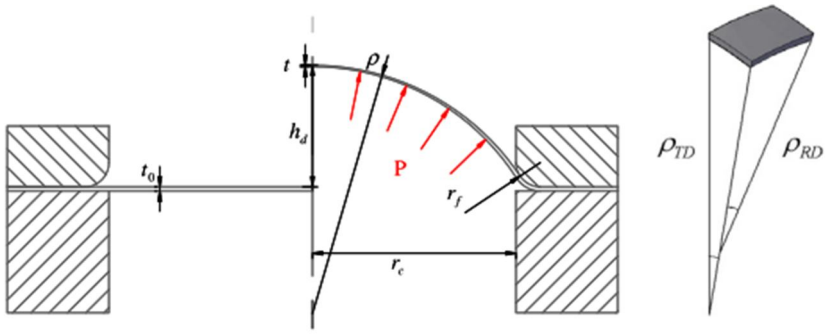
3.2.2. Hidrolik şişirme deneyi ile malzeme özelliklerinin bulunması

Sac malzemeler şekillendirilirken, malzeme üzerindeki elemanlarda genellikle iki eksenli gerilme durumu olmaktadır. Bu nedenle malzeme özelliklerinin tek eksenli çekme testinden değil de iki eksenli gerilme durumunun olduğu hidrolik şişirme deneyinden elde edilmesi daha uygun olduğu iddia edilmektedir (Koç ve ark., 2011). Bu nedenle çekme deneyinin yanında malzemenin akma davranışı hidrolik şişirme deneyi ile de elde edilmiştir. Tez konusu ile uyumlu olan 112M913 numaralı TÜBİTAK projesi kapsamında yapılan hidrolik şişirme deneyleri aynı zamanda bir yüksek lisans tezi olarak da Şükür (2014) çalışmasında yayınlanmıştır. Bu çalışmada da SEA'de kullanılacak malzeme modeli, çekme deneyinin yanında hidrolik şişirme deneyinden elde edilen veriler kullanılarak da, oluşturulmuştur. Çekme testinde olduğu gibi hidrolik şişirme deneyleri de 20 ila 300 °C arasında 40 °C aralıklarda, üç başarılı tekrar olacak şekilde yapılmıştır.

3.2.2.1. Deney seti tasarımı

Şişirme deneyinde standartlaştırılmış bir deney seti yoktur (Koç ve ark., 2011). Deneyde, şişme (kubbe) yüksekliği ve şişirme basıncı değerleri kullanılarak

malzemenin akma eğrisini oluşturan gerilme ve BŞD değerleri malzemede oluşan eğilme gerilmelerinin ihmal edildiği membran teorisi kullanılarak hesaplanmaktadır. Membran teorisine göre hesaplamaların yapılabilmesi için kalıp çapı / sac kalınlığı oranının en az 10 olması böylece düzlem gerilme şartının sağlanması gerekmektedir (Koç ve ark. 2011). Membran teorisinde kullanılan geometrik ölçüler **Şekil 3.49**'da görülmektedir.

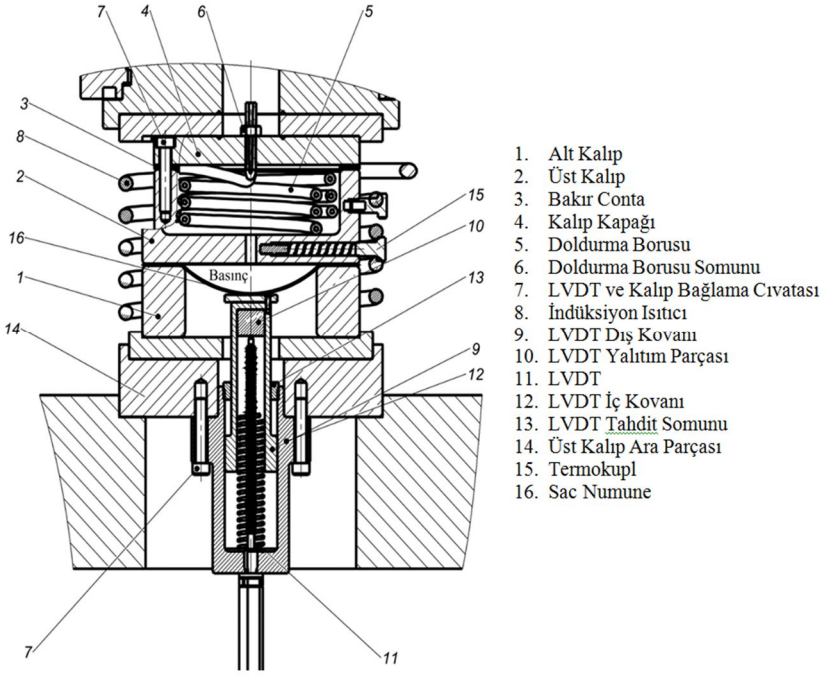


Şekil 3.49. Şişirilen bir deney parçasının ve kullanılan kalıbın karakteristik geometrisi (Koç ve ark., 2010)

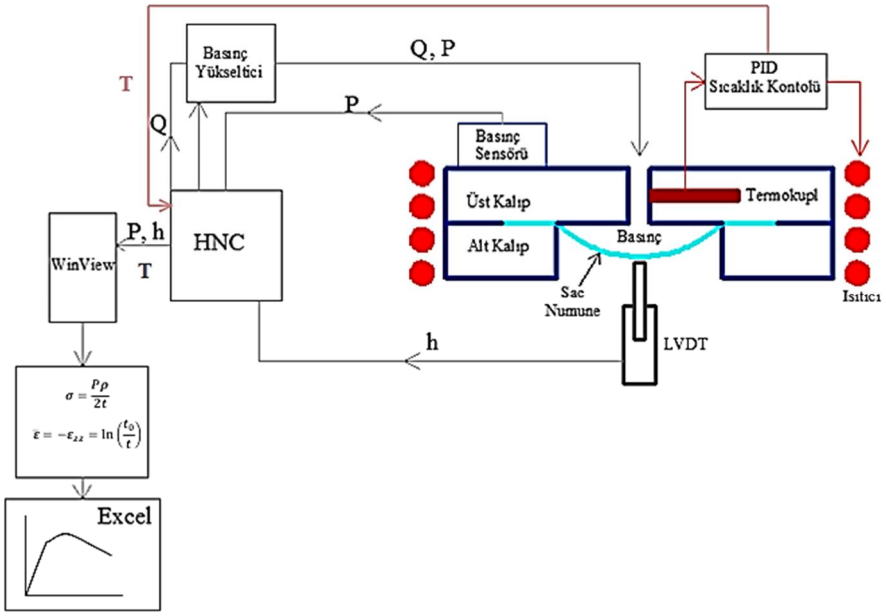
Şişirme deneylerinde 1 mm kalınlığındaki sac, kalıp çapı 100 mm ve köşe radyüsü 6.5 mm olan kalıplarda patlayıncaya kadar şekillendirilmiştir. Şekillendirme sırasında sıvı basıncı ve şişme yüksekliği kaydedilerek, bu verilerden gerilme ve birim şekilde değiştirme değerleri hesaplanmıştır. Deneylerin gerçekleştirildiği kalıp seti **Şekil 3.50**'de ve deneyin akış şeması da **Şekil 3.51**'de görülmektedir.

Deneylerde 165 mm çapında kesilen sac malzeme alt kalıp ve üst kalıp arasında büyük bir kuvvetle sıkıştırılırken, üst kalıp içerisine şekillendirmede kullanılacak sıvı doldurulmuş, alt ve üst kalıp indüksiyon ısıtma yöntemiyle ısıtılırken şekillendirmede kullanılacak sıvının da üst kalıp içerisindeki haznede ısıtılması sağlanmıştır. Şişirme sırasında soğuk yağ bu hazneye gireceği ve yağı soğutacağı için, yağın hazneye ısınarak girmesi için **Şekil 3.50**'de 5 numara ile gösterilen paslanmaz çelikten üretilmiş ~2.4 m uzunluğunda ve 4 mm iç çapındaki helisel boru kullanılmıştır. 220˚C ye kadar yapılan testlerde bu tasarım başarılı olduysa da, sıcaklık daha da artırıldığında kalıp radyüslerinin akışkan sıcaklığından oldukça fazla olması nedeniyle numunelerde radyüsten yırtılma görülmüştür. Sıcaklık farkını en aza indirgemek ve numune üzerinde homojen bir sıcaklık dağılımı elde etmek için 220˚C'nin üzerinde yapılan testlerde helisel boru yerine hidrolik akışkanın içinden geçerken daha etkin olarak ısınması için

üst kalıba demir bir kütle yerleştirişmiş ve bu çözüm ile daha başarılı sonuçlara ulaşılmıştır.



Şekil 3.50. Hidrolik şişirme kalıp seti (Şükür, 2014)



Şekil 3.51. Hidrolik şişirme deneyinin akış şeması (Şükür, 2014)

Şekil 3.50'de görülen deney setinde kalıbın sıcaklığı 15 numarayla gösterilen termokupl ile ölçülmüştür. Sacın sıcaklığını ölçebilmek için sacın altında duran LVDT

iç kovanının üzerine termokupl yerleştirilmiştir. Burada sadece sac sıcaklığının ölçülebilmesi için LVDT iç kovanı üzerine yalıtım parçası yerleştirilmiş ve sac termokuplu bu yalıtım parçası ile bakır bir parça arasına (**Şekil 3.52**) montaj edilmiştir. Sac termokuplundan ölçülen sıcaklık indüksiyon cihazının PID elektronik kontrolcüsüne geri besleme sinyali olarak gelmekte ve sac sıcaklığı istenilen değere kadar otomatik kontrol ile ısıtılmaktadır.



Şekil 3.52. Sac sıcaklığının ölçüldüğü sistem (Şükür, 2014)

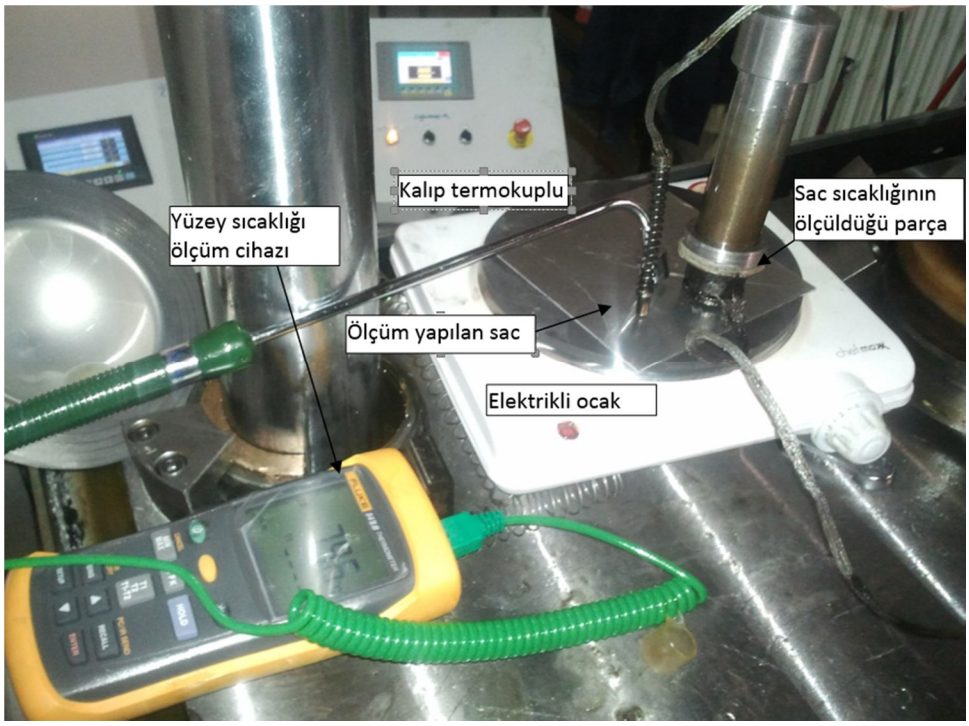
Sacın şişme yüksekliği **Şekil 3.50**'de 11 numara ile gösterilen LVDT ile ölçülmüştür. LVDT'nin sıcaklıktan, patlama anındaki darbe etkisinden ve sıvıdan etkilenmemesi için LVDT 12 numara ile gösterilen dış kovana bağlanmış ve 9 numara ile gösterilen iç kovan içerisine yerleştirilmiştir. LVDT üzerine yerleştirilen ve çelik malzemeden imal edilen kovanın ağırlığının etkisini azaltmak ve LVDT'yi korumak için 11 numaralı yay kullanılmıştır. LVDT, yay ve iç kovan **Şekil 3.52**'de de görülmektedir. Sıcaklık dayanımı 100 ^{0}C olan LVDT'nin yüksek sıcaklıktan etkilenmemesi için LVDT mili ile kovan arasına 10 numara ile gösterilen yalıtım parçası yerleştirilmiştir. Malzemenin akma eğrisinin elde edilebilmesi için LVDT'den ölçülen verilerin basınç değeri ile birlikte eş zamanlı kaydedilmesi gerekmektedir. Bu nedenle LVDT hidro-şekillendirme presinin HNC kontrol sistemine bağlanmıştır. HNC kontrol yazılımıyla bir saniyede kaydedilecek veri adetinin ayarlanması mümkündür. Deneylerde genellikle saniyede 50 veri kaydedilmiştir.

LVDT'nin ne kadar doğru ölçüm yaptığının belirlenmesi için 10, 25, 50, 75 ve 100 mm'lik ölçü mastarları kullanılarak ölçümler yapılmıştır. 2 mm hata ile ölçüm yaptığı tespit edilen LVDT'ye HNC kontrol yazılımında kalibrasyon yapılmış ve sonuçta ±0.1 mm belirsizlikte doğru ölçümler elde edilmiştir.

3.2.2.2. Deneylerin Yapılması

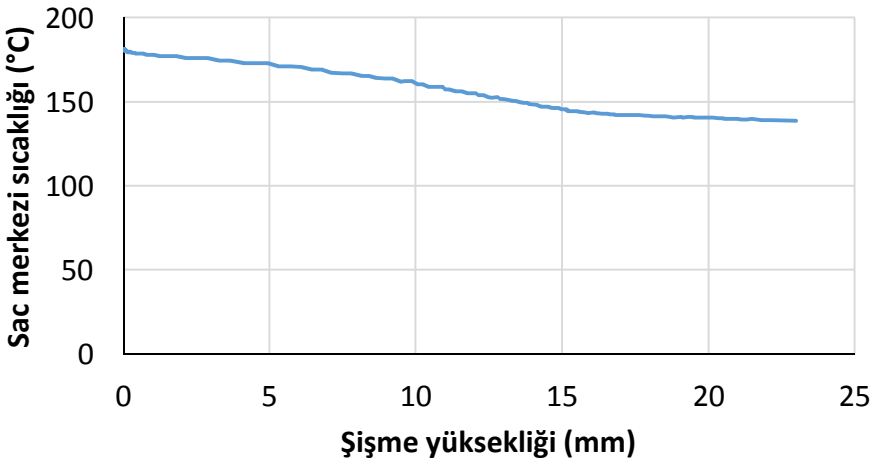
Deneylerin yapılırken kalıbın ve sacın sıcaklıklarının birbirine en yakın olduğu zamanda deneyler yapılamaya çalışılmıştır. Ancak yapılan ilk deneylerde örneğin sacın merkezine temas eden termokupl 140 ^{0}C'yi gösterirken, sacdan 7 mm yukarıda kalıbın merkezini ölçen kalıp termokuplu 200 ^{0}C'yi göstermiş ve arada 60 ^{0}C fark oluşmuştur. Sac sıcaklığı 155 ^{0}C ye çıktığında fark sıcaklık daha da artarak 70 ^{0}C bulmuştur. Daha da yüksek sıcaklıklarda fark sıcaklık 90-100 ^{0}C'leri bulmuştur. Kalıp ve sacın sıcaklıkları bu kadar farklı iken yapılan deneylerde, sacın merkezinin soğuk, kalıp radyüsüne yakın kısımlarının sıcak olması nedeniyle sac merkezden değil kalıp radyüsünden patlayarak deneyler başarısız olmuştur.

Kalıp ve sacdaki sıcaklık farkının çok fazla olmasının nedeni bulmak için öncelikle termokuplların ne kadar doğru ölçümler yaptığı araştırılmıştır. Bu amaçla bir sac parça dışarıda elektrikli ocak yardımıyla ısıtılırken sacın sıcaklığı, sac termokuplu iç kovana montajlı durumdaki haliyle ve kalıp termokupluyla ölçülmüştür. Sacın gerçekteki sıcaklığı ise farklı bir cihaz olan yüzey probu yardımıyla ölçülmüştür (**Şekil 3.53**). Yapılan ölçümlerde sac sıcaklığı termokuplu, sac sıcaklığını gerçek değerinden çok daha az göstermiştir. Bunun üzerine sac termokuplu, bağlı olduğu yalıtım ve bakır parça arasından çıkartılarak bu şekilde ölçüm yapıldığında doğru sonuç göstermiştir. Buradan termokuplun doğru ölçüm yaptığı ancak **Şekil 3.52**'deki sistem ile ölçüm yapılırken sac merkezindeki sıcaklığın, bakır parçaya oradan da cıvatalar ile iç kovana önemli oranda geçen ısı nedeniyle düştüğü bulunmuştur. Bunun üzerine deneylerde bakır parça çıkartılarak termokupl yalıtımın üzerinde serbest halde bırakılmıştır. Bu şekilde yapılan deneylerde 90-100 ^{0}C'leri bulan kalıp ve sac merkez fark sıcaklığı 5 ^{0}C ye kadar düşürülmüştür.

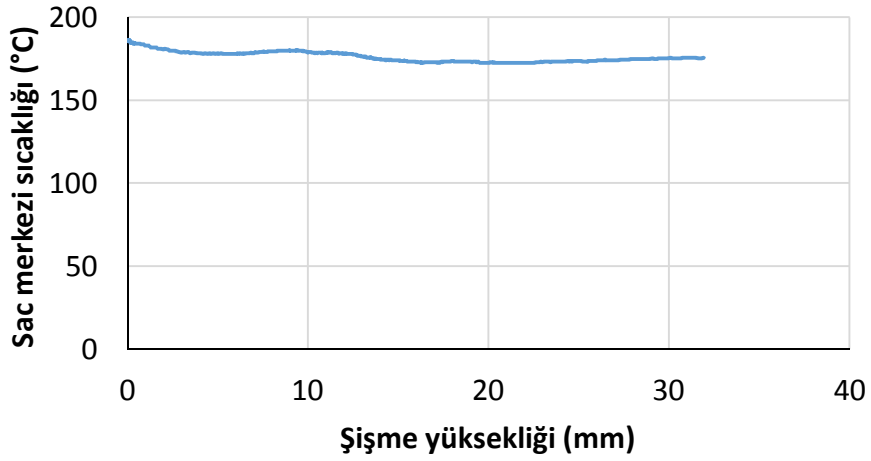


Şekil 3.53. Termokulların doğru ölçüm yapıp yapmadıklarının araştırıldığı sistem (Şükür, 2014)

Kalıp ve sac arasında oluşan sıcaklık farkı sorununun çözülmesinden sonra yapılan deneylerde şişirme sırasında sacın merkezinden ölçülen sıcaklığın **Şekil 3.54**'te görüldüğü gibi 40-45 ^{0}C düştüğü ölçülmüştür. Sacın merkez sıcaklığının önemli ölçüde düşmesiyle de sac yine radyüs bölgesinden yırtılmıştır. Bu sorunun nedeni olarak şekillendirme sırasında üst kalıp içerisindeki hazneye giren soğuk yağın yoğunluğunun düşük olması nedeniyle sıcak yağdan önce kalıptan çıkıp sacın sıcaklığını düşürebileceği düşünülmüştür. Bu sorunu çözmek için yağın üst kalıbın içerisindeki kütlenin tabanındaki kanallardan değil, kütlenin üzerinde merkezinden açılan delikten dışarı çıkması sağlanmıştır. Böylece soğuk ve yoğunluğu yüksek olan yağın alt tarafa geçip üst taraftan ısınmış yağın öncelikle kalıp dışına çıkması sağlanmıştır. Bu şekilde yapılan deneylerde sıcaklık düşüşü **Şekil 3.55**'te görüldüğü gibi 10 ^{0}C'ye kadar düşmüştür. Bu sorunun da çözülmesiyle tüm sıcaklıklarda en az 3 başarılı tekrar olacak şekilde şişirme deneyleri sorunsuz yapılmıştır.



Şekil 3.54. Sac merkez sıcaklığının sac şekillendikçe düşmesi (Şükür, 2014)



Şekil 3.55. Sac sıcaklığındaki düşme sorunu çözüldükten sonra (Şükür, 2014)

Anlık olarak senkronize bir şekilde kaydedilen basınç ve şişirme yüksekliği verilerinden, Panknin (1) ve Kruglov (2) yaklaşımları kullanılarak anlık eğrilik yarıçapı (R_d) ve tepe noktası kalınlığı (t_d) değerleri Excel programında hesaplanmıştır.

$$R_d = \frac{(r_c+r_f)^2+h_d^2-2r_f h_d}{2h_d} \tag{3.10}$$

$$t_d = t_0\left[\frac{(r_c/\rho)}{sin^{-1}(r_c/\rho)}\right]^2 \tag{3.11}$$

Daha sonra, Rd ve td değerlerinden σ ve ε Eşitlik (3.12) ve (3.13) kullanılarak gerilme ve BŞD'ler hesaplanarak akma eğrileri çizilmiştir.

$$\sigma = \frac{P\rho}{2t} \tag{3.12}$$

$$\bar{\varepsilon} = -\varepsilon_{zz} = ln\left(\frac{t_0}{t}\right) \tag{3.13}$$

3.3. Sonlu Elemanlar Analizleri ile Parametrelerin Optimizasyonu

Başarılı ve robust bir Ilık Hidromekanik Derin Çekme (IHDÇ) prosesi için gerekli olan Baskı Plakası Kuvveti (BPK) ve sıvı basıncının değişik sıcaklıklardaki optimum değerlerinin her parça ve malzeme şartı için tespit edilmesi gereklidir. Bu değerlerin ve bunların profillerinin deneme yanılma yoluyla ve deneysel olarak belirlenmesi çok zaman alan ve masraflı bir yaklaşımdır. Bu nedenle, bu parametrelerin en iyi değerleri, önce sonlu elemanlar yöntemiyle (SEY-FEM) tahmin edilmiş, sonra deneysel çalışmalarla teyit edilmiştir.

IHDÇ prosesinde malzemelerin şekillendirilebilirliğinin Ilık Derin Çekme (IDÇ) ve Hidromekanik Derin Çekme (HDÇ) prosesine kıyasla daha fazla oranda arttığını göstermek için her bir yöntemde ulaşılabilen sınır çekme oranları (SÇO) belirlenmiştir. Bu nedenle ilk olarak her üç proses için de silindirik parça üretiminin sonlu elemanlar analizleri (SEA) yapılmıştır. Analizlerde

- Kalıplar için uygun geometrik parametreler (ıstampa çapı, kalıp ve ıstampa uç radyüsü değerleri)
- IHDÇ ve IDÇ proseslerinde maksimum şekillendirilebilirlik için kalıpların sahip olması gereken optimum sıcaklıklar
- IHDÇ ve HDÇ prosesleri için gerekli olan optimum yükleme profilleri (sıvı basıncı ve BPK eğrileri) SEA'ler ile etkileşimli çalışan bulanık mantık algoritmaları yardımıyla

belirlenmiştir. Daha sonra uygulanan yöntemlerin endüstriyel parçalar için de doğru sonuçlar verdiğinin kanıtlanması için silindirik parça üretiminde takip edilen adımlar farklı bir geometriye sahip bir parça için de uygulanmıştır.

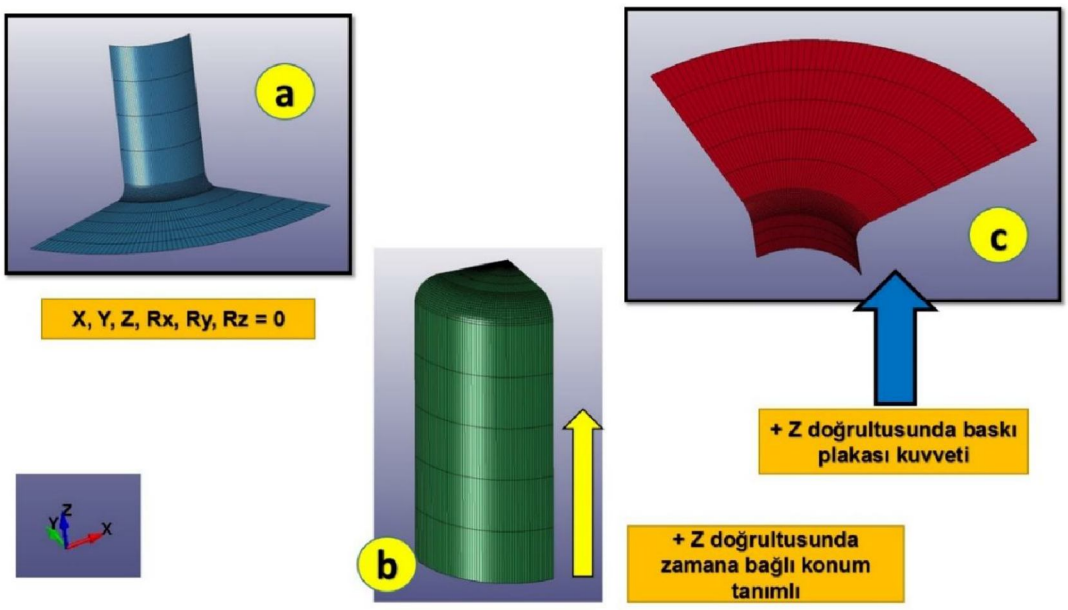
Tez konusu ile uyumlu olan 112M913 numaralı TÜBİTAK projesi kapsamında yapılan IHDÇ prosesinin SEA ile modellenmesi ve kalıpların optimum sıcaklık değerlerinin belirlenmesi çalışmaları aynı zamanda bir yüksek lisans tezi olarak da Acar (2014) çalışmasında yayınlanmıştır. HDÇ prosesinde optimum yükleme profillerinin SEA ile eş zamanlı çalışan bulanık mantık algoritmalarıyla belirlenmesi, optimum yükleme profillerine sac çapı ile sac ve kalıplar arasındaki sürtünmenin etkisi konularında yapılan araştırmalar da aynı zamanda yüksek lisans tezi olarak Öztürk (2015) çalışmasını oluşturmuştur.

3.3.1. Proses modelleme

Silindirik parçaların SE modelinin oluşturulması kapsamında yapılan çalışmalar aynı zamanda bir yüksek lisans tezi olarak Acar (2014) çalışmasında yayınlanmıştır. Proses modellemesi ile ilgili daha geniş bilgiye belirtilen çalışmadan ulaşılabilir.

IHDÇ, IDÇ ve HDÇ proseslerinin Sonlu Elemanlar Analizleri LS-Dyna/Explicit ticari yazılımında yapılmıştır. IHDÇ ve IDÇ analizleri ısıl mekanik analiz (coupled thermomechanical transient analysis) olarak gerçekleştirilmiştir. Yani gerçekte olduğu gibi kalıplara belirli sıcaklıklar atanarak kalıplardan iş parçasına olan ısı transferi de simüle edilmiştir.

Geometrik model, iş parçası (sac), kalıp, baskı plakası ve ıstampa olmak üzere dört parçadan oluşmaktadır. Bunlardan iş parçası izotropik elasto-plastik olarak modellenirken, takımları oluşturan kalıp, ıstampa ve baskı plakası rijit olarak modellenmiştir. Bu parçalar ile oluşturulan sonlu elemanlar modeli **Şekil 3.56**'da görülmektedir. Çözüm süresini kısaltmak amacıyla prosesi simüle edecek geometrinin eksenel simetrik yapıya uygun olmasından dolayı bu proses çeyrek olarak modellenmiştir.

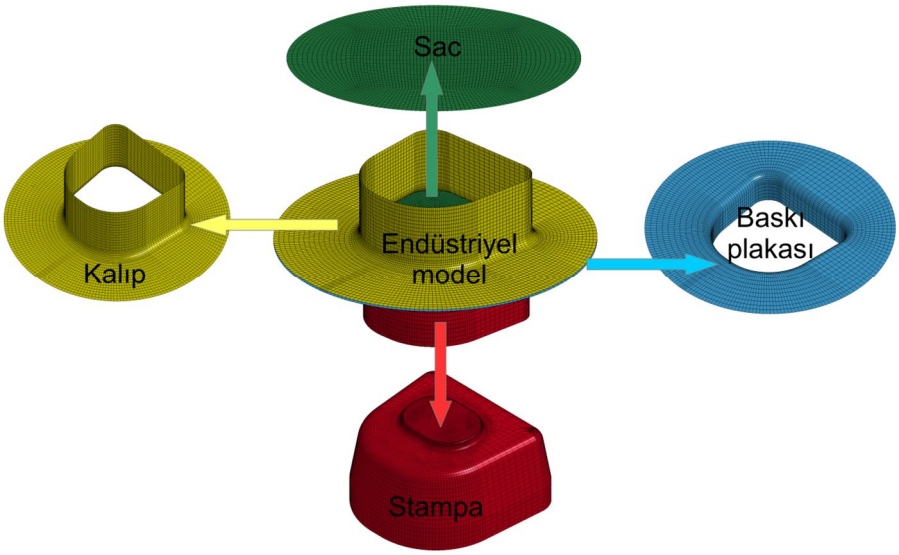


Şekil 3.56. Silindirik kap hidromekanik derin çekme işlemine ait sonlu elemanlar modeli ve uygulanan sınır ve başlangıç koşulları, (a) kalıp, (b) ıstampa, (c) baskı plakası (Acar, 2014)

Tüm parçaların SolidWorks katı modelleme programında yüzey olarak tasarlanmasından sonra HyperMesh yazılımıyla modelin ağ örme (meshleme) işlemi gerçekleştirilmiştir. Ağ örme işleminde iş parçası için dörtgen ve üçgen elemanlar

kullanılırken diğer parçaların tümünde sadece dörtgen eleman kullanılmıştır. İş parçasına 1 mm kalınlık değeri atanmıştır ve 100 mm çapındaki sacın modeli 9496 kabuk (shell) elemandan oluşmuştur. Tüm modelde ise toplamda 14336 kabuk eleman kullanılmıştır. Tüm parçalar için, çözümde güvenilir sonuçlar alabilmek için (Hallquist, 2007) 7 integrasyon noktasına sahip 16 numaralı tam integrasyonlu kabuk eleman formülasyonu kullanılmıştır.

Endüstriyel parça prosesi için sonlu elemanlar modeli **Şekil 3.57**'de görülmektedir. Bu modelde tüm parçalar dörtgen elemandan oluşmaktadır. Modeldeki toplam eleman sayısı 25536'dır. Endüstriyel parça analizlerinde çok fazla analiz yapılmadığı için parçaların çeyrek olarak modellenmesine ihtiyaç duyulmamıştır. İleride anlatılacak başlangıç ve sınır koşulları, sürtünme katsayıları ve malzeme modeli parametreleri silindirik kap modeliyle aynıdır.



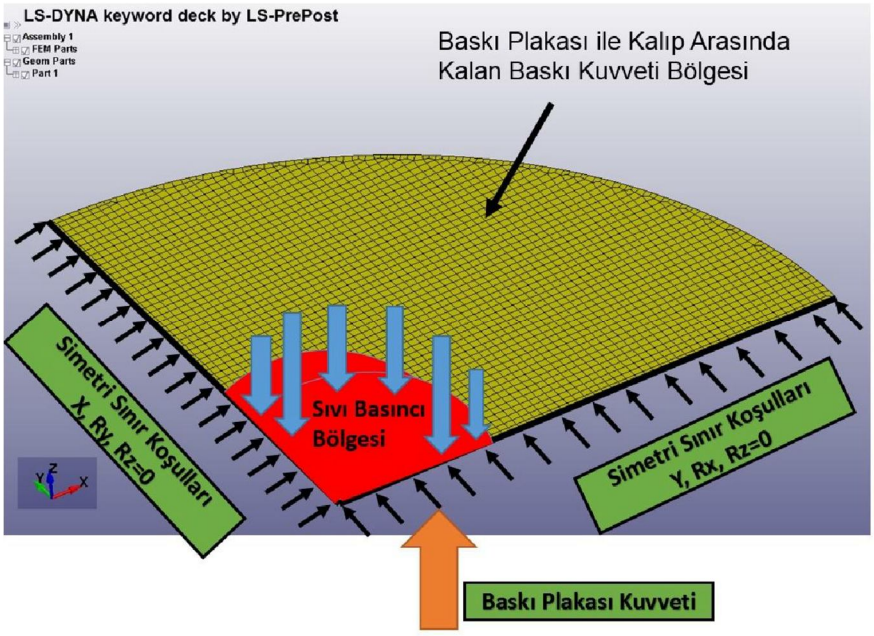
Şekil 3.57. Endüstriyel parça prosesi için sonlu elemanlar modeli

3.3.1.1.Başlangıç ve sınır koşulları

Şekil 3.56'da silindirik kap modelinde kullanılan sınır ve başlangıç koşulları görülmektedir. Burada:

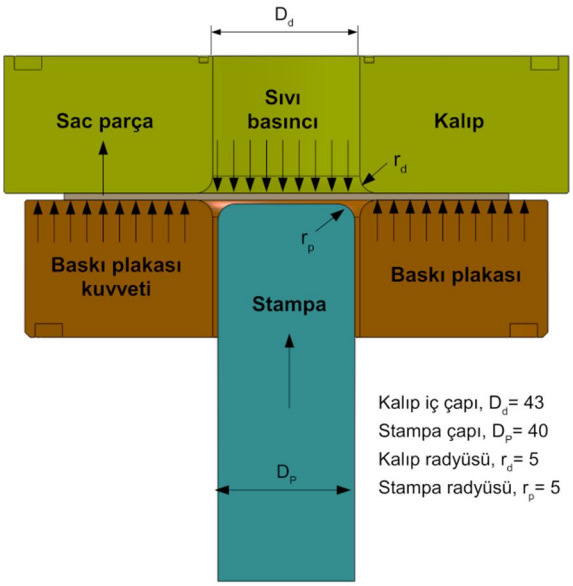
- Kalıp için *x, y* ve *z* yönlerinde öteleme ve bu eksenlerde dönme engellenmiştir.
- Baskı plakasının hareketine, sadece *z* doğrultusunda müsaade edilmiştir.
- Istampanın hareketi +*z* yönünde konum-zaman grafiği ile tanımlanmıştır.

Baskı plakası kuvveti, baskı plakası aracılığıyla iş parçasına aktarılmaktadır. Bu kuvvet iş parçasının, kalıp ile baskı plakası arasında kalan elemanlarına tesir etmektedir. Aynı zamanda ıstampa, iş parçasını alt kısmından yukarı doğru iterken, bu harekete ters yönde kalıp içerisinde kalan elemanlara da sıvı basıncı uygulanmaktadır. Uygulanan hidrolik basınç için akışkan sıvının tamamen modellenmesi yerine, bu sıvı basıncının etkiyeceği bölgenin sınırları tanımlanmış ve bu sınıra giren her elemanın üzerine tanımlanan basınç değeri etki etmiştir. Böylece sıvı basıncı, gerçek proseste olduğu gibi uygulanabilmiştir. **Şekil 3.58**'de iş parçasına uygulanan sınır ve başlangıç koşulları görülmektedir.



Şekil 3.58. Silindirik kap IHDÇ modelinde iş parçası için sınır ve başlangıç koşulları (Acar, 2014)

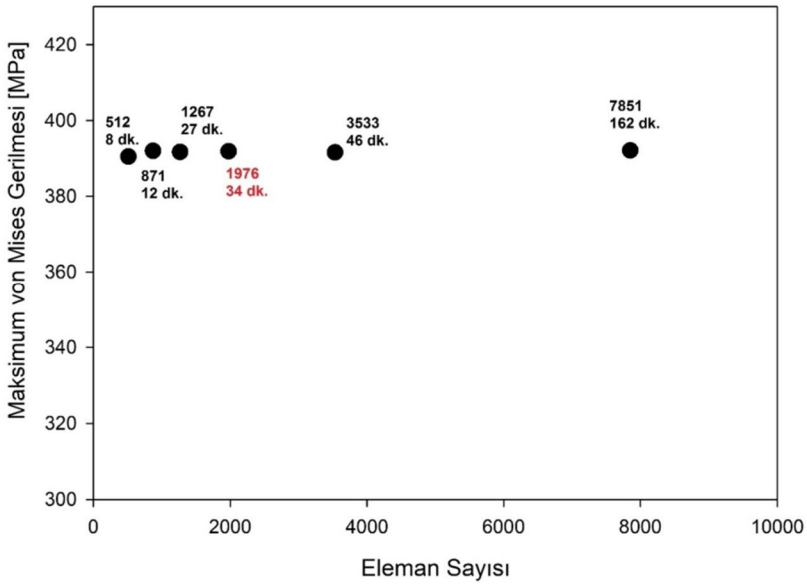
Silindirik kap IHDÇ prosesinde çeyrek model kullanıldığından, iş parçasının y eksenine paralel olan kenarı, şekillendirme olsa bile o kenardaki bir elemanın x eksenindeki konumu değişmeyeceğinden x doğrultusunda tutulmuştur. Sonlu elemanlar yöntemi gereği aynı kenar için y ve z doğrultusundaki dönme hareketine izin verilmemiştir. X eksenine paralel olan kenar için de aynı kurallar geçerlidir. Yine modelin çeyrek olmasından dolayı baskı plakası kuvveti gerçek değerinin 1/4'ü alınarak analize girilmiştir. Silindirik kap IHDÇ prosesi modelinin oluşturulmasında kullanılan sınır şartları ve boyutlar Şekil 3.59'da gösterilmektedir.



Şekil 3.59. Silindirik kap IHDÇ modelinde sınır şartları ve boyutlar

3.3.1.2.Optimum Eleman Sayısı İçin Yakınsaklık Testi Analizi

Hidromekanik derin çekme prosesi için oluşturulan sonlu elemanlar analizi modelinde optimum eleman sayısı için Şekil 3.60'de verilen farklı eleman sayıları için analizler gerçekleştirilmiş ve bu analizlerde elde edilen maksimum von-Mises gerilme değerleri karşılaştırılmıştır. Analizlerdeki sac çapı 100 mm dir. Şekilden görülebileceği üzere 1976 eleman sayısından itibaren sonuçlar arasındaki fark en fazla %0,5 olarak gerçekleşmiş, ancak çözüm süresi beş kat artmıştır. Bu sonuçlar göz önünde bulundurularak 100 mm'lik iş parçasının en azından 1976 adet eleman ile modellenmesine karar verilmiştir. Analizlerde sac çapı arttıkça eleman boyutu korunarak eleman sayısı artırılmıştır. Böylece sonraki analizlerde gereksiz eleman sayısı nedeniyle oluşabilecek zaman kayıplarının önüne geçilmiştir. Bu işlem sadece HDÇ modeli için gerçekleştirilmiştir. Diğer prosesler için de buradan elde edilen bilgiye göre modelleme yapılmıştır.



Şekil 3.60. Çeşitli eleman sayıları ile yapılan yakınsaklık testi analizleri (Acar, 2014)

3.3.1.3. Sürtünme katsayıları

Her iki IHDÇ analizinde de sac-kalıp, sac-baskı plakası ve sac-ıstampa arasındaki temas algoritması olarak Ls-Dyna temas kütüphanesindeki "Forming oneway surface to surface" kartı (Ls-Dyna Keyword Manual) kullanılmıştır. Bu tanımda kullanılan sürtünme katsayıları Çizelge 3.2'de gösterilmektedir. Bu sürtünme katsayı değerleri Halkacı ve ark. (2014)'nın çalışmasından alınmıştır.

Çizelge 3.2. Analizlerde kullanılan sürtünme katsayıları

	Sac-kalıp	Sac-baskı plakası	Sac-ıstampa
Sürtünme katsayısı	0.05	0.05	0.25

3.3.1.4. Malzeme modeli

SEA'lerde sac malzeme davranışını modellemek için iki farklı malzeme modeli kullanılmıştır. İlk olarak eğri uyumlama tekniğine dayalı ve test sonuçları ile elde edilmiş olan, LS-Dyna ticari sonlu elemanlar analiz yazılımında bulunan MAT-15 numaralı elasto-plastik izotropik JOHNSON_COOK malzeme modeli kullanılmıştır. Bu model 3.4 denklemi ile ifade edilir:

$$\sigma_f = \left(A + B\varepsilon_p^n\right)\left(1 + Cln\dot{\varepsilon}_p^*\right)(1 - T^{*m}) \quad (3.4)$$

Burada:

σ_f= akma gerilmesi

A, B, C, n, m = Johson-Cook malzeme modeli katsayıları

ε_p= eşdeğer plastik birim şekil değişimi

$\dot{\varepsilon}_p^*$= boyutsuz plastik birim şekil değişim hızı ve

T^*= homolog sıcaklık

değerlerini ifade etmektedir.

Farklı sıcaklıklar (20, 100, 180, 260 ºC) ve farklı birim şekil değiştirme (BŞD) hızlarında (25, 100, 250 mm/dk) yapılan çekme testleri sonucu elde edilen 12 adet gerilme-BŞD eğrisinden faydalanılarak ve en küçük kareler yöntemi kullanılarak Johnson-Cook malzeme modeline ait katsayılar belirlenmiştir. Bu katsayıların belirlenmesi de kullanılan yöntemde katsayılar yaklaşık %93 korelasyon (R^2) oranı ile elde edilmiştir. Elde edilen katsayılar **Çizelge 3.3**'da görülmektedir.

Çizelge 3.3. Johnson-Cook malzeme modeli için hesaplanan katsayılar (Acar, 2014)

Johson-Cook malzeme modeli katsayıları				
A [MPa]	B [MPa]	C	n	m
103,7725	296,5520	-0,003101	0,4368	1,24513

MAT-15 numaralı elasto-plastik izotropik JOHNSON_COOK malzeme modeli ile yüksek sıcaklıklardaki malzeme davranışının doğru tahmin edilememesi üzerine Ls-Dyna da 106 numaralı Elastik-viskoplastik-termal malzeme modelinin kullanımına

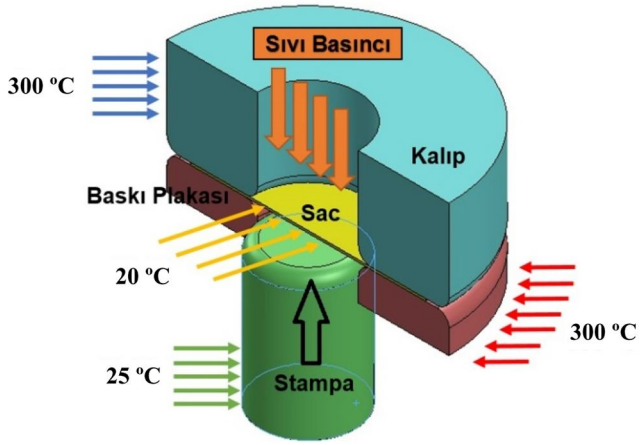
geçilmiştir. Bu malzeme modelinde farklı sıcaklıklarda elde edilen akma eğrileri tablo şeklinde girilmektedir. Aradaki sıcaklıklar için malzeme davranışını program interpolasyonla hesaplamaktadır. Değerler tablolara girilirken gerilmelerin BŞD ile birlikte sürekli artmasına dikkat edilmeli ve veriler bu durumu bozmayacak şekilde süzülerek girilmelidir. Aksi taktirde analiz yakınsaklık sorunu ile birlikte sonlanmaktadır. AA 5754-O malzemenin diğer mekanik özellikleri malzeme kataloglarından elde edilmiş ve Çizelge 3.4'da verilmiştir. Johnson Cook malzeme modelini oluşturmada çekme deneyi sonuçları kullanılmışken, 106 numaralı malzeme modeli hem çekme hem de hidrolik şişirme deneyinden oda sıcaklığı ile 300 °C arasındaki 8 farklı sıcaklıkta (20, 60, 100, 140, 18, 220, 260, 300) elde edilen veriler kullanılarak oluşturulmuştur. Böylece hidrolik şişirme ve çekme testi ile elde edilen akma eğrilerinden hangisinin analizlerde daha gerçekçi sonuçlar vereceği konusunda da araştırma yapılmıştır.

Çizelge 3.4. Al5754-O malzemenin mekanik özellikleri

Elastisite Modülü (GPa)	Kayma Modülü (GPa)	Poisson Oranı	Yoğunluk (kg/m^3)
70	26.9	0.33	2700

3.3.1.5. Isıl katsayılar

Ilık şekillendirme analizi simüle edildiği için, IHDÇ simülasyonunda termo-mekanik yapısal analizi tercih edilmiş ve çözümler explicit olarak yapılmıştır. Kalıpların optimum sıcaklık değerleri "3.3.4. SEA ile kalıpların optimum sıcaklıklarının belirlenmesi" çalışmasından elde edilen sonuçlar neticesinde kalıp ile baskı plakası için 300 ºC ve ıstampa için ise 25 ºC bulunmuş ve IHDÇ ile IDÇ analizlerinde kalıplara bu sıcaklık değerleri Şekil 3.61'de görüldüğü gibi atanmıştır. Analizin başında saca 20 ºC sıcaklık değeri atanmış ve toplamda 0.12 saniye olarak belirlenen analiz süresinde ilk 0.02 saniyelik sürede kalıplardan saca gerçekte olduğu gibi ısı transferinin gerçekleşmesi ve sac sıcaklığının kalıp sıcaklığına eşit olması için beklenmiştir. Bu süre sonunda, basıncın uygulanması ve ıstampanın hareket etmesiyle şekillendirme prosesi başlamıştır.



Şekil 3.61. Ilık hidromekanik derin çekme prosesinin genel görünümü (Acar, 2014)

Analizlerde, Al5754-O malzeme için saca Çizelge 3.5'de görülen termal özellikler atanmıştır. Kalıplardan sac malzemeye olan ısı transferini modellemek için kullanılan termal katsayıların değerleri literatürden ve sitelerden alınmıştır. Sac ve kalıplar arasındaki ısı transfer katsayısı (HTC), akışkanın ısı iletkenliği (CF), malzemelerin ısı kapasitesi değerleri (HC), prosesteki parçalar (alüminyum ve çelik) için kullanılan termal iletkenlik (TC) değerleri ve ısı transfer katsayısının kullanılıp kullanılmadığını belirleyen kritik boşluk mesafesi (GCRIT) **Çizelge 3.6**'da verilmiştir.

Çizelge 3.5. AA 5754-O malzemenin analizde kullanılan termal özellikleri (Abedrabbo ve ark., 2007)

Termal iletkenlik (W/m.K)	Termal genleşme katsayısı (m/m.K)	Özgül ısı (J/kg.K)
220	$2.4x10^{-5}$	900

Çizelge 3.6. Analizlerde kullanılan termal katsayılar

	HTC (W/m^2K)	**CF (W/m.K)**	**HC (j/kg.K)**	**TC (W/m.K)**	**Gcrit (m)**
Alüminyum (Sac)	1400	10	900	220	$1x10^{-6}$
Çelik (Kalıp)			4200	50	

3.3.2. Sonlu elemanlar analizlerinin doğrulanması

Analizlerle belirlenen en uygun proses şartlarının deneylerde güvenle kullanılabilmesi için yapılan SE analizlerinin doğrulanması gerekir. Bu amaçla deney ve analizlerden elde edilen sonuçlar karşılaştırılmıştır. Aşağıda bu kapsamda yapılan çalışmalar anlatılmıştır.

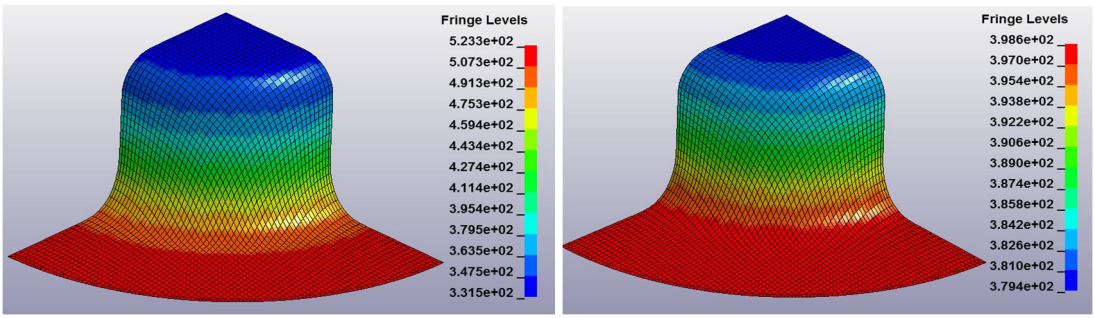
3.3.2.1.Çekme ve hidrolik şişirme deneylerinin analizlere etkisi

Bu çalışmada malzeme davranışını modellemek için malzemenin farklı sıcaklıklardaki davranışı (akma eğrisi) çekme testi ve hidrolik şişirme deneyiyle elde edilmiştir. Bu testlerden, hangisinin analizlerde gerçek durumu daha doğru simüle edeceğini belirlemek için, 125 mm çapındaki sacın IHDÇ prosesiyle 300°C kalıp, 25°C ıstampa sıcaklığında ve ileride verilen **Şekil 3.78**'deki yükleme profilleriyle şekillendirilme analizi her iki testten elde edilen veriler için gerçekleştirilmiştir. Analizlerde elastik-viskoplastik-termal malzeme modeli kullanılmıştır. Analizlerden ve deneylerden elde edilen kalınlık dağılımları karşılaştırılmıştır. Böylece hangi akma eğrisinin malzeme davranışını daha iyi temsil edeceği ortaya koyulmuştur. Çekme ve hidrolik şişirme deneyi sonuçları en fazla 300°C'de birbirlerinden farklı olduğu için karşılaştırma bu sıcaklıkta yapılmıştır.

3.3.2.2. Johnson Cook malzeme modeli

Johnson Cook malzeme modelinin deneysel sonuçları tahmin etme başarısını ortaya koymak için, önce oda sıcaklığında 100 mm çapındaki sacın HDÇ prosesiyle şekillendirilme analizi yapılmıştır. Analizden elde edilen kalınlık dağılımı ile Halkacı ve ark. (2012) çalışmasında hidromekanik derin çekme yöntemi ile sınır çekme oranı 2,5 olacak şekilde şekillendirilmiş numune üzerindeki kalınlık dağılımı, merkezden başlamak üzere eğrisel mesafe boyunca birbirleriyle karşılaştırılmıştır.

Daha yüksek sıcaklıklarda modelin kullanılabilirliğini araştırmak için, sacın flanşına ve merkezine sırasıyla birinci durumda 250 (523 K) ve 58°C (331 K), ikinci durumda 125 (398 K) ve 106°C (379) K değerleri atanmıştır (**Şekil 3.62**). Birbirinden çok farklı olan bu sıcaklık değerlerinde çok farklı kalınlık dağılımı beklenmektedir.



1. Durum **2.Durum**

Şekil 3.62. İki farklı sıcaklık dağılımı

3.3.2.3. Elastik-viskoplastik-termal malzeme modeli

Çekme ve hidrolik şişirme deneyinden elde edilen verilerle oluşturulan 106 numaralı Elastik-viskoplastik-termal malzeme modeli kullanılarak oda sıcaklığında 100 mm çapındaki sacın hidromekanik derin çekilmesi analizi yapılmış ve buradan elde edilen kalınlık dağılımı ile deneylerden elde edilen kalınlık dağılımı birbiriyle karşılaştırılmıştır.

MAT 106 malzeme modelinin diğer bir doğrulaması, çekme testinin simülasyonu yapılarak, analizden elde edilen akma eğrisinin, şişirme testinden elde edilen akma eğrisiyle karşılaştırılması yoluyla gerçekleştirilmiştir. Bu analizde SE yazılımına malzeme davranışını tanıtmak için hidrolik şişirme deney verileri kullanılmıştır. Sayısal doğrulama için deneysel olarak gerçekleştirilen çekme testinin birebir aynısının simülasyonu hazırlanmıştır. Çekme testine tabi tutulan numunenin geometrisi ve oluşturulan ağ yapısı Şekil 3.63'te verilmektedir. Deformasyonun olduğu bölgede, daha yakınsak sonuçlar almak amacıyla, eleman sayısı artırılarak ağ yoğunlaştırılmıştır. Çekme testi numunesi bir uçtan sabit tutularak, diğer uca belirli bir deplasman verilmiş ve ortadaki ölçüm bölgesinde oluşan gerilmeler ile BŞD'ler hesaplatılmıştır. Malzeme modelinin hem oda sıcaklığı hem de yüksek sıcaklıkta doğrulanması için biri düşük (25 ºC) diğeri yüksek sıcaklıkta (300 ºC) iki çekme testi simülasyonu yapılıp aynı sıcaklıklarda yapılan hidrolik şişirme deneyleri sonucunda elde edilen gerilme-birim şekil değişimi eğrileri birbirleri ile karşılaştırılmıştır



Şekil 3.63. ASTM E8-04 Standardına göre oluşturulan çekme testi numunesine ait ağ yapısı (Acar, 2014)

3.3.2.4.Kalıpların ve ıstampanın sıcaklık değişiminin analiz sonuçlarına etkisi

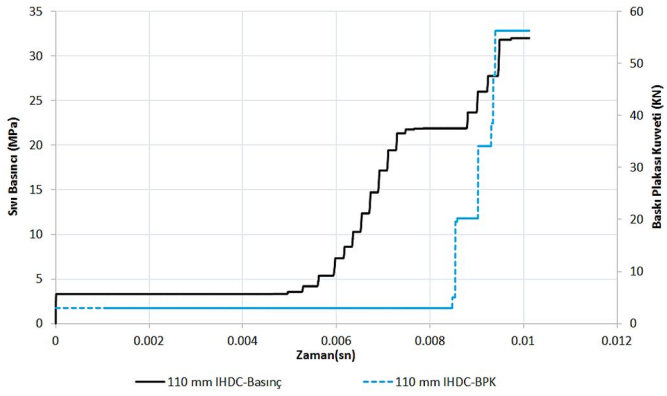
IHDÇ prosesinin analizinde kalıp ve baskı plakası için 300 ºC, ıstampa için 25 ºC sabit sıcaklık değerleri kullanılmıştır. Dolayısıyla analiz boyunca kalıp, baskı plakası ve ıstampa sıcaklıkları sabit kalmaktadır. Fakat IHDÇ deneylerinde her ne kadar kalıp sıcaklıkları sabit tutulmaya çalışılsa da sıcaklıklar sacdan kalıplara olan ısı transferi nedeniyle bir miktar değişmektedir.

Çizelge 3.7. Kalıpların ve ıstampanın deneylerde ölçülen sıcaklık değişimlerinin IHDÇ analizlerinde modellenmesi

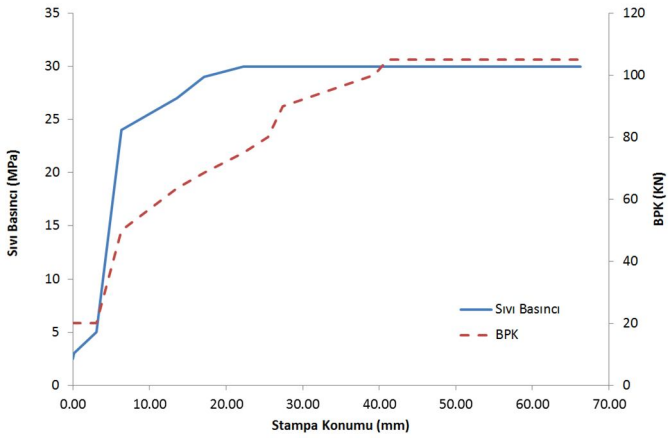
Analiz	Kalıp Sıcaklığı			Istampa Sıcaklığı		
	Analiz Başı	Analiz Ortası	Analiz Sonu	Analiz Başı	Analiz Ortası	Analiz Sonu
1	300	300	300	25	25	25
2	299	295	276	25	25	25
3	300.5	297.5	279	25	25	25
4	300	300	300	13	70	53
5	300	300	300	14	67	54
6	300	300	300	17	61	52
7	300.5	297.5	279	13	70	53
8	299	295	276	17	61	52
9	299	295	276	14	67	54

Analizlerde kalıp sıcaklıklarının sabit kabul edildiği durumla, deneylerdeki gibi değişken olması arasındaki farkın ortaya çıkartılması için ilk olarak başarıyla gerçekleştirilmiş IHDÇ deneylerinde kalıpların ve ıstampanın sıcaklık değişimleri izlenmiş ve analizlerde de kalıpların bu sıcaklık değişimi modellenerek, sıcaklığın sabit kabul edilme durumuyla karşılaştırılmıştır. 300°C hedef kalıp sıcaklığı için yapılan farklı deneylerde kalıp ve ıstampa sıcaklıklarındaki değişim ölçülerek analizin başlangıcında, ortasında ve sonundaki kalıp sıcaklıkları **Çizelge 3.7**'da görüldüğü gibi girilerek modellenmiştir. Çizelgedeki ölçümler kalıp sıcaklığı için kalıpların en iç tarafındaki termokupllardan, ıstampa için ise ıstampa ucundaki termokupldan yapılmış ve analizlerde kalıbın tüm bölgesine bu sıcaklık değerleri atanmıştır. Analizler 115 mm sac çapı için ve bu sac çapında optimum olarak belirlenen **Şekil 3.64**'te görülen yükleme profilleri ile gerçekleştirilmiştir. Sonuçta kalıpların sıcaklığının proses sırasında değişmesi durumu ile sabit kalması durumundan elde edilen kalınlık dağılımları karşılaştırılmıştır. Ancak proses sırasındaki kalıp sıcaklığının değiştirildiği analizlerde sacda aşırı incelmeler oluştuğu görülmüş ve daha küçük sac çapları için analizler tekrarlanmıştır. Sonuçta 100 mm çapındaki sacda bile aşırı incelmeler olması üzerine kalıpların ve ıstampanın tüm bölgelerine aynı sıcaklık değerinin atanması yerine deneylerde ölçüldüğü gibi kalıp ve ıstampanın her bir bölgesine farklı sıcaklık değerlerinin bölgesel olarak atanmasına karar verilmiştir. Bu amaçla 300 °C kalıp sıcaklığında, 125 mm çapındaki saclarla **Şekil 3.65**'te görülen yükleme profilleri kullanılarak yapılan üç tekrarlı deneylerde baskı plakası ve kalıpta dörder, ıstampada da

iki bölgenin sıcaklıkları ölçülmüştür. Üç deneyde de ölçüm yapılan her bir andaki ortalama sıcaklık değerleri **Çizelge 3.8**'de görüldüğü gibi hesaplanmıştır. Sonra yine 125 mm çapındaki sacın şekillendirilmesi analizinde **Çizelge 3.8**'deki sıcaklık değişim eğrileri kalıpların termokupl ile ölçüm yapılan bölgelerine atanmıştır. Böylece kalıpların proses sırasında olan bölgesel sıcaklık değişimleri modellenebilmiştir. Örnek olarak şekillendirme başlamadan önce ve ıstampanın en yüksek sıcaklığa sahip olduğu anda kalıp sıcaklıkları **Şekil 3.66**'da görüldüğü gibidir. Bu analizde **Şekil 3.67**'de görülen ve sabit kalıp sıcaklığı analizinde BMKA ile belirlenmiş olan yükleme profilleri kullanılmıştır. Yapılan bu analiz sonucunda kalıpların şekillendirme işlemi sırasındaki sıcaklık değişiminin, sıcaklığın proses boyunca sabit kabul edildiği analizlere göre farkı ortaya koyulmuştur. Böylece kalıpların sıcaklık değişiminin IHDÇ prosesine etkisi konusunda da bir sonuca ulaşılmıştır. Ayrıca bu çalışmada sıcaklığın kalıpların tüm bölgesine atanması ve bölgesel olarak atanması arasındaki fark konusunda da bir yargıya varılmıştır.



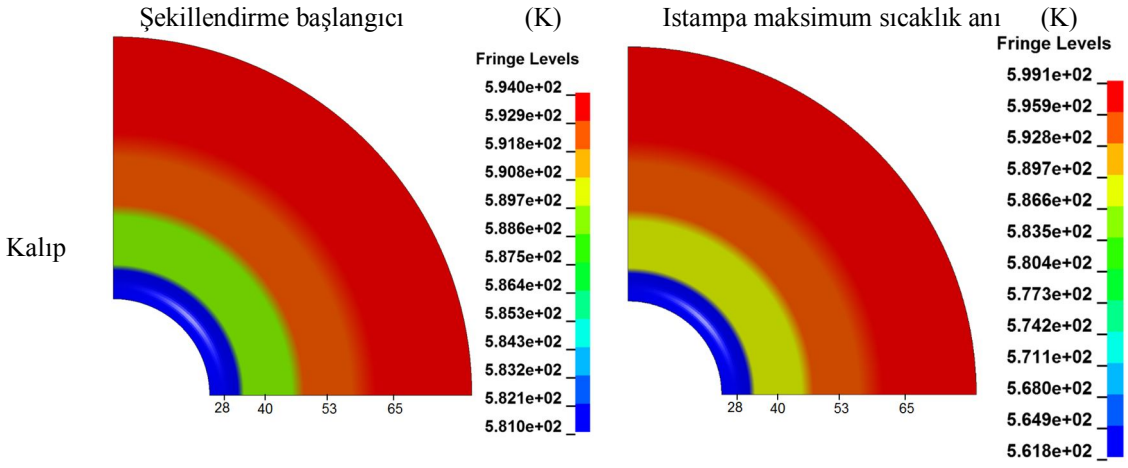
Şekil 3.64. Çizelge 3.7.'da verilen kalıp sıcaklıklarında gerçekleştirilen analizlerde kullanılan yükleme profilleri

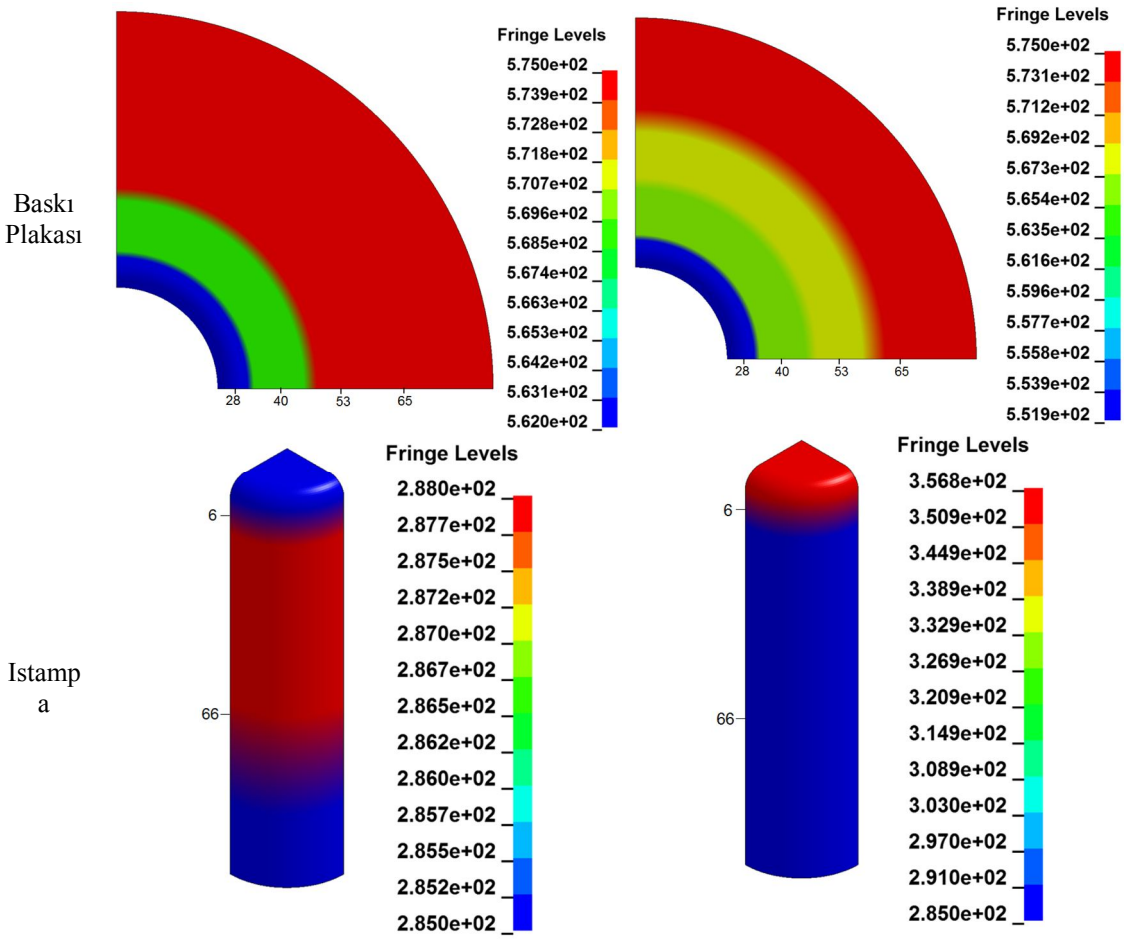


Şekil 3.65. Kalıpların sıcaklık değişiminin ölçüldüğü deneylerde kullanılan yükleme profilleri

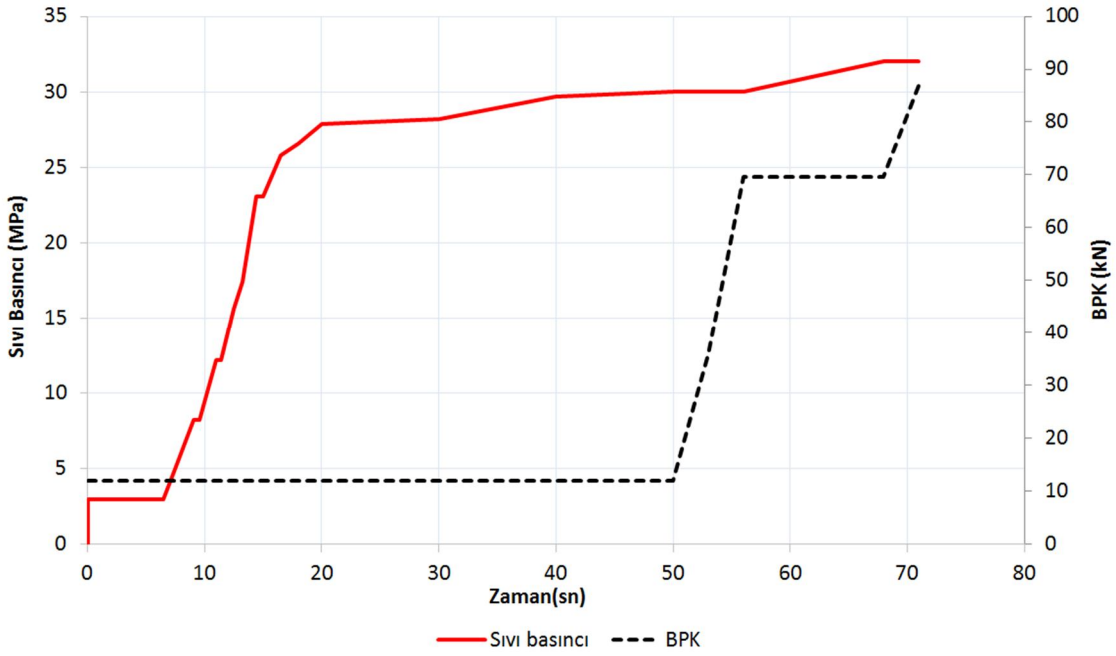
Çizelge 3.8. 300° Kalıp sıcaklığında 125 mm çapındaki saclarla yapılan üç tekrarlı deneyde, proses süresince kalıplar ve ıstampa üzerinden ölçülen ortalama sıcaklık değerleri

	Kalıp (T1-T4) ve Baskı Plakası (T5-T8) Sıcaklıkları								Istampa Sıcaklığı	
Süre (s)	**T1**	**T2**	**T3**	**T4**	**T5**	**T6**	**T7**	**T8**	**Uç**	**Orta**
Konum (mm)	**28**	**40**	**53**	**65**	**28**	**40**	**53**	**65**	**6**	**66**
0	316	317	314	309	301	302	298	292	13	15
5	316	317	314	309	301	302	298	292	13	15
10	315	317	314	309	301	302	297	291	13	15
15	314	317	314	308	301	301	298	290	14	15
20	314	316	313	307	301	301	297	290	15	15
25	314	316	313	307	301	301	297	289	16	15
30	315	316	313	306	301	300	297	288	16	15
35	315	316	313	305	302	293	297	286	17	15
40	316	316	312	303	302	299	296	285	21	15
45	318	316	312	301	303	298	296	284	33	15
50	319	316	312	299	303	297	296	283	45	15
55	321	316	312	296	304	297	296	281	61	15
60	323	317	312	293	305	296	295	280	61	15
65	326	318	313	290	306	296	295	279	57	15
70	329	318	313	289	306	295	295	278	58	15
75	331	320	314	287	307	295	295	278	57	15
80	334	321	314	286	308	295	294	277	57	15
85	337	322	315	285	308	295	294	277	55	15
90	338	323	316	283	308	295	294	276	53	15
95	339	324	316	281	308	295	294	276	52	15





Şekil 3.66. Kalıplara bölgesel olarak proses sırasında değişen farklı sıcaklık değerlerinin atanması



Şekil 3.67. 300°C kalıp, 25°C ıstampa sıcaklığında ve **Çizelge 3.8**'de görülen sıcaklık şartlarında yapılan analizlerde kullanılan yükleme profilleri (Sabit sıcaklık analizinde BMKA ile belirlenmiştir)

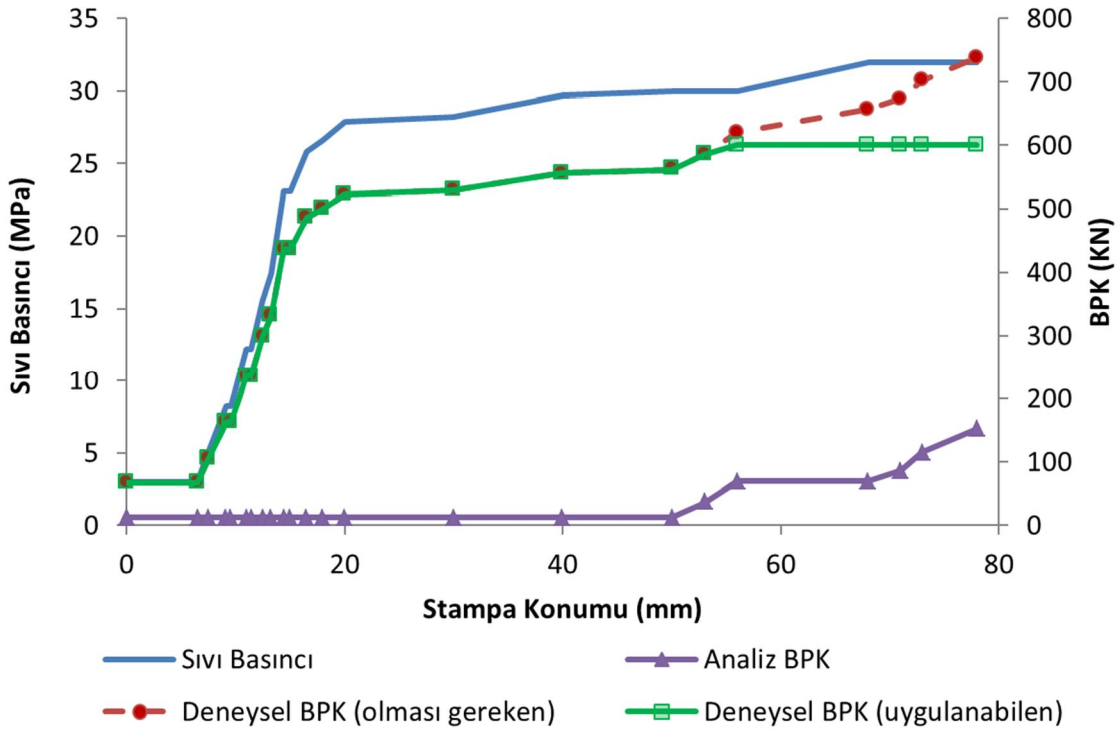
3.3.2.5. IHDÇ prosesi analizlerinin doğrulanması

Her ne kadar 3.3.2.1 ve 3.3.2.2. bölümlerinde malzeme modellerinin doğrulanması kapsamında silindirik parça üretimi deneyi ve analizi sonuçları karşılaştırılsa da bu karşılaştırma oda sıcaklığındaki proses için yapılmıştır. 3.3.2.2. bölümünde ise yüksek sıcaklıkta yapılan analizlerin doğrulanması için çekme testinin simülasyonundan elde edilen verilerle bir karşılaştırma yapılmıştır. Burada ise yüksek sıcaklıkta gerçekleştirilen IHDÇ proseslerinin analizlerinin doğrulanması için, silindirik parça üretimi analizlerinden elde edilen kalınlık dağılımı ile aynı prosesin deneylerinden elde edilen kalınlık dağılımları karşılaştırılmıştır.

Kalınlık karşılaştırması için IHDÇ prosesinde malzemenin SÇO'sunun bulunduğu 125 mm çapındaki sac malzemeden şekillendirilen parçalar kullanılmıştır. Beş tekrarlı olarak şekillendirilen bu parçaların merkezinden kalıp radyüsü bölgesi başlangıcına kadar olan kalınlık dağılımı hadde ve hadde yönüne dik doğrultularda ölçülmüştür (**Şekil 3.68**). Parça kalınlıklarının ölçümü konusu 3.6. bölümde anlatılmıştır. Aynı prosesin analizinden elde edilen kalınlık dağılımı bu ölçüm sonuçlarıyla karşılaştırılarak analizlerin deney sonuçlarını tahmin etme başarısı ortaya koyulmuştur. Analizlerde ve deneylerde kullanılan yükleme profilleri **Şekil 3.69**'da görülmektedir. Burada deneylerde uygulanan Deneysel BPK, analizlerden elde edilen net BPK'nın üzerine, baskı plakasını sıvı basıncından dolayı açmaya çalışan kuvveti yenecek kadar bir kuvvet uygulandığı için çok daha fazladır. Deneysel BPK'nın nasıl bulunduğu Bölüm 3.1.6.1.'de anlatılmıştır. Deneyler ve analizler 300 °C kalıp ve 25 °C ıstampa sıcaklığı için gerçekleştirilmiştir.



Şekil 3.68. IHDÇ prosesi analizlerinin doğrulanması için ölçülen parçalar



Şekil 3.69. IHDÇ prosesi analizlerinin doğrulanması için 125 mm çapındaki sacın şekillendirildiği deneylerde ve analizlerde kullanılan yükleme profilleri

3.3.3. SEA ile kalıplar için uygun geometrik parametrelerin bulunması

IHDÇ işleminde deney düzeneğinde kullanılan kalıpların geometrik özellikleri iş parçasının (sac) şekillendirilmesinde büyük önem arz etmektedir. Bu geometrik özelliklerin başında da ıstampa çapı, ıstampa uç radyüsü, kalıp iç çapı ve kalıp giriş radyüsü başta yer almaktadır. Hedeflenen parçanın en mukavemetli şekilde yani en az incelmeyle üretilebilmesi için geometrik parametrelerin en uygun değerlerinin belirlenmesi gerekmektedir. Silindirik parça üretimi için imal edilen kalıplarda bu değerler öncelikle SEA ile belirlenmiştir. Bunun için 40 ve 60 mm ıstampa çapı için kalıp çapı ile kalıp ve ıstampa radyüsü değerleri değiştirilerek tam faktöriyel olacak şekilde toplamda 16 adet analiz yapılmış ve analizlerde an az incelme veren ölçüler belirlenmiştir. 40 mm ıstampa çapı için analizlerde kullanılan geometrik parametreler **Çizelge 3.9**'da görülmektedir.

Çizelge 3.9. Istampa çapı 40 mm için analizlerde kullanılan kalıp geometrisi kombinasyonları

SN.	Istampa (P) Çap [mm]	Istampa Radyüs [mm]	Kalıp İç (D) Çap [mm]	Kalıp Radyüs [mm]	Sembolik Adlandırma
1	40	5	43	5	P40_5_D43_5
2	40	5	43	7	P40_5_D43_7
3	40	5	45	5	P40_5_D45_5
4	40	5	45	7	P40_5_D45_7
5	40	7	43	5	P40_7_D43_5
6	40	7	43	7	P40_7_D43_7
7	40	7	45	5	P40_7_D45_5
8	40	7	45	7	P40_7_D45_7

Çizelge 3.9'da oluşturulan eşleştirmeler göz önünde bulundurularak Solidworks 3 boyutlu tasarım yazılımı ile geometriler yüzey olarak oluşturulurken her bir geometriye ait ağ örme işlemi Hypermesh ile kabuk (shell) elemanlar kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Ardından her bir kombinasyon için toplamda 8 adet SEA modeli LS Pre-Post ara yüzünde oluşturulmuştur.

SEA modelleri hazırlanırken tüm parçalar (kalıp, ıstampa baskı plakası ve iş parçası) için aynı sayıda eleman kullanılmıştır ve sabit olarak 100 mm çapında sac şekillendirilmiştir. Karşılaştırmanın tutarlılığı için aynı başlangıç ve sınır koşulları (sıcaklık vs.) ve yükleme profilleri (baskı plakası kuvveti, sıvı basıncı) kullanılmıştır.

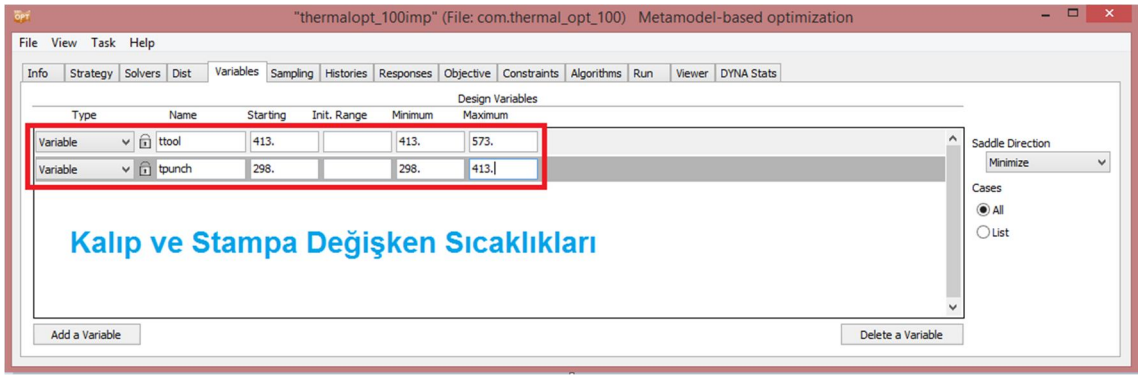
40 mm ıstampa çapı için uygulanan adımlar birebir olarak 60 mm ıstampa çapı için de gerçekleştirilmiştir. Bu analizlerde kalıp iç çapı da 63 ve 65 mm olarak alınmıştır. Modeller için kalıp geometri değerleri dışında sadece 40 mm ıstampa çapı için aynı sınır çekme oranını vermesi amacıyla 150 mm çapında sac kullanılmış ve ıstampa ilerlemesi 45 mm'den 60 mm'ye artırılmıştır. Ancak diğer tüm parametreler (yükleme profilleri, sıcaklık vs.) aynı değerlerde kullanılmıştır.

3.3.4. SEA ile kalıpların optimum sıcaklık değerlerinin bulunması

IHDÇ prosesinde uygun yükleme profillerinin bulunmasından önce, sac için en uygun sıcaklık dağılımı, kalıpların uygun sıcaklık değerlerinin belirlenmesi yoluyla, analizler yapılarak tespit edilmiştir. Kalıp ve ıstampanın uygun sıcaklıkları, maksimum şekillendirmeye ulaşmak için en az incelmeyi veren şartların belirlenmesiyle elde edilmiştir.

AA5754-O malzemesi için ılık şekillendirme sıcaklık aralığı ($0.3T_m<T<0.5T_m$) 198<T<330 ºC arasındadır. Bu nedenle sıcaklık optimizasyonu çalışmasını gerçekleştirmek için 100 mm çaplı sacın analizinde kalıp ve baskı plakası sıcaklığı 140-300 ºC arasında değişken kabul edilirken, ıstampa sıcaklığı ise 25-140 ºC arasında değişken olarak kabul edilmiştir.

Kalıp ve ıstampa sıcaklıkları LS-Dyna SEA çözücüsüne parametrik olarak LS Pre-Post ara yüzünde oluşturulan dosya aracılığıyla tanıtılmıştır. Daha sonra oluşturulan model LS-Opt optimizasyon modülüne eklenmiş ve burada modele kaydedilen sıcaklık parametreleri yukarıda belirlenen aralıklarda değişken olarak tanımlanmıştır. Tanımlanan bu parametreler **Şekil 3.70**'te gösterilmiştir.



Şekil 3.70. Kalıp ve ıstampa için değişken sıcaklık parametrelerinin LS-Opt ara yüzünde tanımlanması

Ardından bu değişkenler kullanılarak LS-Opt optimizasyon modülü tarafından belirlenen aralıklarda etkin sonuç elde etmeye yetecek sayıda analiz kombinasyonları (bu çalışma için 10 adet) oluşturulmuş ve bunların her biri sonlu elemanlar analizine tabi tutmuştur. Bu kombinasyonlarda kalıp ve ıstampa sıcaklığı belirtilen aralıklarda Ls-Opt tarafından rastgele seçilmiştir. Her bir analiz sonucunda elde edilen değerler yazılım tarafından değerlendirilip maksimum şekillendirme için en az incelmeyi veren kalıp ve ıstampa sıcaklıkları belirlenmiştir.

3.3.5. Bulanık mantık kontrol algoritmasıyla optimum yükleme profillerinin bulunması

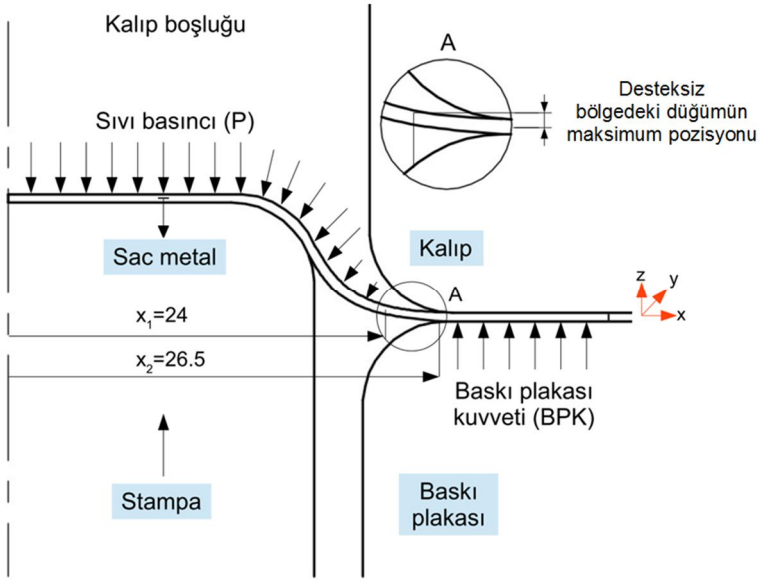
IHDÇ prosesinde optimum yükleme profillerinin belirlenmesi için Choi ve ark. (2007) tarafından önerilen bulanık mantık kontrollü adaptif SEA yaklaşımı yöntemi

kullanılmıştır. Bu yöntemde optimum yükleme profilleri tek bir analiz ile hızlı ve doğru bir şekilde belirlenebilmektedir. IHDÇ prosesinde optimum yükleme profillerinin belirlenmesi için gerekli BMKA, alt program yardımıyla oluşturulmuş ve bu alt program analizlerin gerçekleştirildiği Ls-Dyna yazılımı ile birlikte çalışarak gerekli yükleme profillerini tek bir analizde hesaplamıştır. Bu yöntem uygulanırken kalıpların ve ıstampanın sahip olması gereken optimum sıcaklıkların daha önce belirlenmiş olması gerekmektedir. Ls-Dyna sonlu elemanlar yazılımında oluşturulan alt program yardımıyla her bir zaman adımının başında, sacda oluşan minimum kalınlık, maksimum buruşma ve sacın ıstampaya temas durumu gibi girdi değişkenleri tespit edilmektedir. Bulanık kontrol yönteminde bu değişkenlere 0 ila 1 arasında üyelik değerleri atanmaktadır. Detayları aşağıda açıklanacak yöntemde, üyelik değerleri çok kritik, kritik ve kritik değil gibi durumları ifade eder. Analizde her bir zaman adımında, bulanık mantık kontrol sistemiyle elde edilen α ve β değerleri **Şekil 3.73**'teki formüllere yerleştirilerek yeni basınç ve baskı plakası kuvveti değerleri elde edilmektedir. Dolayısıyla her bir zaman adımında elde edilen bu yeni basınç (P) ve baskı plakası kuvveti (BPK) değerleri ile tek bir analizde optimum yükleme profilleri belirlenmiş olmaktadır.

Choi ve ark. (2007)'nın önerdiği yöntemde optimum sıvı basıncı profilini hesaplamak için, sacın ıstampa duvarına teması ve sacda oluşan minimum kalınlık kriterleri kullanılmaktadır. Fakat bu optimizasyon algoritması, ıstampa uç radyüsü kalıp radyüsüne eriştikten sonra çalışmaya başlamaktadır. Örnek olarak 5 mm'lik ıstampa uç radyüsü ve kalıp radyüsüne sahip olan kalıplarda, ıstampa pozisyonu 10 mm'ye erişinceye kadar optimizasyon yapılamamakta, hesaplamalar bu ilerleme değerinden sonra başlamaktadır. Bu durum sıvı basıncının özellikle hidro-şekillendirme prosesinin üçte birlik bölümünde etkili olmasından dolayı büyük bir eksikliktir. Bu yöntemin diğer bir dezavantajı ise karmaşık geometrili parçaları şekillendirmek için gerekli optimum yükleme profillerinin belirlenmesinde ıstampa duvarına temas kriterinin kullanılmasının zor oluşudur.

Bu çalışmada, Ls-Dyna explicit SEA yazılımında her bir zaman adımında, tüm ıstampa stroku boyunca optimum sıvı basıncı profilinin belirlenmesi için yeni bir yöntem önerilmiştir. Önerilen yöntemde, ıstampa duvarına temas kriteri yerine, ıstampa ve kalıp arasında kalan ve "*desteksiz bölge*" olarak isimlendirilen bölgedeki sac parça elemanları (**Şekil 3.71**) düşey doğrultuda belirli bir konumda tutulmaya çalışılmaktadır. Böylece proses boyunca sacın ıstampaya temas etmesini sağlamak için alternatif bir

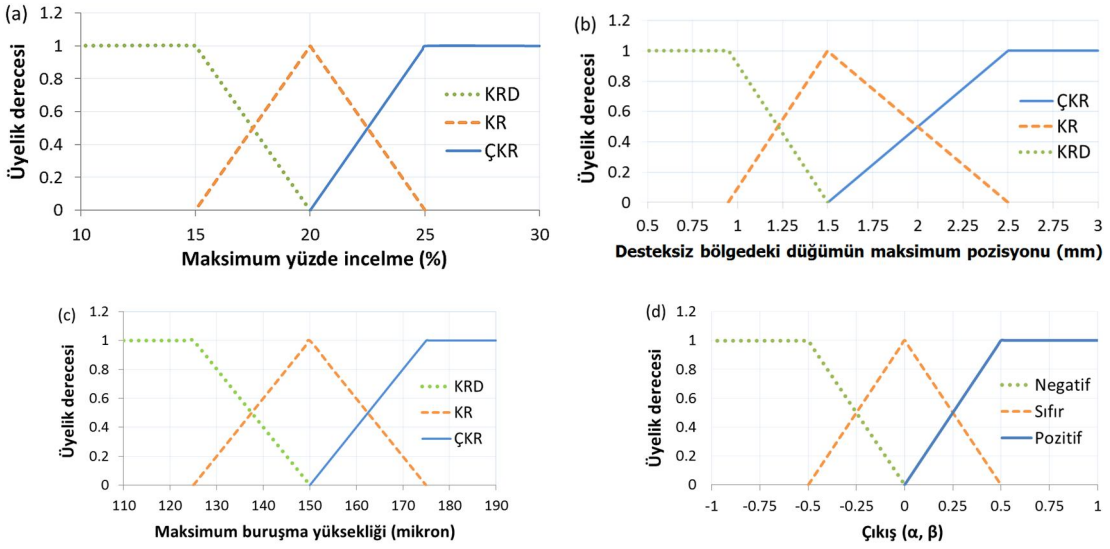
kontrol yöntemi geliştirilmiştir ve bu kontrol yöntemiyle ıstampa hareketinin en başından itibaren sıvı basıncı hesaplanabilmektedir. Böylece sıvı basıncı için Choi ve ark. (2007)'nın bulanık mantık kontrol algoritmasında ıstampa belirli bir konuma ilerleyinceye kadar elle basınç girilmesi gerekirken önerilen yöntemde buna gerek kalmamıştır. BPK'nin belirlenmesi için yine Choi ve ark. (2007)'nın yöntemi kullanılmaktadır ve BPK hesaplatılırken uygun bir ilk başlangıç değeri verilmektedir.



Şekil 3.71. Desteksiz bölgedeki düğümün maksimum pozisyonu giriş değişkeninin bulunması

Bulanık mantık kontrol algoritmasında her bir zaman adımında giriş değişkeni olarak tanımlanan, maksimum yüzde incelme, maksimum buruşma yüksekliği ve desteksiz bölgedeki sac malzeme elemanlarının düğüm noktalarının maksimum pozisyon değerleri, Ls-dyna SEA yazılımında her bir zaman adımında çağrılan "*uctrl1*" isimli altprogram yardımıyla hesap edilmiştir. Yüzde incelme için sacın tüm düğüm noktaları incelenirken, buruşma için baskı plakası altında kalan düğüm noktaları, desteksiz bölge için de kalıp ve ıstampa arasında kalan bölgedeki düğüm noktaları incelenmiştir. Sonra bu giriş değişkenlerinin değerleri **Şekil 3.72**'de verilen üyelik fonksiyonları yardımıyla bulanıklaştırılarak, değerlerin 0-1 arasında değişen üyelik derecelerine (ÇKR: çok kritik, KR: kritik, KRD: kritik değil) sahip olmaları sağlanmıştır. Çıkış değişkeninin üyelik derecesi ise bir sonraki bölümde açıklanacak olan kural tabanı matrisi (KM) tarafından belirlenmiştir. Son olarak, kesin çıkış değerleri (α ve β) **Şekil 3.73**'teki denklemlere yerleştirilerek hesaplanmıştır. Böylece yeni sıvı basıncı ($P_{i,\ yeni}$) ve baskı plakası kuvveti ($BPK_{i,\ yeni}$) değerleri her bir zaman adımında bulunmuştur.

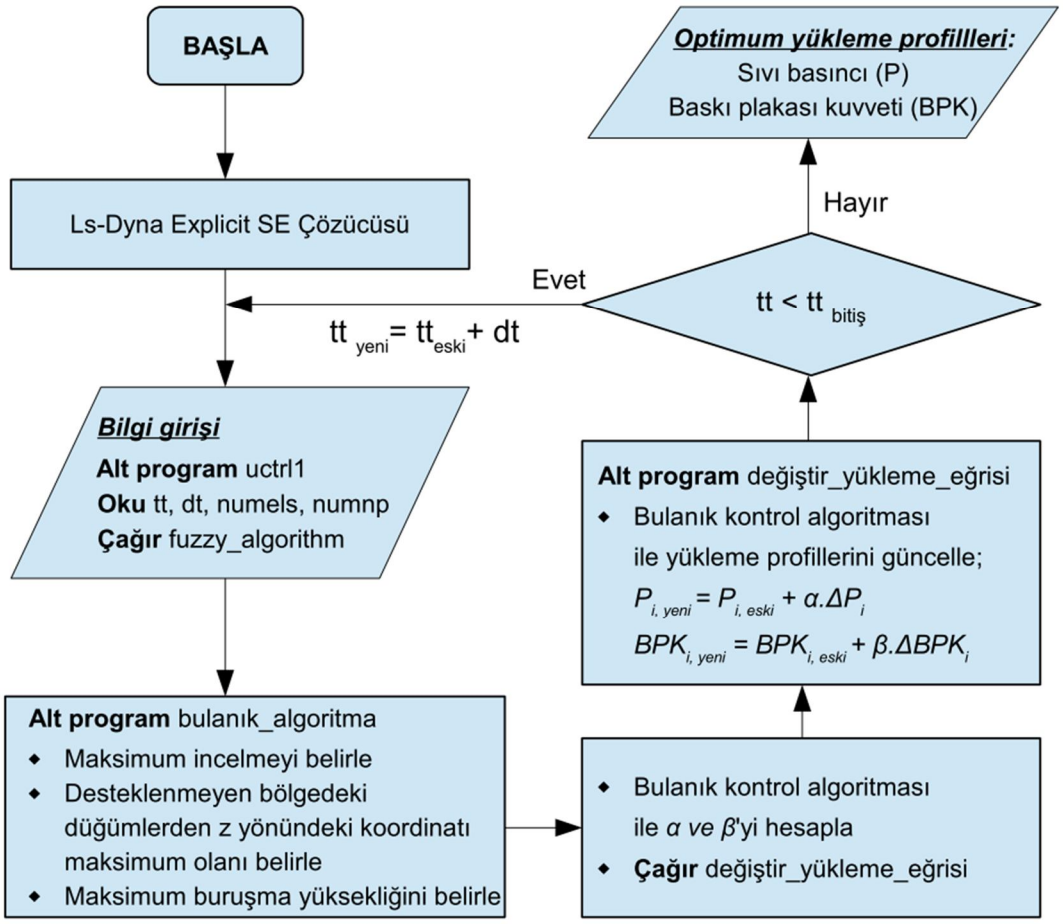
Bulanık mantık yönteminde giriş değişkenlerinin üyelik fonksiyonlarının belirlenebilmesi ve KM'lerin oluşturulması için uzman sistemlere ihtiyaç vardır. **Şekil 3.72**'de görülen üyelik fonksiyonları önceki tecrübelerden yararlanılarak oluşturulmuştur. Örnek olarak deneylerden gözlemlendiği kadarıyla yüzde incelme %25'i geçtiğinde sac metalde yırtılma meydana gelmektedir. Bu nedenle maksimum yüzde incelme giriş değişkeninin üyelik fonksiyonu için %25 incelme çok kritik (ÇKR) olarak düşünülmüştür. Aynı zamanda maksimum buruşma yüksekliği giriş değişkeni için kritik (CR) buruşma yüksekliği başlangıç sac kalınlığının %15'i olacak şekilde seçilmiştir (150 mikrometre).



Şekil 3.72. Bulanık kontrol algoritmanın üyelik fonksiyonları: (a) maksimum yüzde incelmenin üyelik fonksiyonu, (b) desteksiz bölgedeki düğümün maksimum pozisyonunun üyelik fonksiyonu, (c) maksimum buruşma yüksekliğinin üyelik fonksiyonu, (d) çıkış üyelik fonksiyonu

Maksimum yüzde incelme giriş değişkeni değeri, her bir zaman adımında sac malzemedeki bütün kabuk eleman kalınlıkları hesaplanarak ve minimum olan kalınlık seçilerek bulunduktan sonra (başlangıç sac kalınlığı-minimum kalınlık)/ (başlangıç sac kalınlığı)*100 ile maksimum yüzde incelmeye dönüştürülmüştür. Desteksiz bölgedeki düğümlerin maksimum pozisyonu giriş değişkeni için, her bir zaman adımında x=24.5-26.5 mm aralığındaki düğümlerin z koordinatları kontrol edilmiştir (Şekil 3.71). Daha sonra, bahsedilen aralıktaki z koordinat değerlerinden maksimum olanı algoritmada kullanılmak üzere seçilmiştir. Desteksiz bölgedeki elemanların kalıptan uzak, ıstampa duvarına yakın olması için, bu bölgedeki düğümlerin maksimum pozisyonu üyelik fonksiyonu ile ayarlanmıştır. Maksimum buruşma yüksekliği giriş değişkeni değeri ise her bir zaman adımında sac metal ile kalıp yüzeyi arasındaki düğümlerin yüzeyin

normali (z) doğrultusundaki mesafesi hesaplanarak ve maksimum olanı seçilerek bulunmuştur. Optimum profillerin bulanık kontrol algoritması yöntemiyle nasıl bulunduğunu gösteren akış şeması Şekil 3.73'te verilmiştir. Bu akış şemasında, *tt* anlık simülasyon zamanı, dt zaman adımı büyüklüğü, numels ve numnp sırasıyla toplam eleman sayısı ve düğüm noktası sayısı, $P_{i,\ eski}$ ve $BPK_{i,\ eski}$ bir önceki adımdaki basınç ve baskı plakası kuvveti değerleri, ΔP_i ve ΔBPK_i sırasıyla 0.007 Mpa ve 0.01 kN olarak hesaplanmış ön tanımlı değerlerdir. Ayrıca α ve β bulanık kontrol algoritması tarafından hesaplanan ($-1 \leq \alpha, \beta \leq 1$) aralığında değişen bulanık sayılardır ve α sıvı basıncın, β ise BPK'nın hesaplanması için gerekli değişkenlerdir. Adaptif yüklemede eğer α veya β negatif, pozitif veya sıfır hesaplanırsa bu sırasıyla, o zaman adımında sıvı basıncı veya baskı plakası kuvvetinin azaltılması (-), artırılması (+) veya değiştirilmemesi (0) gerektiği anlamına gelmektedir.



Şekil 3.73. IHDÇ prosesinde optimum yükleme profillerinin belirlenmesi için adaptif SEA ile birlikte çalışan bulanık mantık kontrol algoritmasının akış şeması (Öztürk, 2015)

3.3.5.1. Bulanık kontrol algoritmasının uygulanması

Adaptif SE analizlerinde bulanık mantık kontrol algoritmasının kullanılarak optimum yükleme profillerinin belirlenmesinin daha iyi anlaşılması için belirli bir zaman adımında BPK'nin hesaplanması somut bir örnek üzerinden anlatılmıştır. Buna göre BPK'nin SE analizinde bir sonraki zaman adımında artırılması, sabit tutulması yada azaltılmasını belirleyen kesin çıkış değeri β'nın hesaplanması esnasında bulanık kontrol algoritmasının nasıl çalıştığını açıklanmıştır. Sıvı basıncı için gerekli kesin çıkış değeri α'nın hesaplanması için de aynı prosedür takip edilmektedir. Bu örnekte Choi ve ark. (2007) tarafından BPK'nın bulunması için önerilen kural tabanı matrisi kullanılmıştır.

1. Analiz sırasında belirli bir zaman adımında maksimum yüzde incelmenin %18 ve maksimum buruşma yüksekliğinin 120 μm (mikron) olduğunu kabul edelim.

2. Her bir giriş üyelik fonksiyonu, giriş üyeliklerinin (ÇKR, KR, KRD) derecelerini üretir. Bu proses "*bulanıklaştırma işlemi*" olarak adlandırılmaktadır. Dolayısıyla, maksimum yüzde incelme için ÇKR, KR ve KRD'nin üyelik dereceleri;

$ÇKR_{maks.yüzde\ incelme} = 0$, $KR_{maks.yüzde\ incelme} = 0.6$, $KRD_{maks.yüzde\ incelme} = 0.4$ olarak (Şekil 3.72a) bulunmuştur.

Maksimum buruşma yüksekliği için ise ÇKR, KR ve KRD'nin üyelik dereceleri;

$ÇKR_{maks.buruşma\ yük.} = 0.66$, $KR_{maks.buruşma\ yük.} = 0.33$, $KRD_{maks.buruşma\ yük.} = 0$ olarak hesaplanmıştır (Şekil 3.72c).

3. Maksimum yüzde incelme ve buruşma yüksekliği için üçer tane (ÇKR, KR, KRD) üyelik fonksiyonu olduğundan dolayı, 9 tane (3x3) kural ortaya çıkmaktadır. Bu kurallar, kural tabanı matrisi olarak adlandırılmakta ve uzman tecrübesi ile belirlenmektedirler (Çizelge 3.10). Bu örnekte, dört tane (2x2) üyelik fonksiyonu çifti (KR-ÇKR, KR-KR, KRD-ÇKR, KRD-KR) sıfıra eşit olmadığı için 4 kural aktif hale gelmiştir. Bu kuralların üyelik dereceleri, her bir kural çiftinde giriş değişkenlerinin üyelik derecelerinden minimum olanını seçen Mamdani (Min-max) çıkarım metoduna göre aşağıdaki gibi hesaplanmıştır.

Çizelge 3.10**.** BPK'nın belirlenmesi için kullanılan kural tabanı matrisi (Choi ve ark., 2007)

BPK	Maksimum buruşma yüksekliği			
Minimum kalınlık		ÇKR	KR	KRD
	ÇKR	R_1 (-)	R_2 (-)	R_3 (-)
	KR	R_4 (+)	R_5 (0)	R_6 (-)
	KRD	R_7 (+)	R_8 (+)	R_9 (0)

$R4 = MIN (KR_{maks.\ yüzde\ incelme}, ÇKR_{maks.\ buruşma\ yük.}) = MIN (0.6, 0.66) = 0.6$ (pozitif)

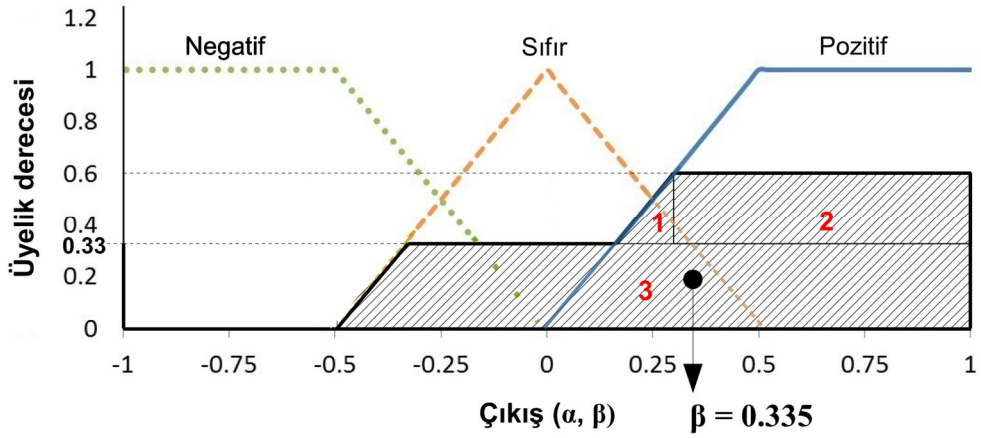
$R5 = MIN (KR_{maks.\ yüzde\ incelme}, KR_{maks.\ buruşma\ yük.}) = MIN (0.6, 0.33) = 0.33$ (Sıfır)

$R7 = MIN (KRD_{maks.\ yüzde\ incelme}, ÇKR_{maks.\ buruşma\ yük.}) = MIN (0.4, 0.66) = 0.4$ (pozitif)

$R8 = MIN (KRD_{maks.\ yüzde\ incelme}, KR_{maks.\ buruşma\ yük.}) = MIN (0.4, 0.33) = 0.33$ (pozitif)

Çıkış üyelik fonksiyonlarının (pozitif, sıfır, negatif) üyelik derecelerini hesaplamak için bu sefer Mamdani çıkarım mekanizması, bulanık kontrol algoritmasının, her bir çıkış üyelik fonksiyonu için sadece bir tane üyelik derecesine sahip olması gerektiğinden dolayı, her bir çıkış üyelik fonksiyonunun maksimum değerini seçmektedir. Dolayısı ile bu örnekte pozitif çıkış üyelik fonksiyonu 3 tane olduğundan, pozitif çıkışlardan maksimum olanı seçilmiştir. Yani pozitif= MAX(0.6, 0.4, 0.33)=0.6 olacaktır. Sıfır çıkış üyelik fonksiyonu tek olduğundan zaten sıfır çıkışının üyelik derecesi 0.33 olmuştur.

4. Çıkış üyelik fonksiyonlarının dereceleri bulunduktan sonra bu değerlerden tek bir kesin çıkış β değeri hesaplanmalıdır. Bu işlem için Şekil 3.74'te gösterilen her bir çıkış derecesi, çıkış üyelik fonksiyonuyla kesiştirilmiş ve oluşan alanın ağırlık merkezi kesin çıkış değerini vermiştir. Örnekte sıfır fonksiyonunun üyelik derecesi 0.33 olduğu için 0.33 boyunca x ekseni doğrultusunda ilerlerken sıfır fonksiyonunun altında kalan alan taranmıştır, x ekseninde ilerlerlemeye devam edilirken pozitif fonksiyonu ile kesişildiğinde bu fonksiyonun derecesi 0.6 olduğu için 0.6 değerine yükselip eksenin sonuna kadar bu değerde sabit gidilmiş ve böylece fonksiyonun altında bir alan oluşturulmuştur. Sonuçta oluşan alanların ağırlık merkezi hesaplandığında 0.335 değerine ulaşılmıştır. Bu işleme "*Durulaştırma*" adı verilmektedir. Ağırlık merkezinin hesaplanması için sonuçta oluşan alan üç basit alana bölündükten sonra her birinin ağırlık merkezinin ve alanının hesaplanmasıyla kesin çıkış β değeri hesaplanmıştır. Burada hesaplanan 0.335 β değeri, baskı plakası kuvvetinin o zaman adımında $0.335 x \Delta BPK$ değerinde artırılması gerektiği anlamına gelmektedir (Öztürk, 2015).



Şekil 3.74. Ağırlık merkezi durulaştırma yöntemi ile kesin çıkış β'nın bulunması (Öztürk, 2015)

3.3.5.2. En uygun kural tabanı matrislerinin belirlenmesi

Her bulanık kontrol sistemi bir kural tabanı matrisine ihtiyaç duymaktadır. Bu matris ise bilgi tabanı ve tecrübenin özel bir tipidir ve prosesin karar verme basamağını oluşturmaktadır. Bu çalışmada, sıvı basıncı ve baskı plakası kuvvetini bulmak için gerekli iki ayrı matris mevcuttur ve bu matrisler, yüklemelerin artırılması, azaltılması veya değiştirilmemesi gibi kararların belirlenmesi için gerekli kurallardan oluşmaktadır.

IHDÇ prosesi için sıvı basıncı ve baskı plakası kuvvetini kontrol eden en uygun kural tabanı matrisleri araştırılmış ve belirlenmiştir. Düzenlenen matrisler Choi ve ark. (2007)'dan alınmıştır ve bu matrisler birinci kural tabanı matrisi (KM) olarak isimlendirilmiştir. Fakat R_1 ve R_6 arasındaki kuralların (**Çizelge 3.11**) IHDÇ prosesi için uygun olmadığı düşünülerek bu matrisler düzenlenmiştir. Çünkü Choi ve ark. (2007), çalışmalarında R_1, R_2 ve R_3 kurallarında, minimum kalınlık çok kritik (ÇKR) olduğu zaman sıvı basıncı ve baskı plakası kuvvetini ıstampa duvarına temasın ve buruşma yüksekliğinin tüm değerleri için azaltmışlardır. Bu da, eğer minimum kalınlık %25'i geçerse giriş değişkeninin çok kritik olacağı ve yükleme profillerinin sürekli azalacağı anlamına gelmektedir (**Çizelge 3.11**). Çünkü IHDÇ prosesinde her bir zaman adımında elde edilen minimum kalınlık proses devam ettikçe artmayıp aksine azalmaktadır. Dolayısıyla yükleme profilleri de belli bir süre sonra zıt doğrultuda etki etmeye başlayacaktır. Bu durum Choi ve ark. (2007)'nın çalışmalarında minimum kalınlık giriş değişkeni proses boyunca hiçbir zaman çok kritik (ÇKR) değerine ulaşmadığı için herhangi bir sorun teşkil etmemiştir.

Çizelge 3.11. Choi ve ark. (2007) tarafından kullanılan kural tabanı matrisleri (birinci): (a) sıvı basıncının (P) kontrolü, (b) baskı plakası kuvvetinin (BPK) kontrolü için

(a)

P	Stampa duvarına temas		
Minimum kalınlık	ÇKR	KR	KRD
ÇKR	R_1 (-)	R_2 (-)	R_3 (-)
KR	R_4 (+)	R_5 (0)	R_6 (-)
KRD	R_7 (+)	R_8 (+)	R_9 (0)

(b)

BPK	Maksimum buruşma yüksekliği		
Minimum kalınlık	ÇKR	KR	KRD
ÇKR	R_1 (-)	R_2 (-)	R_3 (-)
KR	R_4 (+)	R_5 (0)	R_6 (-)
KRD	R_7 (+)	R_8 (+)	R_9 (0)

Bulanık kontrol algoritmasının kararlılığını ve doğruluğunu artırmak için, Choi ve ark. (2007) tarafından önerilen matrisler değiştirilmiş ve her bir durumda sacda oluşan maksimum yüzde incelme değerleri kıyaslanarak en uygun kural matrisi belirlenmiştir. Çalışmada, birinci, ikinci, üçüncü ve dördüncü (1.KM, 2.KM, 3.KM ve 4.KM) diye isimlendirilen dört kural tabanı matrisi **Çizelge 3.11**'deki matrislerin düzenlenmesiyle oluşturulmuş ve karşılaştırılmıştır. Oluşturulan ikinci ve üçüncü kural tabanı matrisleri Çizelge 3.12'de, dördüncü kural tabanı matrisi ise Çizelge 3.13'de verilmiştir.

Çizelge 3.12. İkinci/üçüncü kural tabanı matrisleri: (a) sıvı basıncının (P) kontrolü, (b) baskı plakası kuvvetinin (BPK) kontrolü için

(a)

P	Stampa duvarına temas		
Maksimum yüzde incelme	ÇKR	KR	KRD
ÇKR	R_1 (+)	R_2 (0)	R_3 (-)
KR	R_4 (+)	R_5 (0)	R_6 (0)
KRD	R_7 (+)	R_8 (+)	R_9 (0)

(b)

BPK	Maksimum buruşma yüksekliği		
Maksimum yüzde incelme	ÇKR	KR	KRD
ÇKR	R_1 (0)	R_2 (0)	R_3 (0)
KR	R_4 (+)	R_5 (0)	R_6 (0/-)
KRD	R_7 (+)	R_8 (+)	R_9 (0)

Çizelge 3.11a'daki matrislerden farklı olarak, Çizelge 3.12a'da gösterilen ve sıvı basıncını kontrol eden kurallar şu şekilde düzenlenmiştir: eğer maksimum yüzde incelme (veya minimum kalınlık) KR ve ıstampaya temas KRD ise sıvı basıncı değiştirilmemeli şeklinde düzenlenmiştir. Eğer maksimum yüzde incelmenin ÇKR olduğu durumda **Çizelge 3.11**a'da sıvı basıncının her durumda azaltılmasının uygun olmadığı düşünülmüştür. Çünkü maksimum yüzde incelme ve ıstampa duvarına temas ÇKR ise sıvı basıncının artırılmasının yüzde incelmenin artmasını engelleyebileceği düşünülmüştür. Yapılan bu düzenlemelerle maksimum yüzde incelmenin ÇKR satırı

için ıstampaya temas ÇKR, KR ya da KRD ise sıvı basıncı sırasıyla artırılması, değiştirilmemesi ve azaltılması şeklinde düzenleme yapılmıştır. **Çizelge 3.11**b'deki matrislerden farklı olarak, Çizelge 3.12b'de verilen ve baskı plakası kuvvetini kontrol eden kurallar ise şu şekilde düzenlenmiştir: eğer maksimum yüzde incelme ÇKR ise maksimum buruşma yüksekliğinin değeri ne olursa BPK değiştirilmemelidir. Üçüncü kural matrisi için sadece, BPK'yi kontrol eden kural matrisi olan "eğer maksimum yüzde incelme KR ve maksimum buruşma yüksekliği KRD ise BPK'yi değiştirme" durumu BPK'yi azalt (-) şeklinde değiştirilmiştir.

Çizelge 3.13. Dördüncü kural tabanı matrisleri: (a) sıvı basıncının (P) kontrolü, (b) baskı plakası kuvvetinin (BPK) kontrolü için

(a)

P	Stampa duvarına temas		
Maksimum yüzde incelme	ÇKR	KR	KRD
ÇKR	R_1 (+)	R_2 (0)	R_3 (0)
KR	R_4 (+)	R_5 (0)	R_6 (0)
KRD	R_7 (+)	R_8 (+)	R_9 (0)

(b)

BPK	Maksimum buruşma yüksekliği		
Maksimum yüzde incelme	ÇKR	KR	KRD
ÇKR	R_1 (0)	R_2 (+)	R_3 (0)
KR	R_4 (+)	R_5 (0)	R_6 (0)
KRD	R_7 (+)	R_8 (+)	R_9 (0)

Çizelge 3.13a'daki dördüncü kural matrisi oluşturulurken Çizelge 3.12a'daki matris, "eğer maksimum yüzde incelme ÇKR ve ıstampa duvarına temas KRD ise P'yi azalt" kuralı, sıvı basıncını değiştirme (0) şeklinde; Çizelge 3.13b'de görüldüğü gibi "eğer maksimum yüzde incelme ÇKR ve maksimum buruşma KR ise" durumu da BPK'yi artır (+) şeklinde düzenlenmiştir.

Çizelge 3.11'deki kural tabanı matrisleri Çizelge 3.12 ve Çizelge 3.13'deki gibi düzenlendikten sonra, bu kural tabanı matrisleri ve Choi ve ark. (2007) çalışmasındaki üyelik fonksiyonları kullanılarak 118 mm'lik sac çapı için analizler gerçekleştirilmiştir. Metot, ıstampa uç radyüsü kalıp radyüsüne erişinceye kadar çalışamadığı için, analizlerde ilk 10 mm ıstampa ilerlemesi için 2 ve 3.7 MPa'lık başlangıç basınçları kullanılmıştır. Ayrıca şekillendirme başlangıcında sacı tutması için 2.5 kN'lik bir başlangıç baskı plakası kuvveti değeri kullanılmıştır.

3.3.5.3. Önerilen desteksiz bölge kontrolü kriteri ile ıstampa duvarına temas kriterinin karşılaştırılması

Bu bölümde, ilk olarak IHDÇ prosesinde önerilen yöntem (desteksiz bölge kontrolü kriteri) ve Choi ve ark. (2007) tarafından önerilen yöntem (ıstampa duvarına temas kriteri) kullanılarak, Choi ve ark. (2007) çalışmasında verilen kural tabanı matrisleri ile yükleme profilleri elde edilmiştir. Analizler 110 mm sac çapı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Istampa duvarına temas kriterinde ıstampa uç radyüsü kalıp radyüsüne erişinceye kadar bulanık kontrol algoritması çalışmadığı için 10 mm ıstampa strokuna denk gelen 0.003 s analiz süresine kadar 2.5 ve 5 MPa basınç değerleri elle girilmiştir. Sonuçta her iki yöntemin hesapladığı yükleme profilleri ve sacda meydana getirdiği yüzde incelme değerleri karşılaştırılmıştır.

Daha sonra HDÇ prosesinde her iki yöntemle, en uygun kural tabanı matrisleri kullanılarak, yükleme profilleri elde edilmiş ve sacda meydana gelen yüzde incelmeler karşılaştırılmıştır. Istampa duvarına temas kriterini içeren analizlerde ilk 10 mm ıstampa stroku için 15 ve 20 MPa başlangıç basınçları kullanılmıştır. Analizler 118 mm'lik sac çapları kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

Kriterlerin bir diğer karşılaştırması SÇO'lar üzerinden yapılmıştır. Önerilen desteksiz bölge kontrolü kriteri ve ıstampa duvarına temas kriteri ile ulaşılabilen SÇO'lar analizler yoluyla belirlenmiştir. Analizlerle SÇO belirlenirken her iki yöntemde optimum olarak belirlenen yükleme profilleri kullanılarak farklı sac çaplarıyla analizler yapılmıştır. Hasar kriteri olarak %20 yüzde incelme değeri kullanılmıştır. Sac çapı 110 mm'den başlanarak ve birer mm artırılarak sınır çekme oranları bulunmuştur.

3.3.5.4. Başlangıç sac çapı değişiminin yükleme profillerine etkisi

Bu bölümde 112M913 numaralı TÜBİTAK projesi kapsamında HDÇ prosesine sac çapının etkisi ile ilgili yapılan çalışmalar aynı zamanda Öztürk (2015) çalışmasında kullanılmıştır.

Burada başlangıç sac çapının yükleme profillerini etkisi HDÇ ve IHDÇ prosesinin analizlerinde sac çapı değiştirilerek sonuçta elde edilen yükleme profillerinin karşılaştırılması yoluyla araştırılmıştır. Analizlerde sac çapı olarak 100, 110 ve 125 mm değerleri kullanılmıştır. Her prosesin analizinde sadece sac çapı değiştirilmiş, diğer şartlar her bir analizde aynı kalmıştır.

3.3.5.5. Sürtünme katsayısının optimum yükleme profillerine etkisi

Bu bölümde 112M913 numaralı TÜBİTAK projesi kapsamında yapılan çalışmalar aynı zamanda Öztürk (2015) çalışmasında kullanılmıştır.

Burada sacın kalıp ve baskı plakası ile olan sürtünme katsayısının optimum yükleme profillerine etkisini araştırmak için HDÇ analizlerinde temas tanımından sacın kalıp ve baskı plakası arasındaki sürtünme katsayısı olarak bu tür proseslerde literatürde karşılaşılan değerlerden 0.05, 0.07 ve 0.09 değerleri girilerek analizler gerçekleştirilmiştir. İlk olarak 98 mm'lik çapa sahip bir sac ile analizler yapılmıştır. Bu

analizler sonucunda BMKA ile hesaplanan yükleme profilleri ile analiz sonucunda elde edilen sac kalınlıkları karşılaştırılarak sürtünme katsayısının etkisi ortaya koyulmuştur. Daha sonra yine %20'lik maksimum yüzde incelme hasar kriteri kullanılarak bu üç sürtünme katsayısında ulaşılan sınır çekme oranları belirlenmiştir.

3.3.5.6. Sıcaklığın optimum yükleme profillerine etkisi

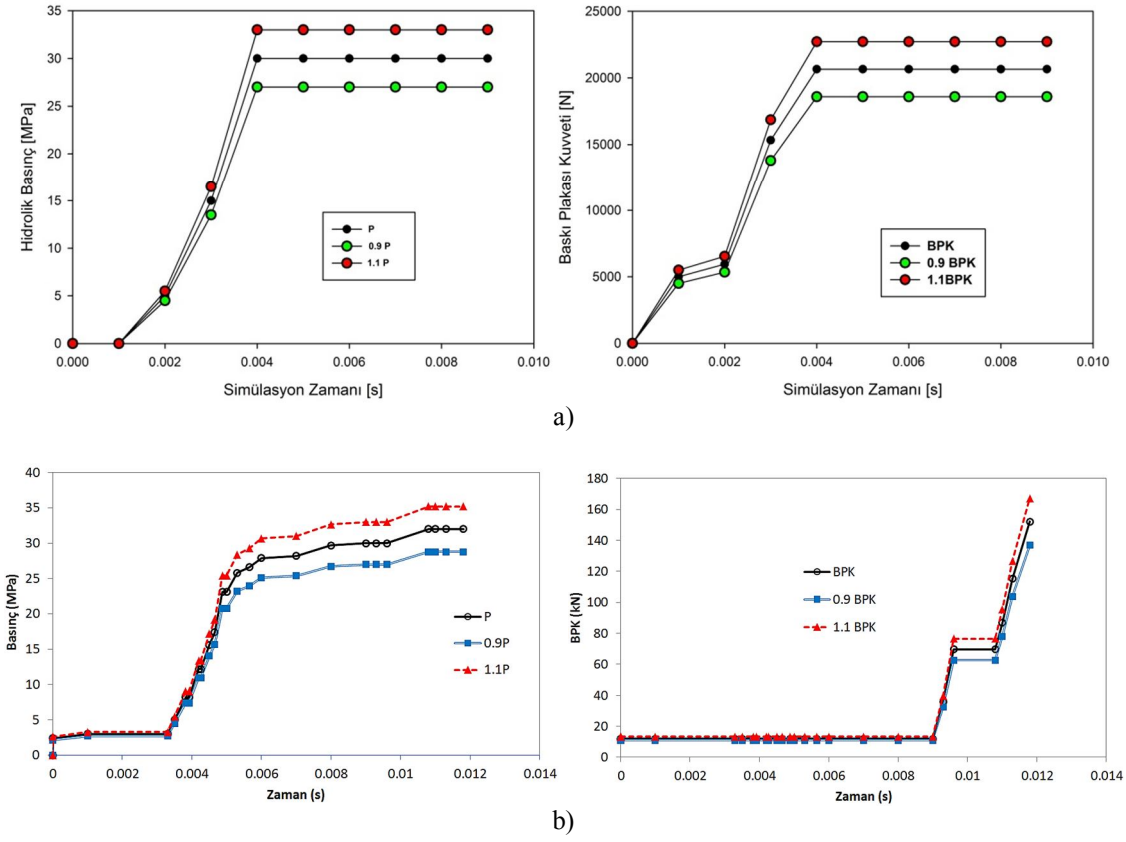
Kalıp sıcaklığının farklı değerlerde olması durumunda yükleme profillerinin nasıl değişeceğinin bulunabilmesi için 100 mm sac çapı kullanılarak 180, 220, 260 ve 300 °C kalıp sıcaklıklarında BMKA ile optimum yükleme profilleri hesaplatılmış ve yükleme profilleri birbirleriyle karşılaştırılmıştır. Bu analizlerde ıstampa sıcaklığı 25 °C olarak kabul edilmiştir.

Burada ayrıca deneylerdeki gibi kalıp sıcaklığının proses sırasında değişmesi durumunda optimum yükleme profillerinin nasıl etkilendiği konusunda da bir çalışma yapılmıştır. Bu amaçla Bölüm 3.3.2.5'de anlatılan deney şartlarında kalıpların sıcaklık değişimi Çizelge 3.8'de verildiği gibi her bir kalıp bölgesi için modellenmiş ve bu durumdaki optimum yükleme profilleri hesaplatılmıştır. Sonuçta elde edilen yükleme profilleri ve sacın kalınlık dağılımı ile kalıp sıcaklığının sabit olarak modellendiği durumda hesaplanan yükleme profilleri karşılaştırılarak proses sırasında kalıpların sıcaklık değişiminden yükleme profillerinin nasıl etkilendiği bulunmuştur.

3.4. Sıvı Basıncı ve Baskı Plakası Kuvveti Profillerindeki Değişimin IHDÇ Prosesine Etkisinin Araştırılması

IHDÇ prosesinde başarılı bir şekillendirme yapabilmenin önemli bir gereği de proses parametrelerinin, proses ve şekillendirilen parça üzerindeki etkilerini tam olarak bilmektir. Sıcaklıkla birlikte sıvı basıncı (P) ve baskı plakası kuvvetinin (BPK) proses üzerindeki birleştirilmiş etkilerinin araştırılması için Halkacı ve ark. (2014) çalışmasında deneme ve yanılma yöntemi ile ve bu çalışmada BMKA ile optimum olarak belirlenmiş olan sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti profilleri belirli yüzdelik oranlarda değiştirilerek analiz yapılmış ve sonuçta elde edilen parçaların kalınlık dağılımları ve maksimum yüzde incelmeler değerlendirilmiştir. Halkacı ve ark. (2014) çalışmasındaki yükleme profillerinin kullanıldığı analizlerde sac çapı 100 mm iken BMKA ile belirlenmiş yükleme profillerinin kullanıldığı analizlerde 110 mm dir. Bu

kapsamda belirtilen yükleme profilleri ilk olarak 1.1 ve 0.9 katsayıları ile çarpılarak profillerde ± %10 değerinde bir değişkenlik sağlanmıştır. Elde edilen P ve BPK profilleri **Şekil 3.75**'te görülmektedir. Ardından mevcut ve yeni oluşturulan yükleme profilleri ile 9 farklı simülasyon kombinasyonu oluşturulmuştur. Oluşturulan bu kombinasyonlar Çizelge 3.14'da verilmiştir. Çizelgede verilen 9 farklı simülasyon gerçekleştirildikten sonra şekillendirilmiş sacların merkezinden kenarına olan eğrisel mesafe boyunca alınan kalınlık değişimleri ve her simülasyonda sacda oluşan maksimum yüzde değerleri varyans analizi (ANOVA) metoduyla değerlendirilerek parametrelerin proses üzerindeki etkileri ve önemi ortaya koyulmuştur. Böylece yükleme profillerindeki değişikliğin prosese etkisi konusunda bir yargıya varılmıştır.



Şekil 3.75. %10 oranında değiştirilmiş sıvı basıncı (P) ve baskı plakası kuvveti (BPK) profilleri a) Halkacı ve ar. (2014) çalışmasında b) Bu çalışmada kullanılan optimum yükleme profilleri

Çizelge 3.14. Farklı katsayılı yükleme profilleri ile oluşturulmuş simülasyon kombinasyonları

Simülasyon No	1	2	3	4	5	6	7	8	9
P	P	P	P	1.1P	1.1P	1.1P	0.9P	0.9P	0.9P
BPK	BPK	1.1BPK	0.9BPK	BPK	1.1BPK	0.9BPK	BPK	1.1BPK	0.9BPK

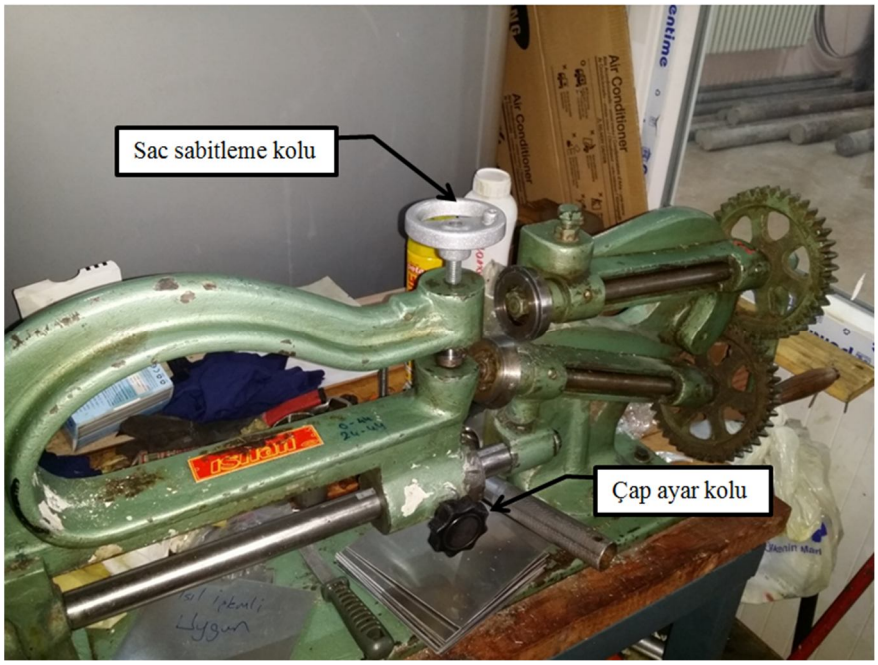
3.5. Ilık Hidromekanik Derin Çekme Deneylerinin Yapılması

3.5.1. Numune hazırlama

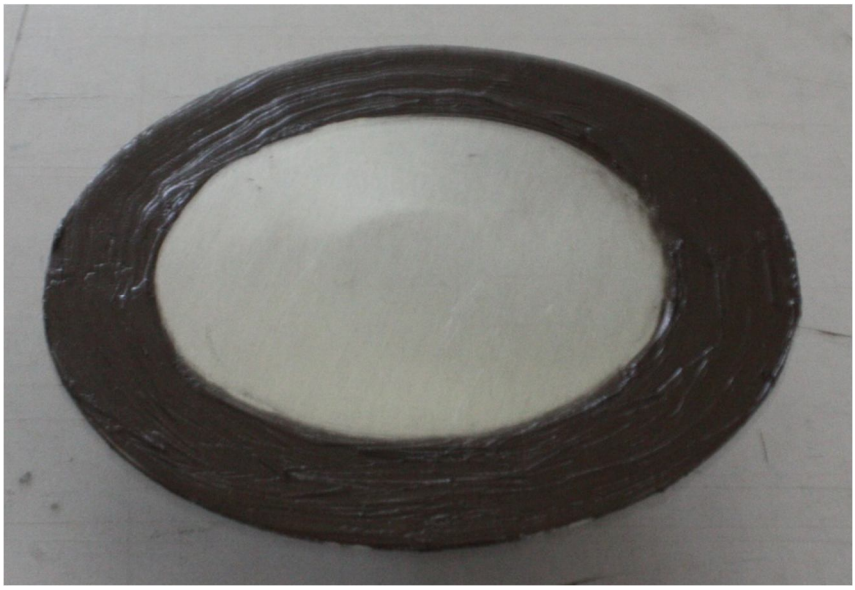
Bu çalışmada gerçekleştirilen Ilık Hidromekanik Derin Çekme (IHDÇ), Ilık Derin Çekme (IDÇ) ve Hidromekanik Derin Çekme (HDÇ) proseslerinde şekillendirilen numunelerin hazırlık aşamaları şu şekildedir:

- Satın alınan ve boyutu 1m x 2m olan AA5754 sac levhalar öncelikle tavlama aşamasında fırına girebilmesi ve kesilecek çapa uygun olması açısından giyotin makas ile 15cm x 15cm boyutlarında kesilmişlerdir.
- Malzemeler tavlandıktan sonra şekillendirilecek çapta **Şekil 3.76**'da görülen sac kesme makinası kullanılarak dairesel bir şekilde kesilmişlerdir.
    - Sac kesme makinasında kesme işleminde sacın tam dairesel kesilmesi önemlidir. Aksi takdirde şekillendirme prosesinin başarısı olumsuz yönde etkilenmektedir.
    - Sacın tam dairesel olarak kesilebilmesi için
        1. Sac kesme ağzına tam temas etmelidir
        2. Çap ayar kolu ile sac sabitleme kolu tam olarak sıkılmalıdır. (Numune hazırlanırken elle sıkma yetmediği için çekiçle vurarak kolun tam sıkılması sağlanmıştır)
- Kesilen dairesel sacın yağlanması sırasında eli kesmemesi için kenarları eğelenmiştir. Gres formundaki bakır pasta sacın her iki yüzeyine elle sürülmüştür (Şekil 3.77).

Deneylerde kullanılan sac çapları her bir proseste SÇO belirlendiği için değişkendir. Bu nedenle 95 mm ile 130 mm arasında çok farklı çaplarda saclar kesilerek SÇO'yu verecek çap belirlenmeye çalışılmıştır.



Şekil 3.76. Dairesel sac kesme makinası



Şekil 3.77. Bakır pasta ile sacın yağlanması

3.5.2. Deneylerin yapılması

IHDÇ prosesinin sistem tasarımı, prosesin uygulanabilirliğinin araştırılması, sıvı basıncı ve BPK profillerinin optimum değerleri ile kalıpların optimum sıcaklıklarının bulunması gibi araştırmalar silindirik parça üretimi üzerinden yapılmıştır. Daha sonra geliştirilen yöntemlerin endüstriyel parçalar için de uygunluğunun gösterilmesi için endüstriyel bir parçanın üretim deneyleri gerçekleştirilmiştir.

IHDÇ prosesi için tasarlanan farklı kalıplarda birçok deneme yapılmakla birlikte asıl deneyler eksenel metal sızdırmazlık elemanı C-Ringin kullanıldığı **Şekil 3.41**'de görülen kalıplarda gerçekleştirilmiştir. IHDÇ deneyleri yapılırken pres üzerindeki aspiratör çalıştırılarak ortamın yağdan çıkan dumandan etkilenmemesi sağlanmıştır. Hidro-şekillendirme laboratuvarında yapılan çalışmalarda EK-1'de verilen "Hidro-şekillendirme Laboratuvarında Bulunan Makine ve Ekipmanların Kullanım ve Güvenlik Talimatları" uygulama ve güvenlik talimatlarına uyulmuştur.

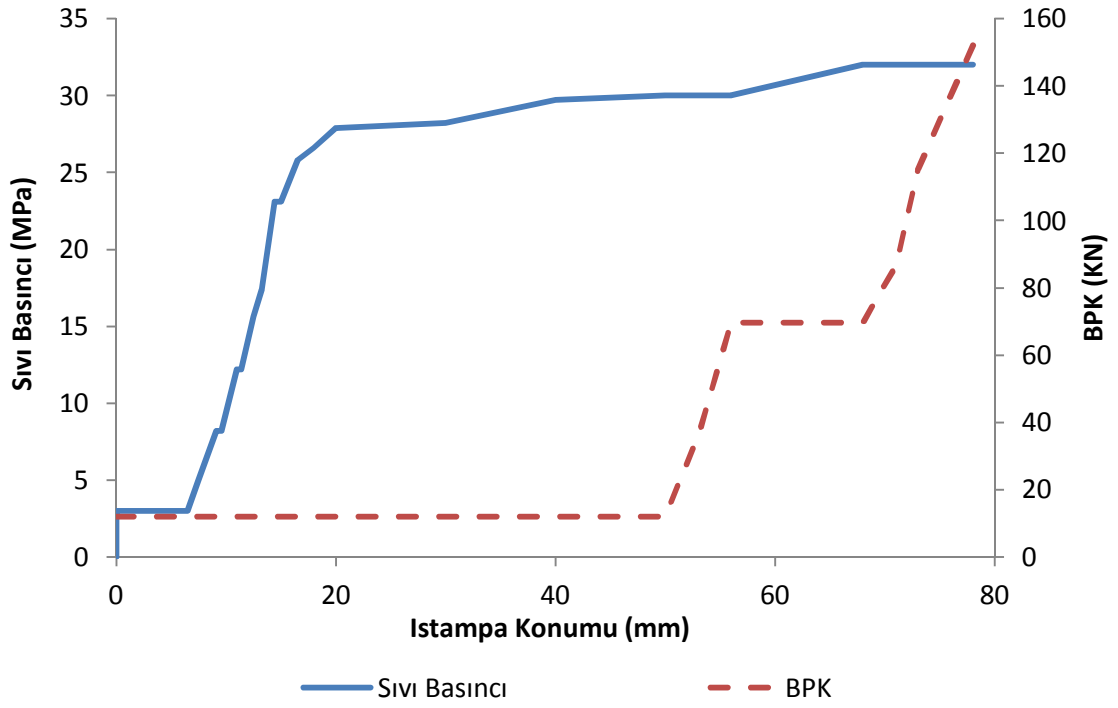
IHDÇ deneylerinin gerçekleştirilme prosedürü şu şekildedir:

- Hazırlanan numune baskı plakası üzerine tam merkezli olacak şekilde yerleştirilir
- Baskı plakası birkaç ton kuvvetle kapatıldıktan sonra ön doldurma işlemi yapılarak kalıbın içerisine ve basınç yükselticiye basınçlandırılacak sıvı doldurulur
- Sıcaklık kontrol ünitesinden ısıtma için gerekli ayarlar girilir ve ısıtma işlemi başlatılır
- Isıtma sırasında ıstampa saca temas etmeyeceği bir konumda bekletilir
- Kalıplar hedeflenen sıcaklığa ulaştıktan sonra ıstampa saca temas ettirilir
- Ön basınç uygulanarak, ıstampanın sacın merkezini soğutması için 30-40 s beklenir
- Soğutulan ıstampa ilerletilir, bu sırada daha önceden belirlenerek kontrol sistemine girilmiş olan optimum sıvı basıncı ve BPK değerleri uygulanarak sac malzeme şekillendirilir

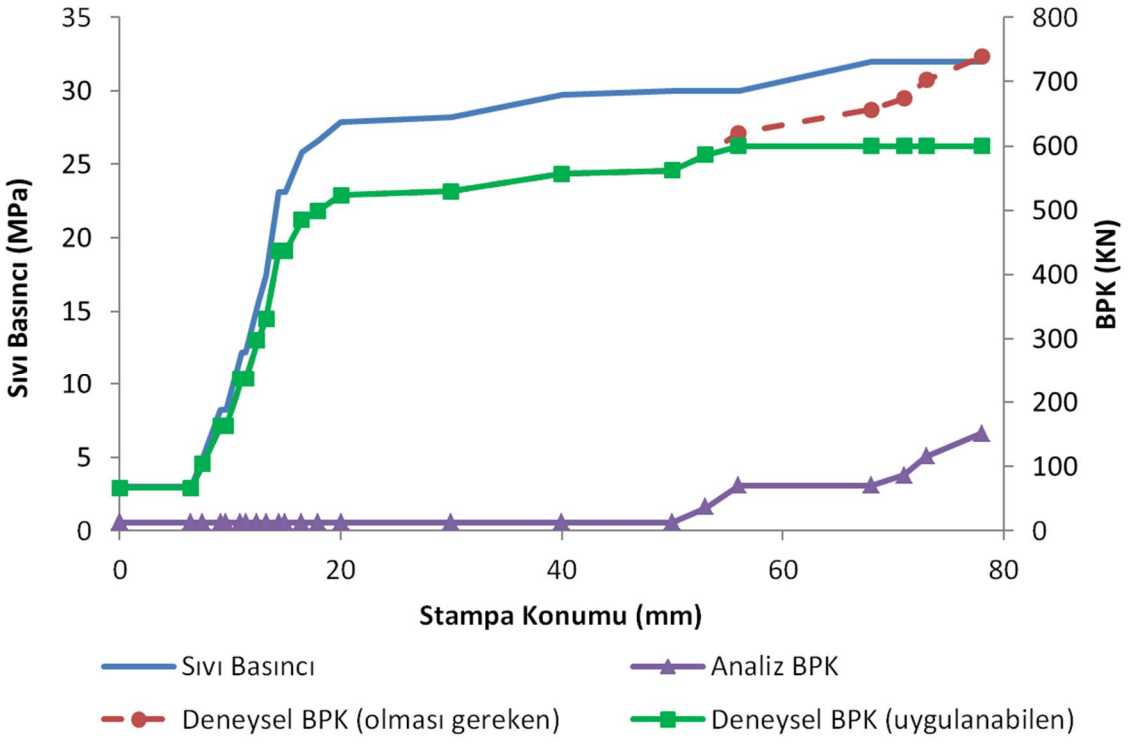
Bazı IHDÇ deneylerinde ıstampa saca temas ederken kalıplar ısıtılmış bu durumda ön basınç uygulandıktan sonra belirli bir süre beklenmemiştir. Ancak bu şekilde yapılan deneylerde kalıpların ısınma süresi uzamıştır.

Bu çalışmanın esas amacı IHDÇ presinde sıvı basıncı ile BPK'nin optimum değerlerinin belirlenerek eş zamanlı olarak uygulanmasıyla IHDÇ prosesinde şekillendirilebilirlik artışının ortaya koyulmasıdır. Bu kapsamda deneylerde, SEA ile eş zamanlı çalışan BMKA ile optimum değerleri belirlenmiş olan yükleme profilleri uygulanmıştır. Optimum yükleme profilleri belirlenmeden önce en yüksek şekillenmeye izin veren kalıp sıcaklıkları yine SEA ile belirlenmiştir. Buna göre 300°C kalıp ve 25°C ıstampa sıcaklığında IHDÇ prosesinde en yüksek şekillendirilebilirliğin elde edileceği belirlenmiştir. Optimum yükleme profilleri bu kalıp sıcaklıklarında ve analizlerde

başarıyla şekillendirilebileceği tahmin edilen en büyük sac çapı için bulunmuştur. Bu nedenle farklı sac çapları için birçok analiz gerçekleştirilmiştir. Sonuçta 124 mm sac çapı için en yüksek şekillendirilebilirliği veren yükleme profilleri Şekil 3.78'de görüldüğü gibi belirlenmiştir ve IHDÇ prosesinin SÇO'sunun belirlendiği deneylerde bu profiller kullanılmıştır. Şekil 3.78'de verilen yükleme profilleri analizin çeyrek model için optimum olarak hesapladığı değerlerdir. Bu yükleme profilleri deneylerde uygulanırken BPK değerleri 4 ile çarpılmıştır. Deneylerde sıvı basıncı BP'yi açmaya (baskı plakasını sac yüzeyinden ayırmaya) çalıştığı için, sıvı basıncının BP'yi açma etkisini yenecek kadar silindirin tablaya uyguladığı kuvvet artırılmıştır. Silindirin tablaya uygulaması gereken bu kuvvet Bölüm 3.1.6.1'de verilen 3.3 nolu denklemle hesaplanmıştır. Sonuçta analizlerde Şekil 3.78'deki gibi belirlenmiş olan yükleme profilleri deneylerde **Şekil 3.79**'da görüldüğü gibi uygulanmıştır. Grafikte deneysel BPK'nın hesaplanan profili ile deneylerde uygulanabilen profili ayrıdır. Presin baskı plakası silindirinin kuvvet kapasitesi 600 KN olduğu için BPK profillerinde 600 KN değerinin geçildiği durumlarda, profil 600 kN değerinde sabit olarak uygulanabilmiştir. İleride Bölüm 4.7'de anlatıldığı gibi BMKA ile bulunan BPK profilinin %10'luk değişimi prosesi etkilemediği için bu durum kabul edilebilir bir yaklaşım olarak değerlendirilmiştir. Silindirik kap deneylerinde karşılaşılan diğer bir problem, 75 mm yüksekliğin geçildiği parçalarda, ıstampa boyunun sacın sonuna kadar çekilmesi için yeterli olmamasıdır. Bu durumlarda ıstampa en fazla 75 mm ilerletilmiş ve şekillendirilen parçalarda bir miktar flanş bırakılmak zorunda kalınmıştır. Edinilen deneyimlerden, bu oranda şekillendirilen bir sac genellikle sonuna kadar sorunsuz olarak şekillendirilebilmektedir.



Şekil 3.78. Silindirik kap IHDÇ prosesinde en yüksek şekillendirilebilirlik için analizlerle belirlenmiş olan yükleme profilleri

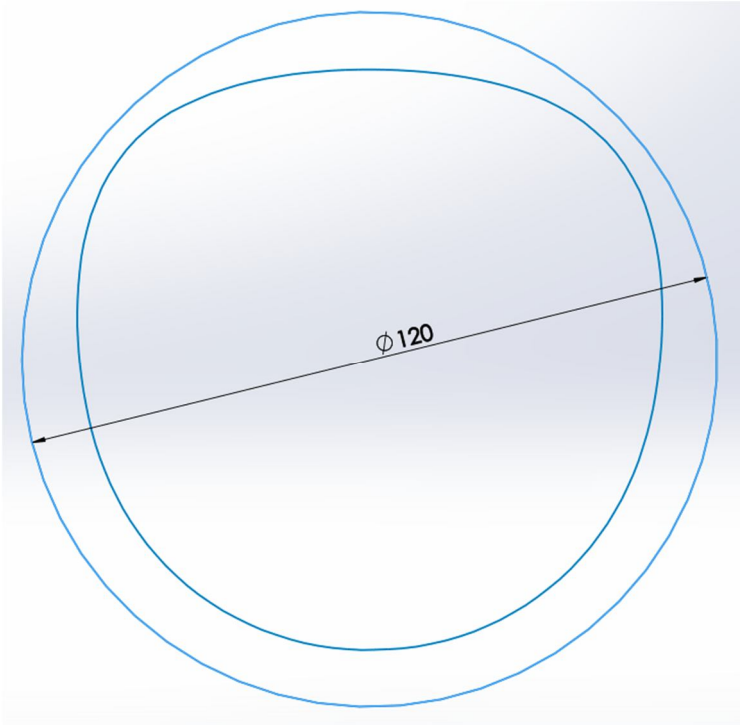


Şekil 3.79. Analizlerde Şekil 3.78'deki gibi belirlenen yükleme profillerinin IHDÇ deneylerinde uygulanması

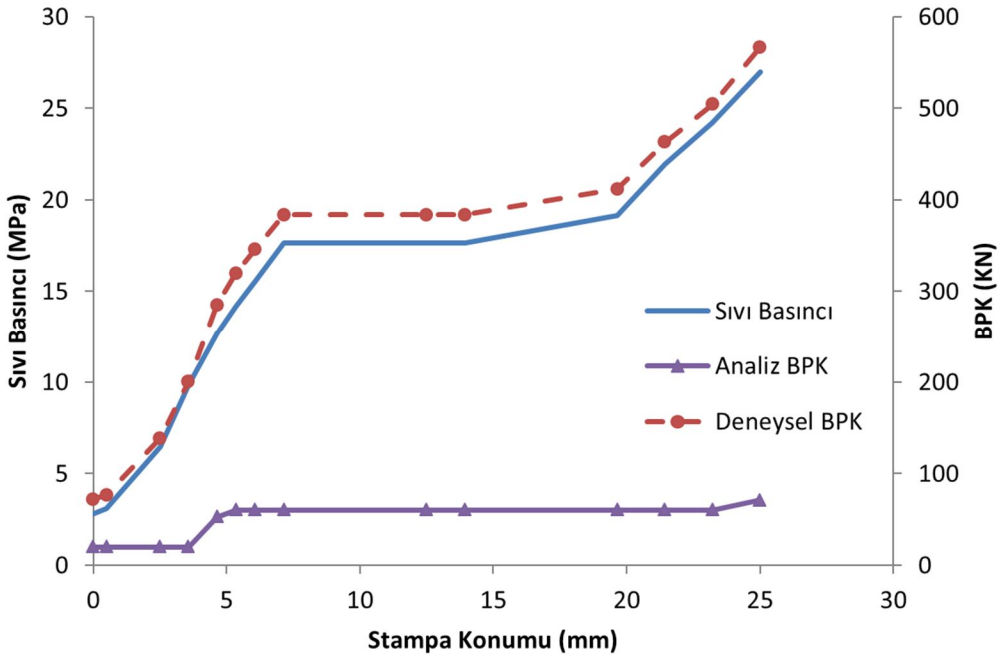
Endüstriyel parça üretiminde sınır çekme oranı belirlenmediği için sabit bir sac çapı kullanılarak parça üretilmiştir. Analizlerde endüstriyel parçanın sahip olması

gereken ilkel sac geometrisi Dynaform yazılımının Blank Size Engineering modülünde Şekil 3.80'de içte bulunan geometrideki gibi hesaplatılmıştır. Ancak bu geometrinin lazer kesim tezgâhında kesilmesi gerektiği ve dairesel geometriye yakın olması nedeniyle daha pratik olması için 120 mm çapında saclar **Şekil 3.76**'daki sac kesme makinasında kesilmiştir. 120 mm sac çapı deneylerde 110 mm sac çapından başlayarak denemeyle, 25 mm parça boyunun sonuna kadar çekilip, sıvının sızmaması için bir miktar flanş bırakılacak şekilde belirlenmiştir. Endüstriyel parçanın IHDÇ prosesiyle şekillendirilmesi için analizlerde belirlenen ve deneylerde uygulanan yükleme profilleri **Şekil 3.81**'de görülmektedir.

Bu çalışmada IHDÇ prosesinin IDÇ ve HDÇ prosesleriyle karşılaştırılabilmesi amacıyla hem silindirik parça hem de endüstriyel parça üretimi bu iki prosesle de gerçekleştirilmiştir. IDÇ prosesinde yukarıdaki adımlardan sıvıyla ilgili olanları, HDÇ deneyinde de sıcaklıkla ilgili olanları hariç tutularak deneyler IHDÇ'ye benzer şekilde yapılmıştır. Her iki proses için de yine SEA ile eş zamanlı çalışan BMKA ile optimum yükleme profilleri belirlenmiştir.

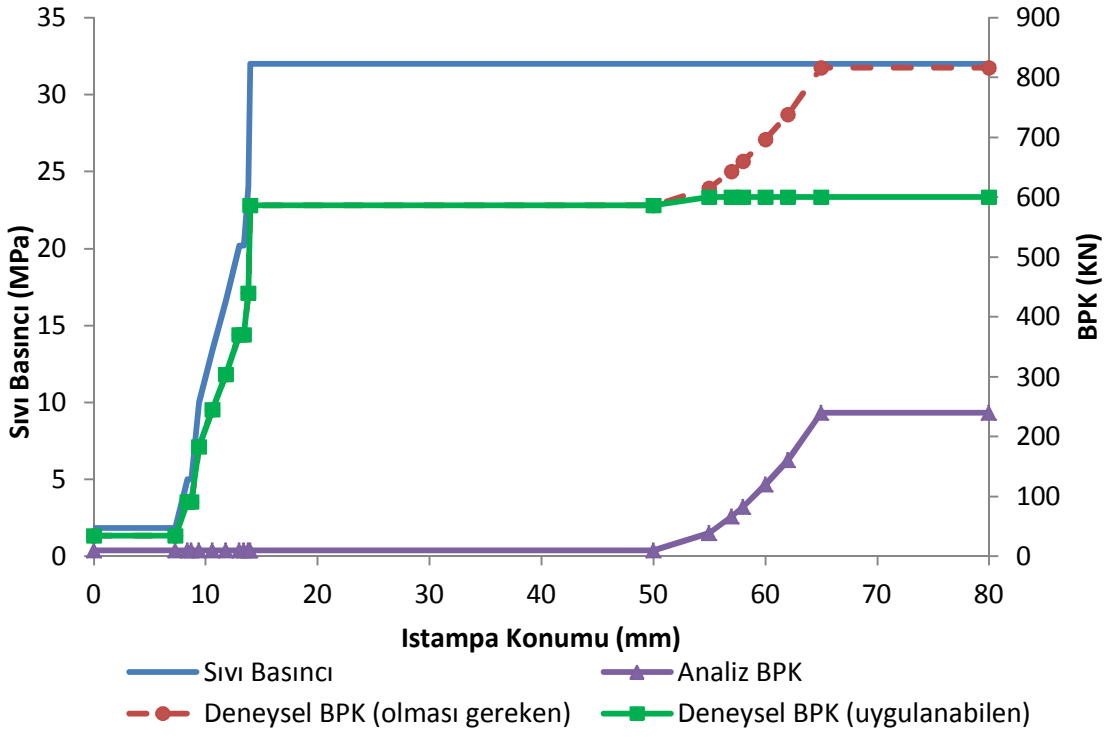


Şekil 3.80. Endüstriyel parça üretiminde kullanılan sac geometrisi (deneylerde kullanılan 120 mm çaplı geometri ve analizlerden elde edilen sac şekli)

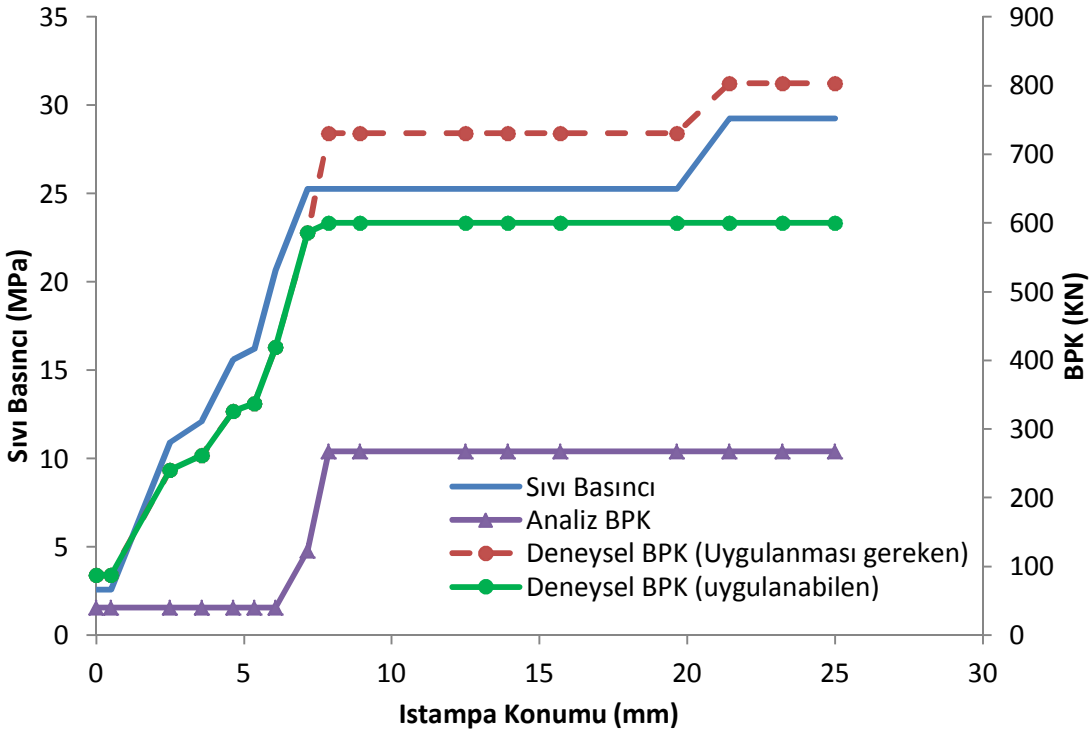


Şekil 3.81. Endüstriyel parça IHDÇ prosesi için uygulanan yükleme profilleri

Silindirik kabın HDÇ prosesinde 124 mm çaplı sac için analizlerden elde edilen ve deneylerde uygulanan optimum yükleme profilleri **Şekil 3.82**'de verilmiştir. Yine 120 mm çapındaki sacın kullanıldığı endüstriyel parçanın HDÇ prosesiyle üretilmesinde kullanılan yükleme profilleri ise Şekil 3.83'de verilmiştir.

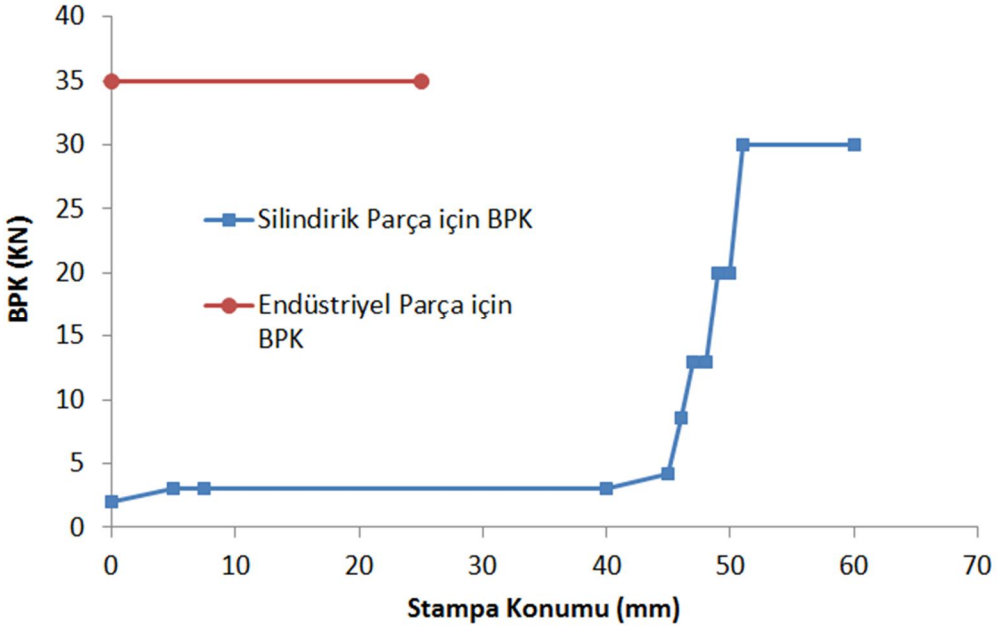


Şekil 3.82. Silindirik kap HDÇ Prosesi için uygulanan yükleme profilleri



Şekil 3.83. Endüstriyel parça HDÇ Prosesi için uygulanan yükleme profilleri

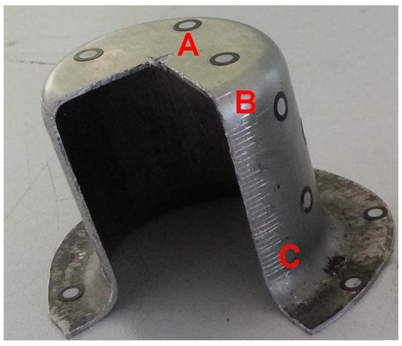
IDÇ prosesinde sıvı basıncı uygulanmamakla birlikte sac üzerine uygulanması gereken optimum BPK profili aynı yöntemle belirlenmiştir. IHDÇ prosesinde maksimum şekillendirilebilirliğin gerçekleştiği 300°C kalıp ve 25°C ıstampa sıcaklıkları için 105 mm çapa sahip sacın analizlerinde belirlenen ve deneylerde uygulanan BPK profili **Şekil 3.84**'de görülmektedir.



Şekil 3.84. IDÇ prosesiyle silindirik kap ve endüstriyel parça üretiminde kullanılan BPK profili

3.6. Şekillendirilen Parçaların Kalınlıklarının Ölçülmesi

IHDÇ prosesinde sıcaklığın, baskı plakası kuvvetinin ve sıvı basıncının üretilen parçalara etkisinin araştırılabilmesi ve IHDÇ, IDÇ ve HDÇ proseslerinin birbiriyle karşılaştırılabilmesi amacıyla, bu yöntemlerle şekillendirilmiş parçaların kalınlık dağılımları ölçülmüştür. Kalınlık ölçümü için ilk olarak parçalar **Şekil 3.85**'teki gibi kesilmiş ve ölçüm yapılacak konumlar bir mihengir ile işaretlendikten sonra 0.01 mm hassasiyete sahip bir kalınlık mikrometresi (**Şekil 3.86**) ile ölçülmüştür. Bu ölçüm yöntemi zahmetli olduğu ve uzun sürdüğü için bir Ultrasonik kalınlık ölçer satın (Şekil 3.87) alınmıştır. Ultrasonik kalınlık ölçerin çözünürlüğü 0.001 mm dir. Bu kalınlık ölçerin ölçüm hassasiyetini belirlemek için **Şekil 3.85**'te görülen parçanın, merkezinden cidar sonuna kadarki A-B-C hattı boyunca kalınlık dağılımı üç operatör tarafından üçer tekrarlı olarak ölçülmüştür. Sonuçta her bir operatörün ölçüm ortalaması ve mikrometre ile yapılan ölçüm sonucu **Şekil 3.88**'de görüldüğü gibi elde edilmiştir. Yapılan ölçümlerde her bir konumdaki standart sapma değerleri hesaplandığında Operatör 1 ve Operatör 2 için standart sapmaların ortalaması 0.005 mm, Operatör 3 için de 0.01 mm bulunmuştur. Bu değerlerin de ortalaması alınarak ultrasonik kalınlık ölçer ile ölçüm yapmanın belirsizlik değeri %70 güvenilirlikle 0.007 mm olarak elde edilmiştir. Mikrometre ile yapılan ölçüm sonucunda özellikle ıstampa radyüsü bölgesinin sonuçları ultrasonik kalınlık ölçer sonucundan farklı çıkmıştır. Her iki cihazla yapılan ölçümlerde, mikrometrenin ve ultrasonik kalınlık ölçerin probunun, ölçülen yüzeye tam olarak dik tutulması, ölçüm sonucunun doğruluğu açısından önemlidir. Ultrasonik kalınlık ölçerde probun tutma açısı değiştirilirken ekrandan en küçük değerin okunduğu an probun yüzeye en dik olduğu konumdur. Mikrometrenin dik tutulup tutulmadığıyla ilgili böyle bir kontrol olmadığı için ultrasonik kalınlık ölçer ile yapılan ölçüm sonuçları daha güvenilirdir.



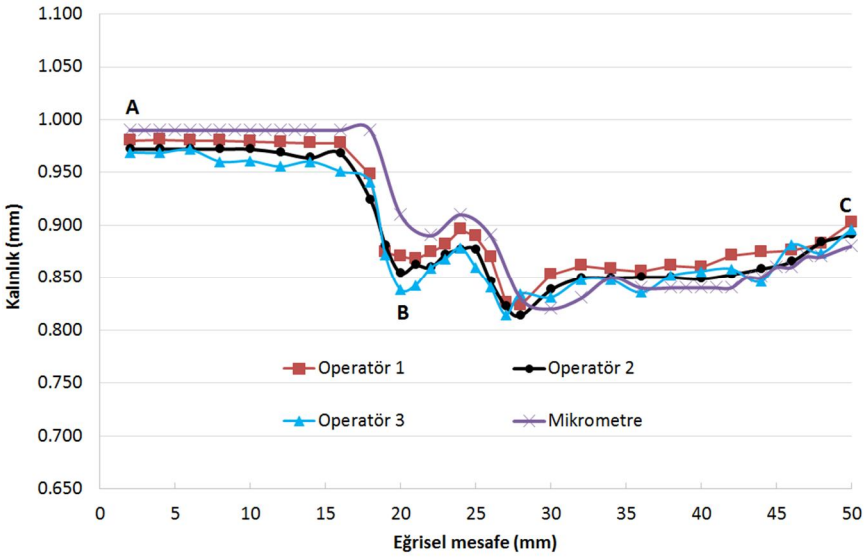
Şekil 3.85. Kalınlık ölçümü için kesilmiş parçalar



Şekil 3.86. Kalınlık mikrometresi



Şekil 3.87. Ultrasonik kalınlık ölçer



Şekil 3.88. Mikrometre ve ultrasonik kalınlık ölçer ile yapılan kalınlık ölçümü sonuçları

Şekillendirilmiş parçaların kalınlık dağılımları hadde doğrultusunda ve hadde doğrultusuna dik doğrultuda merkezden kalıp radyüsü başlangıcına kadar olan hat boyunca ölçülmüştür. Ölçümlerin yapıldığı konumlar, parça üzerine **Şekil 3.89**'da görüldüğü gibi milimetrik kağıt yapıştırılarak belirlenmiştir.



Şekil 3.89. Ultrasonik kalınlık ölçer ile parçaların kalınlık ölçümü

3.7. Sistem Performansının ve Tekrarlanabilirliğinin Ölçülmesi

Kurulan ılık hidromekanik derin çekme sisteminde yüksek güvenilirlikte deneyler yapılabilmesi için ısıtma ve soğutma sistemlerinin performansları ölçülmüş, sızdırmazlık ve yalıtım için geliştirilen teknikler farklı sıcaklık ve basınç şartlarında test edilmiştir. Bundan başka IHDÇ deneylerinin geniş bir aralıkta doğru ve tekrarlanabilir

bir şekilde yapıldığının garanti edilmesi için sıvı basıncı ve baskı plakası profillerinin tekrarlanabilirlik ve robustluk performansları doğrulanmıştır.

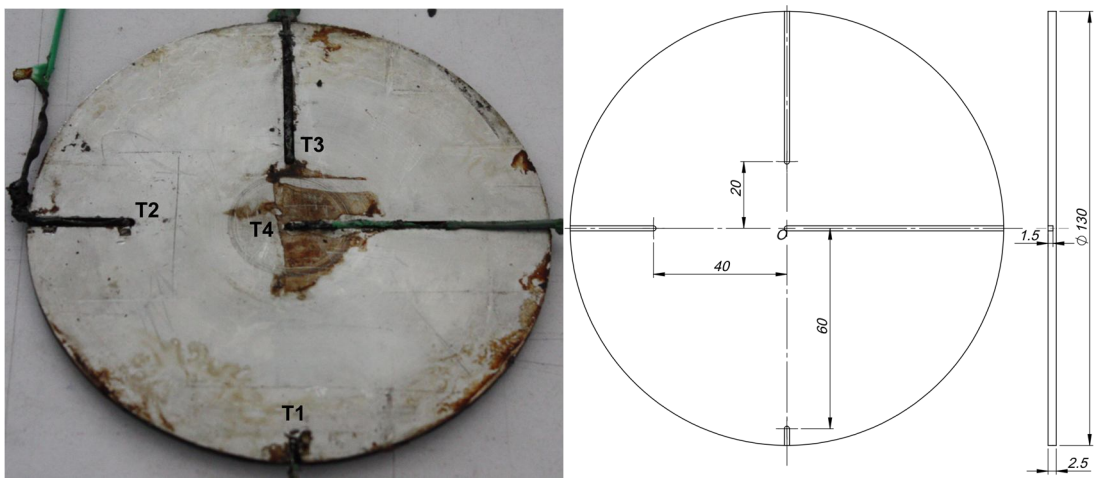
3.7.1. Kalıpların ısıtma ve ıstampanın soğutma performansı

Deneylerin gerçekleştirildiği sıcaklıkların doğru bir şekilde ifade edilebilmesi için kalıpların hedeflenen sıcaklıklara ısıtılma performansı ölçülmüştür. Kalıpların hedef sıcaklığa ulaşma süresi, bu sıcaklıkta kalıpların sahip olduğu sıcaklık dağılımı, kalıp sıcaklığının kontrol hassasiyeti IHDÇ sisteminde gerçekleştirilen ısıtma testleri ile ölçülmüştür. Isıtma testleri şu şekilde gerçekleştirilmiştir:

- Sac kalıplar arasına yerleştirilmiş,
- 100 KN civarında bir kuvvetle kalıplar arasında sıkıştırılmış,
- Kontrol ünitesinden hedef kalıp sıcaklık değeri girilmiş,
- Kalıplar ısınırken 30 saniye aralıklarla kontrol ekranının fotoğrafı çekilmiş ve fotoğraflardan elde edilen veriler Excel programına aktarılarak toplam 8 adet termokuplдan elde edilen bilgilerle, her termokuplun ısınma eğrisi çizilmiştir.

Kalıplar hedeflenen sıcaklıklara ulaştıktan sonra yapılan deneylerde sac şekillendirilirken soğuk ıstampaya temas ettiği için kalıp sıcaklığında azalma meydana gelmektedir. Bu azalmanın değeri 60-70 saniye civarında süren şekillendirme işlemi sırasında kontrol ekranının videosunun çekilmesiyle kayıt altına alınmıştır.

IHDÇ deneyinin belirli bir sıcaklıkta gerçekleştirildiği söylendiğinde aslında burada kastedilen sac sıcaklığıdır. Bu nedenle **Şekil 3.90**'daki gibi 130 mm çapa, termokupları yerleştirebilmek için de 2.5 mm kalınlığa sahip bir fixtür hazırlanmış ve kalıplar belirli sıcaklıklara ısıtıldığı zaman sac malzemelerin sahip olduğu sıcaklıklar hakkında bilgi edinilmeye çalışılmıştır. Fixtür üzerine 4 adet termokupl, biri merkeze diğerleri de merkezden 20, 40 ve 60 mm uzaklığa yerleştirilmiştir. Kalıplar 300 °C sıcaklığa kadar ısıtılırken, kalıpların arasına yerleştirilen fixtür üzerindeki termokupların sıcaklıkları **Şekil 3.53**'de görülen ölçüm cihazı yardımıyla 30 saniye aralıklarla kaydedilmiştir. Ölçüm cihazına aynı anda 2 adet termokupl bağlanabildiği için fixtür üzerindeki 4 adet termokuplun ısınma performansı iki adet deney ile ölçülebilmiştir.



Şekil 3.90. Fixtür üzerine yerleştirilen termokupların yerleri

Kalıpların ısıtılmasının yanında ıstampanın soğutma performansı da ölçülmüştür. Sıcaklık ıstampanın uç tarafında bulunan termokupldan ölçülmüştür. Istampanın soğutma performansına devir daim suyunun sıcaklığı ve debisi etki etmektedir. Soğutma sisteminden soğutma suyunun sıcaklığı 5°C olarak ayarlanmıştır. Debinin ölçülme imkanı yoktur fakat **Şekil 3.8**'de görülen bypass hattı vanasının kısılmasıyla ıstampaya gönderilen suyun debisinin artırılması mümkündür. Bu vana belirli oranda kısıldıktan sonra deneylerde hep aynı seviyede tutulmuştur. Istampanın soğutma performansının ölçümü için ıstampa önce yüksek sıcaklıklardaki saca temas ettirilerek 90°C sıcaklığa kadar ısınması sağlanmış, daha sonra kontrolcüden 20°C hedef sıcaklık değeri girilerek 300°C sıcaklığındaki saca temas halinde bulunan ıstampanın soğutma kontrolü başlatılmıştır. Istampa soğutulurken kontrol ekranın videosu çekilmiş böylece ıstampanın soğutma performansı belirlenmiştir.

3.7.2. Yükleme profillerinin uygulanma performansı

Ilık hidromekanik derin çekme prosesinin başarısı, sacın uygun sıcaklık dağılımına sahip olmasının yanında esas olarak sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti profillerinin optimum olarak uygulanmasına ve senkronizasyonuna bağlıdır. Bu nedenle tasarlanan ılık hidro-şekillendirme sisteminde, belirlenen optimum yükleme profilleri yüksek sıcaklıklarda gereken zamanda gerektiği değerlerde yani yeterli doğrulukta uygulanmalıdır. Bu nedenle deney sisteminin yükleme profillerini uygulama performansı, istenen ya da hedeflenen eğriler ile ölçülen eğrilerin karşılaştırılması yoluyla değerlendirilmiştir. Deneyler 260°C sıcaklıkta, 110 mm taslak çapına sahip

sacla gerçekleştirilmiştir. Yükleme profillerinin uygulanma performansına ıstampanın hızı önemli oranda etki eder. Çünkü ıstampa konumuna bağlı olarak uygulanan sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti değerlerinin ıstampa hızı çok fazla olduğu zaman doğru bir şekilde uygulanabilmesi presin hidrolik sisteminin dinamik cevap süresi bağlıdır. Bu nedenle belirtilen deney, tüm IHDÇ deneylerinin yapılmasında kullanılan 1 mm/s ıstampa hızında gerçekleştirilmiştir.

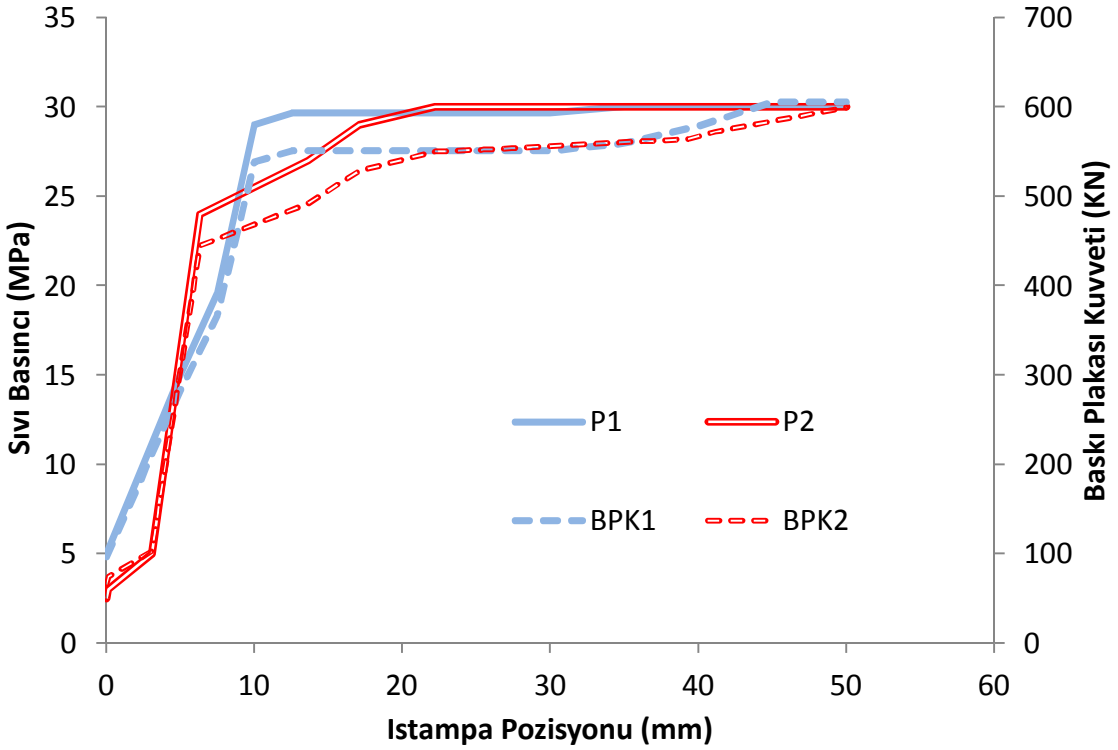
3.7.3. Sıcaklık ve yükleme profillerinin tekrarlanabilirliklerinin belirlenmesi ve parça kalitesine etkisinin araştırılması

Yüksek güvenilirlikte IHDÇ deneyleri yapılabilmesi için prosesin sağlam (robust yani proseste değişkenlik meydana getirecek faktörlerden mümkün olduğunca az etkilenen) ve tekrarlanabilirliğinin yüksek olması gereklidir. Bu nedenle kalıpların sıcaklıkları ile sıvı basıncı ve baskı plakası kuvvetinin tekrarlanabilirlik performansları IHDÇ prosesinin doğrulama deneylerinde ölçülmüştür. Deneyler iki farklı sıcaklıkta, iki farklı yükleme profili kullanılarak üç tekrarlı olacak şekilde gerçekleştirilmiştir. Deney şartları **Çizelge 3.15**'de verilmiştir. Çizelgede görülen sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti profilleri ise **Şekil 3.91**'de verilmiştir. Sıcaklık kontrol ünitesinden kalıp sıcaklıkları çizelgede gösterilen değerlerde girilirken ıstampa sıcaklığı da 10°C olarak girilmiştir. Her iki durumda da 110 mm çapındaki sac malzeme kullanılmıştır. Doğrulama deneyleri 3.5.2. deneylerin yapılması bölümünde anlatıldığı şekliyle yapılmıştır.

Çizelge 3.15. Doğrulama deneylerindeki şartlar

Deney Şartı	Sıcaklık	Sıvı Basıncı Profili*	Baskı Plakası Kuvveti Profili*
Durum 1	220 °C	P1	BPK1
Durum 2	300 °C	P2	BPK2

* Profiller **Şekil 3.91**'de verilmiştir



Şekil 3.91. Doğrulama deneylerinde kullanılan yükleme profilleri

Kalıp sıcaklıkları ile yükleme profillerinin tekrarlanabilirlik değerlerinin IHDÇ prosesiyle üretilen parçaların kalitesine etkisini araştırmak için iki farklı şartta üçer tekrarlı olarak yapılan tekrarlanabilirlik deneylerinde üretilen parçaların kalınlık dağılımları ölçülerek her bir tekrarın sonucu birbiriyle karşılaştırılmıştır. Parçaların kalınlık dağılımları hadde ve hadde doğrultusuna dik doğrultularda ölçülmüştür.

3.8. Endüstriyel parça üretimi

Silindirik parçalar üzerinden IHDÇ prosesinin sistem tasarımı ve kurulumu yapılıp, optimum yükleme profilleri belirlendikten ve kalıp sıcaklıkları, sıvı basıncı ile baskı plakası kuvvetinin proses üzerinde etkileri ortaya konduktan sonra geliştirilen yöntemlerin farklı bir geometrideki parça için geçerliliğini kanıtlamak için endüstriyel parça üretimi yapılmıştır. Aynı kalıplar kullanılarak HDÇ, IDÇ ve IHDÇ yöntemlerinin her üçüyle de endüstriyel parça üretilmiştir. Kalıp tasarımının nasıl yapıldığı Bölüm 3.1.6.3'de anlatılmıştır. Bölüm 3.3.1'de SE modelinden ve 3.5.2'de de deneylerin nasıl yapıldığından bahsedilmiştir. Üretim için gerekli olan optimum yükleme profilleri yine SEA ile birlikte çalışan BMKA yardımıyla hesaplanmıştır.

3.9. Ilık Hidromekanik Derin Çekme ile Ilık Derin çekme ve Hidromekanik Derin Çekme Yöntemlerinin Karşılaştırılması

Bu tez çalışmasının dayandığı hipotezlerden biri, IHDÇ prosesinin IDÇ ve HDÇ yöntemlerine göre malzemelerin şekillendirilebilirliğini daha fazla oranda artırmasıdır. Çalışmanın dayandığı bir diğer hipotez de IHDÇ prosesinde gerekli sıvı basıncının ve BPK'nin HDÇ'ye göre azalması ve bunun da gerekli pres kapasitesinde bir düşme meydana getirmesidir. Bu bölümde öngörülen bu hipotezler sınanarak IHDÇ, IDÇ ve HDÇ yöntemleri birbirleriyle şekillendirilebilirlik açısından, gerekli pres kapasitesi açısından ve üretilen sac parçaların sağlamlıkları ve geometrik doğrulukları açısından karşılaştırılmıştır.

3.9.1. Şekillendirilebilirlik açısından karşılaştırma

Proseslerin malzemelerin şekillendirilebilirliğine etkisinin ortaya koyulabilmesi için her üç proseste de SÇO'lar belirlenerek birbirleriyle karşılaştırılmıştır. SÇO'ların belirlendiği deneylerde 3.5.2. Deneylerin yapılması başlığında verilen ve optimum değerleri SEA ile eş zamanlı çalışan BMKA ile hesaplanmış olan yükleme profilleri kullanılmıştır. IHDÇ ve HDÇ deneyleri yine analizler yardımıyla en yüksek şekillendirilebilirlik için belirlenmiş olan 300 °C kalıp ve 25 °C ıstampa sıcaklıklarında yapılmıştır. SÇO'ların elde edilmesi için her üç proseste de belirli sac çapları denenmeye başlandıktan sonra, sac çapı birer mm artırılarak başarıyla şekillendirilebilen en büyük sac çapı belirlenmiştir. Bir sac çapının o prosesle elde edilebilen SÇO değeri olduğunun kabul edilmesi için aynı çapta en azından 5 adet başarılı şekillendirme yapılmıştır.

Proseslerin aynı çap için sacda meydana getirdikleri yüzde incelme değerleri şekillendirilebilirliğin bir diğer göstergesi olarak kabul edilebilir. Bu nedenle 100 mm çapındaki sac, her üç prosesle de şekillendirilmiş ve sonuçta elde edilen parçaların kalınlık dağılımları ölçülerek karşılaştırılmıştır. Deneyler üç tekrarlı olarak gerçekleştirilmiştir. Bu deneylerde de SÇO'ların belirlendiği deneylerdeki yükleme profilleri ve sıcaklık şartları uygulanmıştır.

3.9.2. Gerekli pres kapasitesi açısından karşılaştırma

IHDÇ ve HDÇ proseslerinin gerekli pres tonajı açısından karşılaştırılması amacıyla her iki proses için gerekli optimum yükleme profilleri hem silindirik hem de endüstriyel parça için belirlenmiştir. Sadece sıcaklık şartının yükleme profillerine etkisinin araştırılabilmesi için, her iki proses analizinde de aynı üyelik derecelerine ve kural matrislerine sahip BMKA ile aynı sac çapı kullanılmıştır. Sonuçta elde edilen yükleme profilleri birbirleriyle karşılaştırılarak prosesler, gerekli pres kapasitesi açısından karşılaştırılmıştır.

3.9.3. Üretilen sac parçaların sağlamlıkları ve geometrik doğrulukları açısından karşılaştırma

Aynı çapa sahip sacların, her üç üretim yöntemiyle de üretilmesi sonucunda elde edilen parçaların kalınlık dağılımları, parçaların sağlamlıkları açısından bir fikir verir. Bu nedenle şekillendirilebilirlik açısından aynı sac çapıyla üretim yapılan çalışma, proseslerde üretilen parçaların sağlamlıklarının karşılaştırılması amacıyla da kullanılmıştır. IHDÇ prosesiyle her ne kadar daha yüksek oranda şekillendirmeye ulaşmak mümkün olsa da sonuçta elde edilen parçanın sağlamlığı bu prosesle üretilecek parçaların fonksiyonlarını yerine getirmesi açısından önemlidir. Bu nedenle SÇO'ların elde edildiği deneylerde üretilen parçaların kalınlıkları ölçülerek prosesler arasında bir karşılaştırma yapılmıştır. Sağlamlık açısından bir diğer karşılaştırma her üç yöntemle de üretilmiş olan endüstriyel parçalar üzerinden yapılmıştır. Her yöntemle en azından üç tekrarlı olarak üretilen endüstriyel parçaların kalınlık dağılımları ölçülmüş ve birbirleriyle karşılaştırılmıştır.

Silindirik parça şekli için her üç prosesle de üretilen parçaların ıstampa şeklini büyük oranda almasından dolayı bu parçaların, yöntemlerin geometrik doğrulukları açısından karşılaştırılmasının çok anlamı yoktur. Ancak endüstriyel parça geometrisi için sac malzemenin ıstampa şeklini alması prosesler arasında farklılık gösterdiğinden dolayı proseslerin geometrik doğrulukları açısından karşılaştırılması endüstriyel parça geometrisi için gerçekleştirilmiştir. Her üç yöntemle üretilmiş olan endüstriyel parçalar en fazla farklılığın oluştuğu bir kesit boyunca CMM koordinat ölçme sisteminde ölçülerek, elde edilen profiller karşılaştırılmıştır.

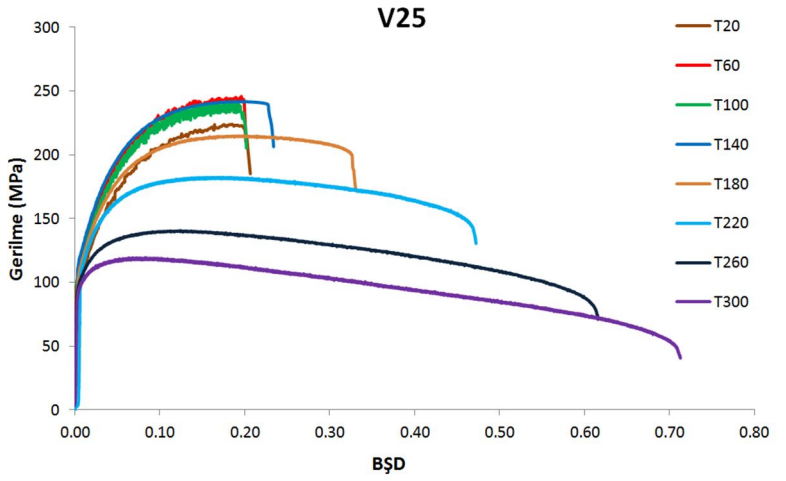
4. ARAŞTIRMA SONUÇLARI ve TARTIŞMA

4.1. Çekme Deneyi Sonuçları

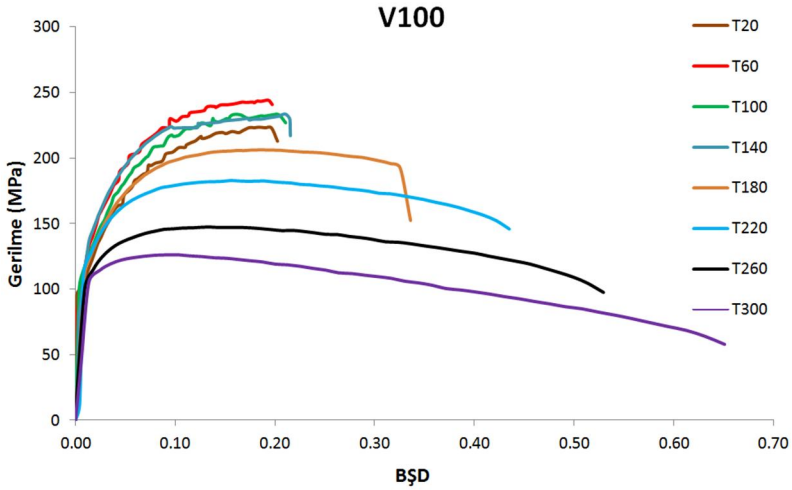
Farklı şekillendirme hızlarında (25, 100 ve 250 mm/dk) AA 5754-O malzemenin akma eğrisine ve yüzde uzamasına sıcaklığın etkisi **Şekil 4.1**'de, şekillendirme hızının etkisi de **Şekil 4.3**'te gösterilmiştir. Sonuçlar hadde doğrultusunda yapılan deneylere aittir ve şekillerde verilen eğriler üç başarılı tekrardan ortalamayı temsil eden eğrilerdir.

Şekil 4.1'deki grafikten görüldüğü gibi tüm şekillendirme hızlarında 140°C sıcaklıktan sonra yüzde uzama önemli ölçüde artmıştır. 25 mm/dk çekme hızı için ve oda sıcaklığında %20 olan yüzde uzama değeri 140°C sıcaklıkta %23 iken 300°C sıcaklıkta %71'e ulaşmıştır. Sıcaklıkla birlikte yüzde uzama önemli ölçüde artarken yine 140°C sıcaklıktan sonra malzemenin akma gerilmesi değerleri oldukça azalmıştır. 25 mm/dk çekme hızında 60, 100 ve 140 °C sıcaklıklarda akma eğrileri neredeyse üst üste çıkmış ve oda sıcaklığına göre de seviyesi yükselmiştir. 100 mm/dk çekme hızında ise 60°C'deki akma eğrisi 100 ve 140°C'deki akma eğrilerinden daha yüksek seviyede olup, oda sıcaklığındaki akma eğrisi bu sıcaklıklardan da daha düşük seviyededir. 250 mm/dk çekme hızında ise oda sıcaklığından 140°C sıcaklığa kadar akma eğrileri arasında önemli bir fark yoktur. Bu sonuçlardan öncelikle ılık şekillendirme için malzemenin flanş bölgesinin 300°C sıcaklığa kadar ısıtılmasıyla ve çekme gerilmelerinin oluştuğu cidar bölgesinin sıcaklığının ise 140°C ve altında tutulmasıyla maksimum şekillendirilebilirliğin elde edileceği anlaşılmaktadır. 25 ve 100 mm/dk şekillendirme hızında oda sıcaklığına göre 140°C sıcaklığa kadar malzemenin akma gerilmesinin azalması yerine artması, malzemelerin genel davranışının tersine olan bir durumdur. Bu davranışın nedenini bulmak için malzemenin şekillendirme hızı duyarlılığı m değeri oda sıcaklığı ile 100, 180 ve 260°C sıcaklıklar için 25 ve 250 mm/dk hızlarda yapılan çekme deneyi sonuçlarından hesaplanmış ve **Şekil 4.2**'deki gibi elde edilmiştir. Şekilden görüldüğü gibi m değeri 100°C sıcaklıkta negatif bir değerdedir ve oda sıcaklığına göre de değeri daha küçüktür. Şekillendirme hızı duyarlılığının negatif yönde büyümesi, şekillendirme hızının malzemenin gerilme değerine etkisini gösteren $\sigma = C.\dot{\epsilon}^m$ denklemine göre akma gerilmesini artırmaktadır. Bu nedenle 100°C sıcaklıkta akma gerilmesi oda sıcaklığına göre daha yüksek çıkmıştır. Oda sıcaklığı ve 180°C sıcaklıkta da m'nin sıfıra yakın olması nedeniyle akma gerilmeleri yaklaşık aynı değerlerdedir. 260°C de ise m pozitif olduğu için genel

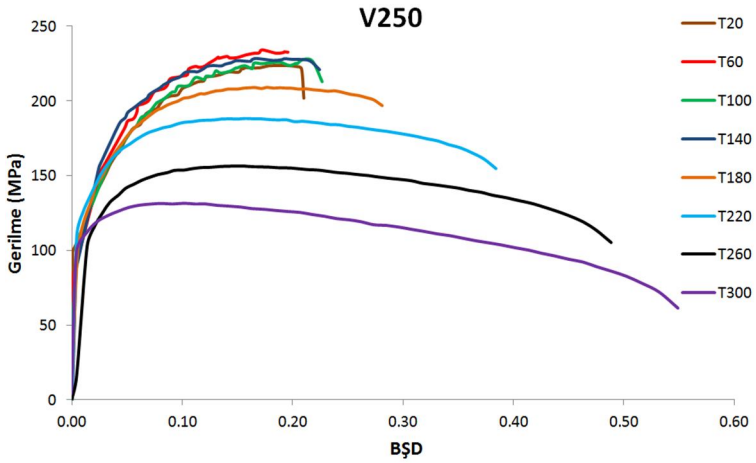
malzeme davranışına uygun olarak akma gerilmeleri oda sıcaklığına göre daha düşük seviyelerdedir.



a)

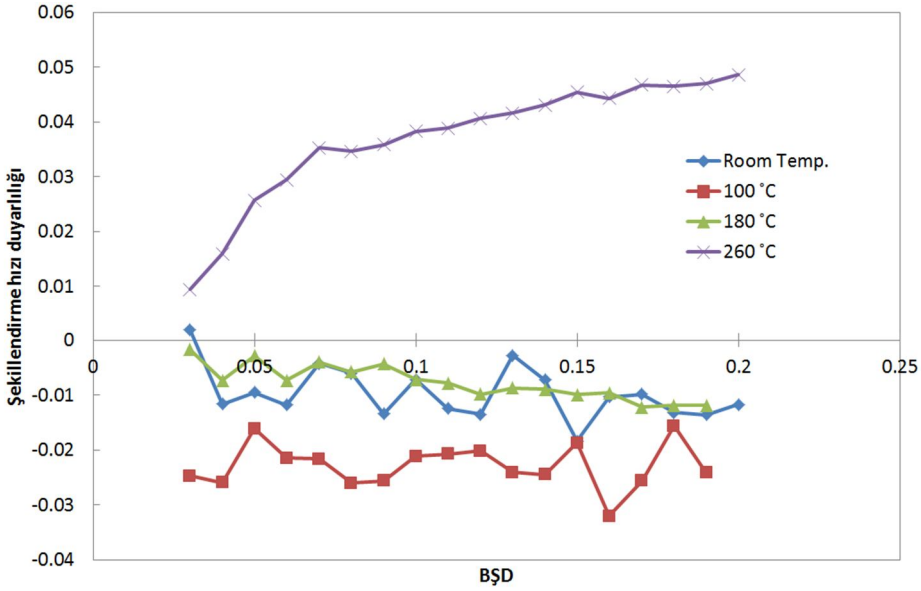


b)



c)

Şekil 4.1. Sıcaklığın AA 5754-O malzemenin akma davranışına etkisi a) 25 mm/dk, b)100 mm/dk, c) 250 mm/dk çekme hızları için



Şekil 4.2. AA5754-O malzemenin 25 ve 250 mm/dk çekme deneylerinden hesaplanmış şekillendirme hızı duyarlılığı değerleri

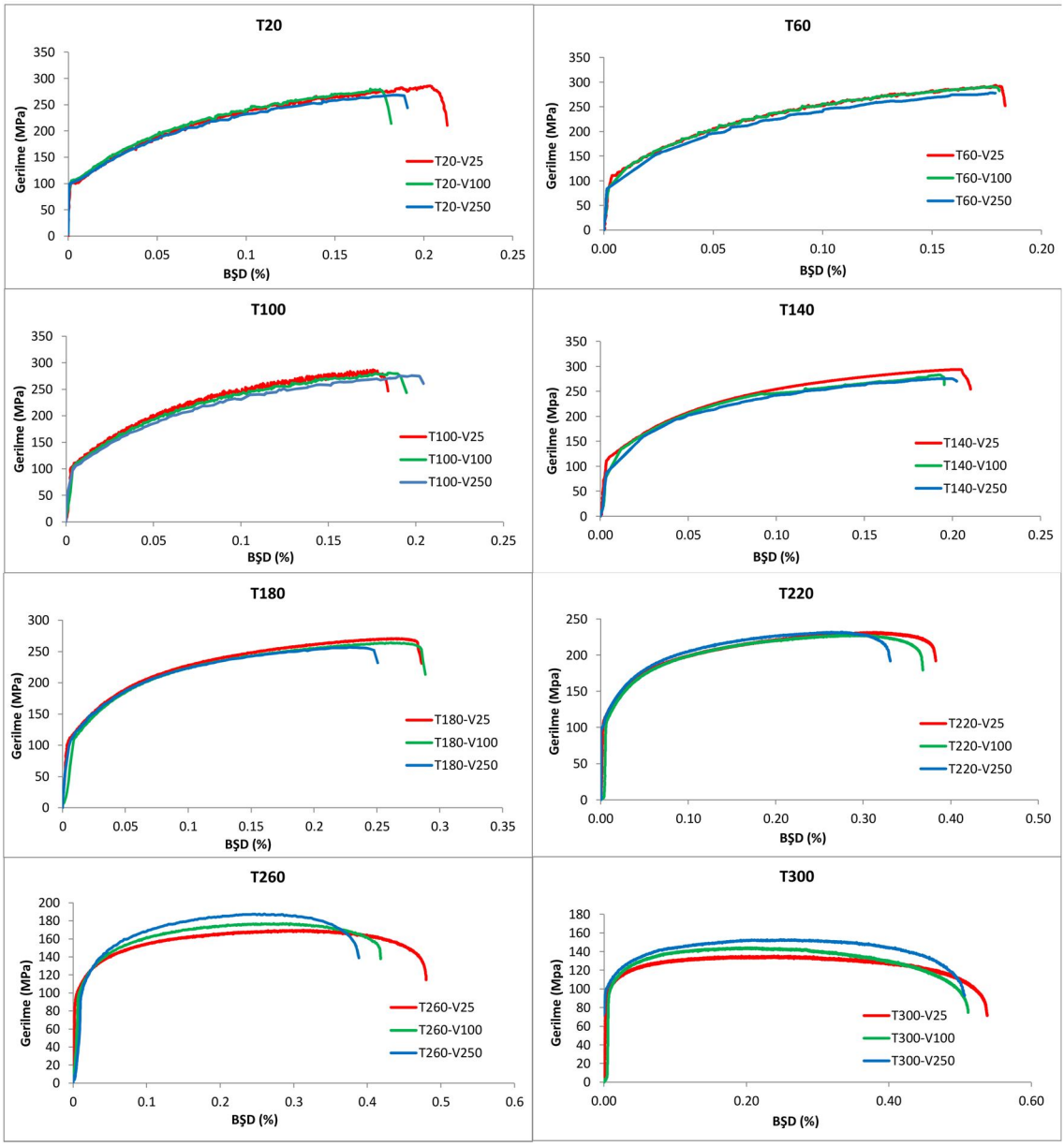
Şekillendirme hızı, **Şekil 4.3**'de görüldüğü gibi akma gerilmesini 220°C sıcaklığa kadar değiştirmemiş, 260 ve 300°C sıcaklıklarda hızla birlikte gerilmede artma meydana gelmiştir. Oda sıcaklığında 25 mm/dk hızdan 250 mm/dk hıza çıkıldığında yüzde uzama %5 azalırken 60, 100 ve 140°C sıcaklıklarda yüzde uzamada önemli bir değişiklik olmamış, 180 ve 220°C sıcaklıkta da %5 ve 300°C sıcaklıkta yüzde uzamada %10 azalma meydana gelmiştir. Buradan 220°C sıcaklığa kadar şekillendirme hızının malzeme davranışını etkilemediği sonucuna ulaşılmıştır. Bunun nedeni şekillendirme hızı duyarlılığının sıfıra çok yakın olmasıdır. Bu tez çalışmasında şekillendirme hızının IHDÇ prosesine etkisiyle ilgili bir çalışma yapılmamış olmasına rağmen, özellikle 300°C'de yüzde uzamanın %10 azalmış olmasından dolayı tüm deneylerde sabit olarak tutulan şekillendirme hızının düşük değerlerde ayarlanmasına karar verilmiştir. Bu nedenle yapılan tüm deneylerde ıstampanın ilerleme hızı 1 mm/s alınmıştır.

Sıcaklık ve şekillendirme hızının AA5754-O malzemenin akma ve çekme mukavemetleri ile yüzde uzama değerlerine etkisi **Şekil 4.4**'de gösterilmiştir.

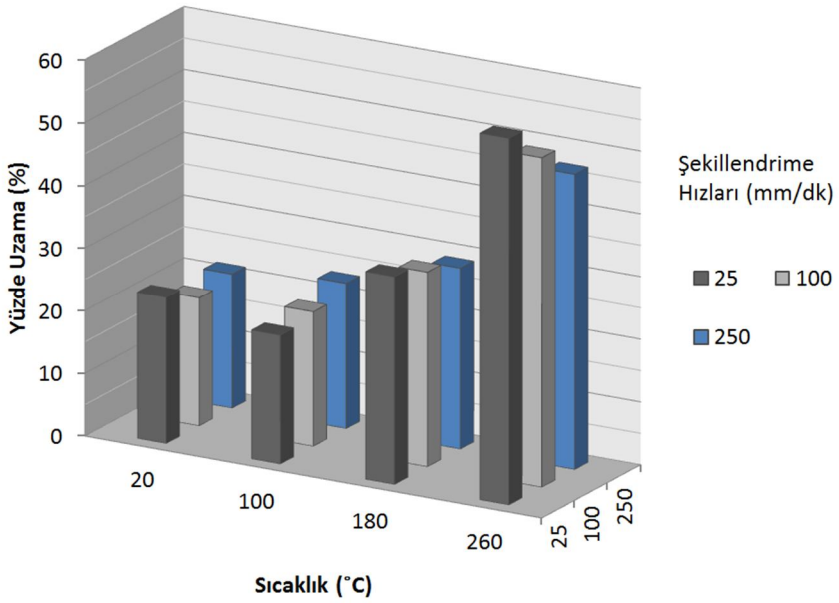
Şekil 4.1'deki akma eğrilerinden elde edilen bir diğer sonuç oda sıcaklığından 140°C sıcaklığa kadar akma eğrileri AA 5754 malzemenin dinamik deformasyon yaşlanması özelliğinden dolayı tırtıllı yapıdadır. 180°C ve üzeri sıcaklıklarda ise malzemenin bu davranışı kaybolmuştur. Grafiklere göre dinamik deformasyon yaşlanmasının etkisi artan şekillendirme hızıyla da azalmaktadır.

180°C sıcaklıktan sonra akma eğrisinde maksimum gerilme değerlerine, malzemede kopmanın gerçekleştiği yüzde uzama değerlerinden oldukça önce ulaşılmıştır. Toplam uzaması %23 olan 140°C sıcaklıktaki akma eğrisinde maksimum gerilmeye %19 uzamada ulaşılmışken, toplam uzaması %71 olan 300°C'deki akma eğrisinde maksimum gerilmeye %8.5 uzamada ulaşılmıştır. Bu durum sıcaklıkla birlikte yüzde uzama artarken malzemenin homojen şekil değiştirdiği maksimum gerilmeye kadar olan aralığın azaldığını ve malzemelerin daha çok homojen olmayan şekil değişimine maruz kaldığını göstermektedir.

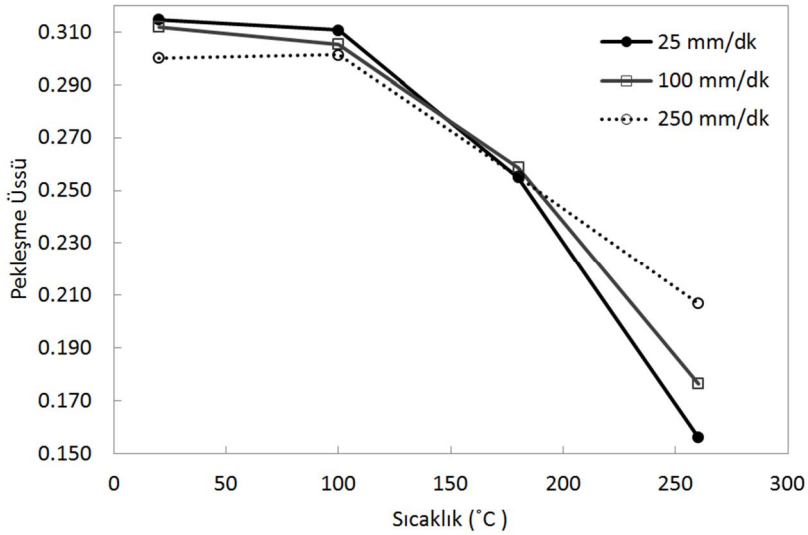
220°C'den sonra da maksimum gerilmeye ulaşıldıktan sonra deformasyon devam ettikçe gerilme değeri azalmıştır. Bu durum 220°C sıcaklıktan sonra kesitteki azalma nedeniyle oluşan kuvvetteki azalmanın, pekleşme nedeniyle meydana gelen kuvvetteki artıştan daha baskın olduğunu göstermektedir. Bu sonuçtan da 220°C sıcaklıkta, belirli bir miktar deformasyondan sonra, dislokasyon yoğunluğunun artmadığı anlaşılmaktadır. Dislokasyon yoğunluğunun artış hızının sıcaklıkla birlikte azaldığı, **Şekil 4.5**'te verilen malzemenin farklı sıcaklık ve şekillendirme hızlarındaki pekleşme üssü değerlerinden de anlaşılmaktadır.



Şekil 4.3. Şekillendirme hızının AA 5754-O malzemenin akma davranışlarına etkisi

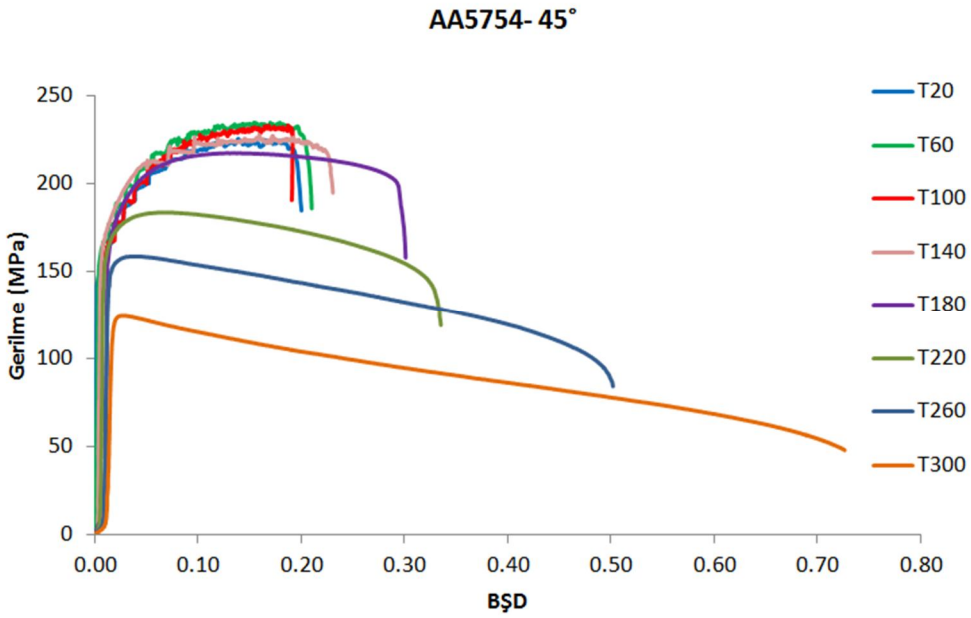


Şekil 4.4. Yüzde uzamanın sıcaklık ve şekillendirme hızı ile değişimi

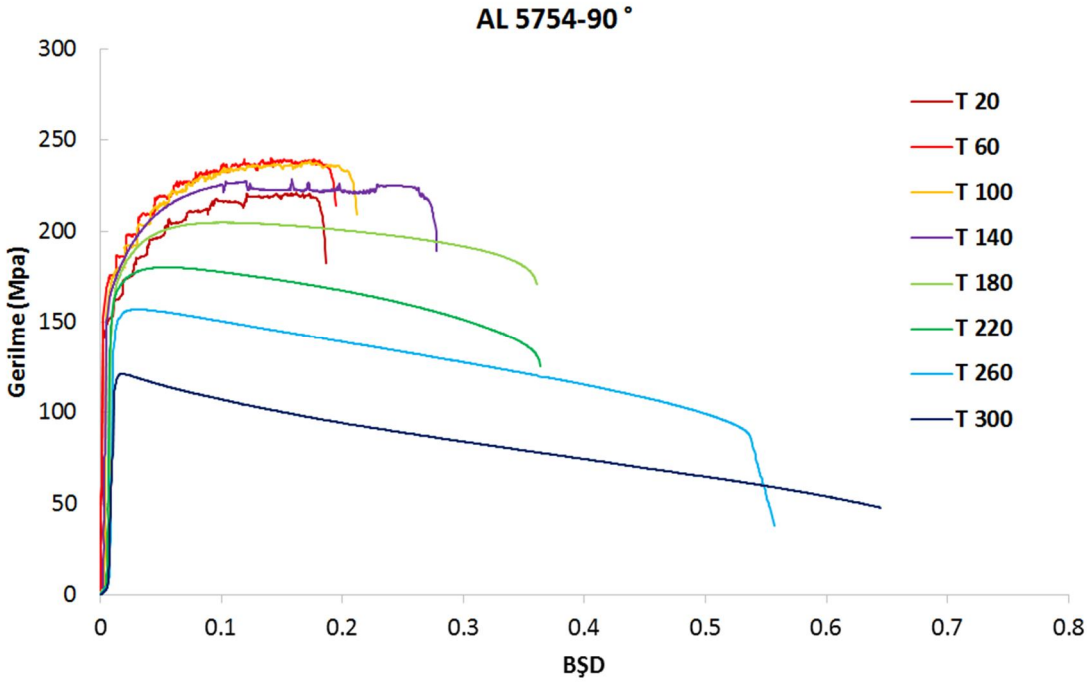


Şekil 4.5. pekleşme üssünün sıcaklık ve şekillendirme hızı ile değişimi

Hadde doğrultusunun malzemenin özelliğine etkisini araştırmak için 25 mm/dk hız için tüm sıcaklıklarda hadde doğrultusuna göre 45° ve 90° doğrultularda malzemenin çekme deneyi yapılmıştır. Bu durumda elde edilen akma eğrileri **Şekil 4.6**'da verilmiştir. Grafiklerden görüldüğü gibi her iki doğrultuda da hadde doğrultusunda olduğu gibi yüzde uzama 140°C den sonra önemli oranda artarken, akma gerilmeleri 180°C sıcaklıktan sonra önemli ölçüde azalmıştır. Yüzde uzama değerleri ise diğer iki doğrultuda hadde doğrultusuna göre daha az çıkmıştır.



a)



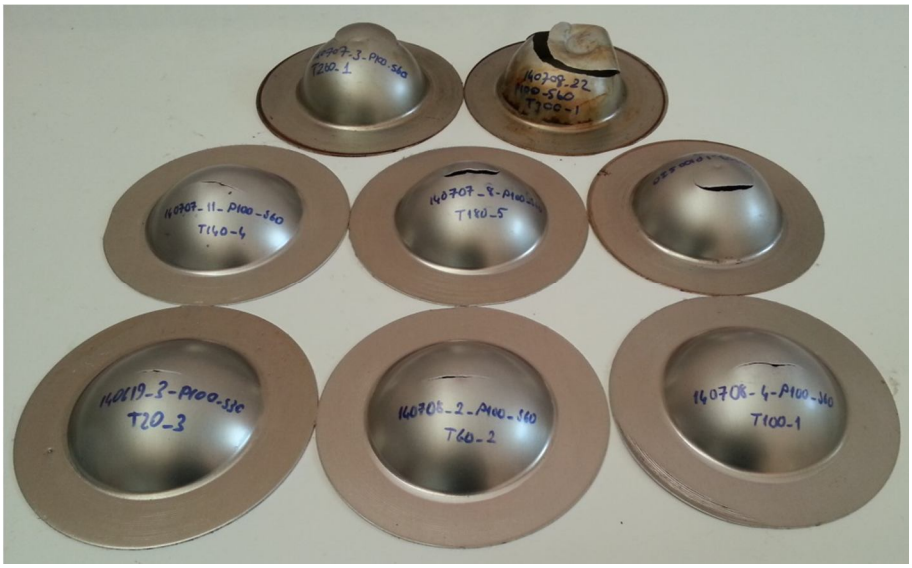
b)

Şekil 4.6. a) Hadde doğrultusuna göre 45° doğrultuda, b) Hadde doğrultusuna göre 90° doğrultuda 25 mm/dk hızda yapılan çekme deneyi sonuçları

4.2. Hidrolik Şişirme Deneyi Sonuçları

Oda sıcaklığı (R), 60 ˚C, 100 ˚C, 140 ˚C, 180 ˚C, 220 ˚C, 260 ˚C ve 300 ˚C sıcaklıklarda şişirme deneyiyle şekillendirilen numuneler **Şekil 4.7**'de görülmektedir. Şişirme deneyinde ideal olarak parçanın tam merkezden yırtılması gerekir. Numuneler 140 ˚C'ye kadar tam merkezden yırtılırken, daha yüksek sıcaklıklarda, sıcaklık

dağılımının tam homojen olmaması nedeniyle, merkezden 15-20 mm uzakta yırtılmıştır. Literatürde de benzer sonuçlar görülmektedir.

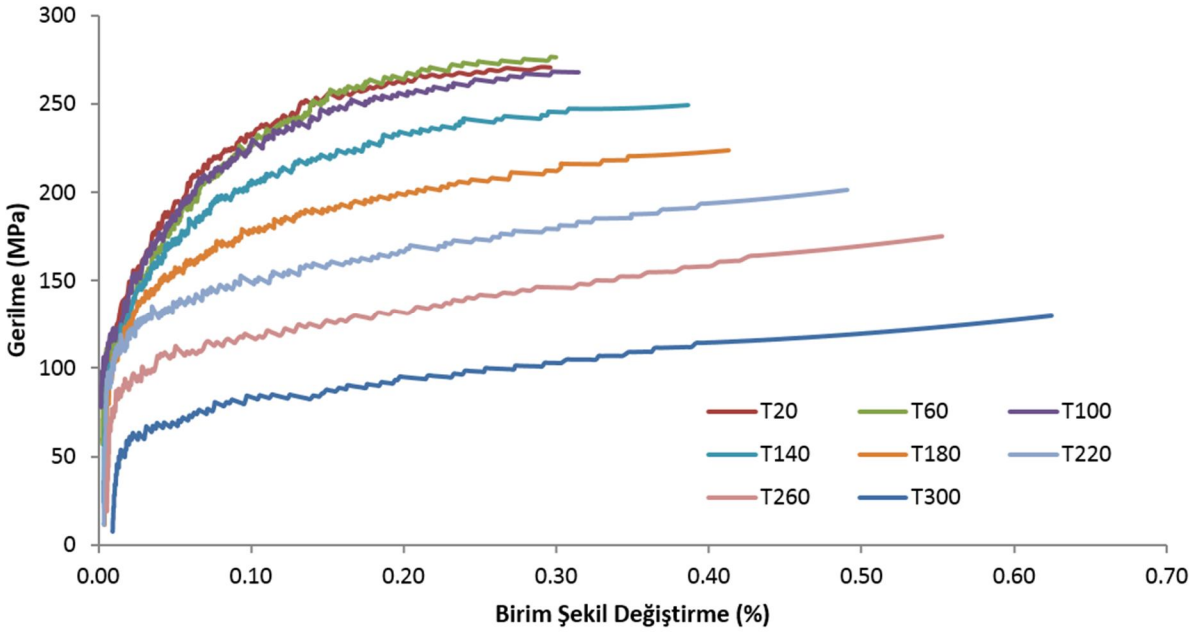


Şekil 4.7. Şekillendirilen hidrolik şişirme deneyi numuneleri (Şükür, 2014)

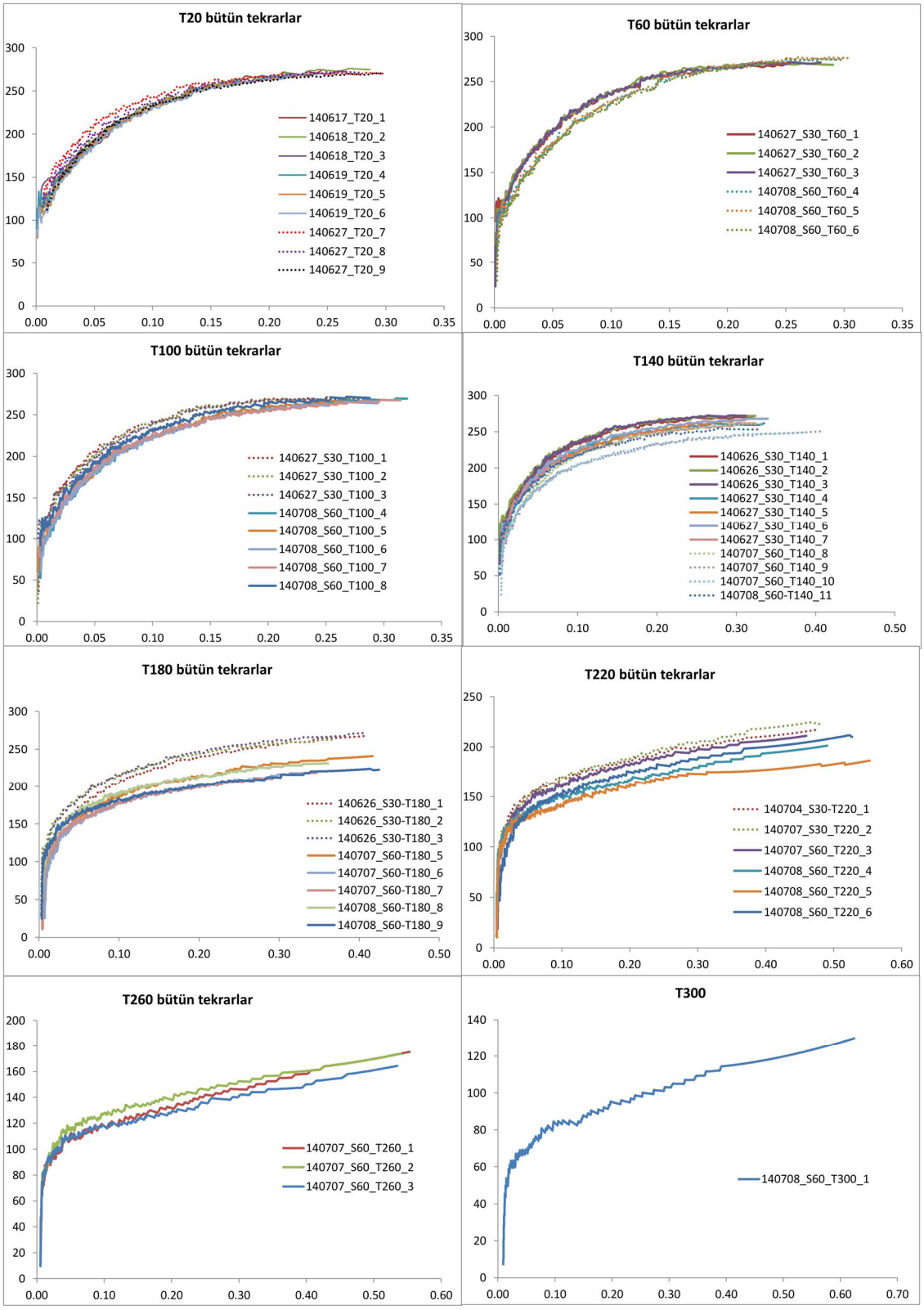
Deneylerin sonucunda AA 5754-O malzeme için elde edilen akma eğrileri Şekil 4.8'de görülmektedir. Malzemenin akma eğrisi çekme deneyinde olduğu gibi 140 °C'ye kadar hemen hemen değişim göstermemiş, bu sıcaklıktan sonra gerilme önemli oranda düşerken, yüzde uzama artmıştır. Grafiğe, diğer tekrarlar ile uyumlu olan ve yaklaşık ortalamayı temsil eden eğriler alınmıştır. Tüm sıcaklıklarda meydana gelen tekrarlar **Şekil 4.9**'da görülmektedir. Deneylerde şekillendirme hızı son basınca ulaşma süresi ile ayarlanmaktadır ve bu süre ilk başta 100 bar basınca 30 saniyede (S30) ulaşma şeklinde ayarlanmışken daha sonra deney sırasındaki sıcaklık düşmesini azaltmak ve numunelerin merkezden yırtılmasını sağlamak amacıyla 60 saniyeye (S60) çıkartılmıştır. Deney sonuçları 60, 100, 140, 180 ve 220 ˚C sıcaklıklarda her iki şekillendirme hızı için de elde edilmiştir. Şekilden görüldüğü gibi 220 ˚C'deki sonuçların haricinde tekrarlanabilirlik iyidir. Diğer sıcaklıklarda sürenin değişmesi tekrarlanabilirliği değiştirmesine rağmen aynı sürede gerçekleştirilen deneyler genellikle kendi aralarında uyumludur. Buradan şekillendirme hızının da sonuçlar üzerine etkili olduğu sonucuna ulaşılmaktadır. Yalnızca 220 ˚C'de süre aynı olmasına rağmen tekrarlar birbirinden diğer sıcaklıklardakine göre farklıdır.

Tekrarlanabilirliğe şekillendirme hızından başka şekillenme bölgesindeki sıcaklığın homojenliği yani, deneyin başladığı sıcaklık ve şekillenme sırasında sıcaklıkta meydana gelen değişim etki etmektedir. Şekillenme bölgesindeki sıcaklığın

homojenliği sacın merkez sıcaklığı ile kalıp ve kalıbın radyüs sıcaklığının birbirleri ile olan farkı ile belirtilebilir. Deneyin başladığı anda ve şekillendirme sırasında sac merkezindeki sıcaklığın değişimi anlık olarak kaydedilmiştir. Deneyler grafikte belirtilen sıcaklıklarda yapılmaya çalışılmış fakat deney boyunca sıcaklık sabit kalmadığı için deneyler bir sıcaklık aralığında meydana gelmiştir. Tüm tekrarlara ait bu sıcaklıklar ve bu sıcaklıkların dağılımını belirten standart sapma değerleri **Çizelge 4.1**'de verilmiştir. **Şekil 4.9**'da görülen akma eğrilerinin birbirinden farklı olmasının nedeni deneylerin yapıldığı ortalama sıcaklık ve standart sapmadaki değişkenliktir. Örnek olarak 140708_S60-T180_5 ve 140708_S60-T180_8 kodlu deneylerde ortalama sıcaklıklar sırasıyla 171 ve 172°C iken 140708_S60-T180_7 ve 140708_S60-T180_9 kodlu deneylerde ortalama sıcaklıklar 177 ve 183 °C olmuştur. Bu nedenle 171 ve 172°C sıcaklıktaki deneyler birbirine yakın fakat 177 ve 183 °C sıcaklıktaki deneylerden farklı sonuçlar vermiştir. Bu nedenle 180°C sıcaklıktaki akma eğrisi için 140707_S60-T180_6, 7, 9 kodlu deney sonuçları kullanılmıştır.



Şekil 4.8. AA 5754-O malzeme için hidrolik şişirme deneyinden elde edilen akma eğrileri (Şükür, 2014)



Şekil 4.9. Hidrolik şişirme deneyinin tüm tekrarları

Çizelge 4.1. Şekillendirme sırasında sac merkezindeki ortalama sıcaklıklar ve standart sapmaları

T20	Ortalama	Standart Sapma
140617_T20_1	28	0.1
140618_T20_2	28	0.2
140618_T20_3	28	0.2
140619_T20_4	28	0.1
140619_T20_5	28	0.1
140619_T20_6	28	0.1
140627_T20_7	31	0.4
140627_T20_8	33	3.2
140627_T20_9	33	3.5
T60	Ortalama	Standart Sapma
140627_S30_T60_1	64	1.2
140627_S30_T60_2	65	1.3
140627_S30_T60_3	64	1.1
140708_S60_T60_4	67	1.1
140708_S60_T60_5	71	2.8
140708_S60_T60_6	67	0.9
T100	Ortalama	Standart Sapma
140627_S30_T100_1	98	1.9
140627_S30_T100_2	97	1.7
140627_S30_T100_3	88	3.8
140708_S60_T100_4	101	1.1
140708_S60_T100_5	100	1.7
140708_S60_T100_6	106	2.7
140708_S60_T100_7	100	1.2
140708_S60_T100_8	101	1.5
T140	Ortalama	Standart Sapma
140626_S30_T140_1	116	9.3
140626_S30_T140_2	117	10.3
140626_S30_T140_3	115	9.0
140627_S30_T140_4	135	6.0
140627_S30_T140_5	117	8.9
140627_S30_T140_6	125	8.1
140627_S30_T140_7	129	8.8
140707_S60_T140_8	131	4.1
140707_S60_T140_9	138	2.9
140707_S60_T140_10	138	3.4
140708_S60-T140_11	134	3.2
T180	Ortalama	Standart Sapma
140626_S30-T180_1	157	13.2
140626_S30-T180_2	158	9.6

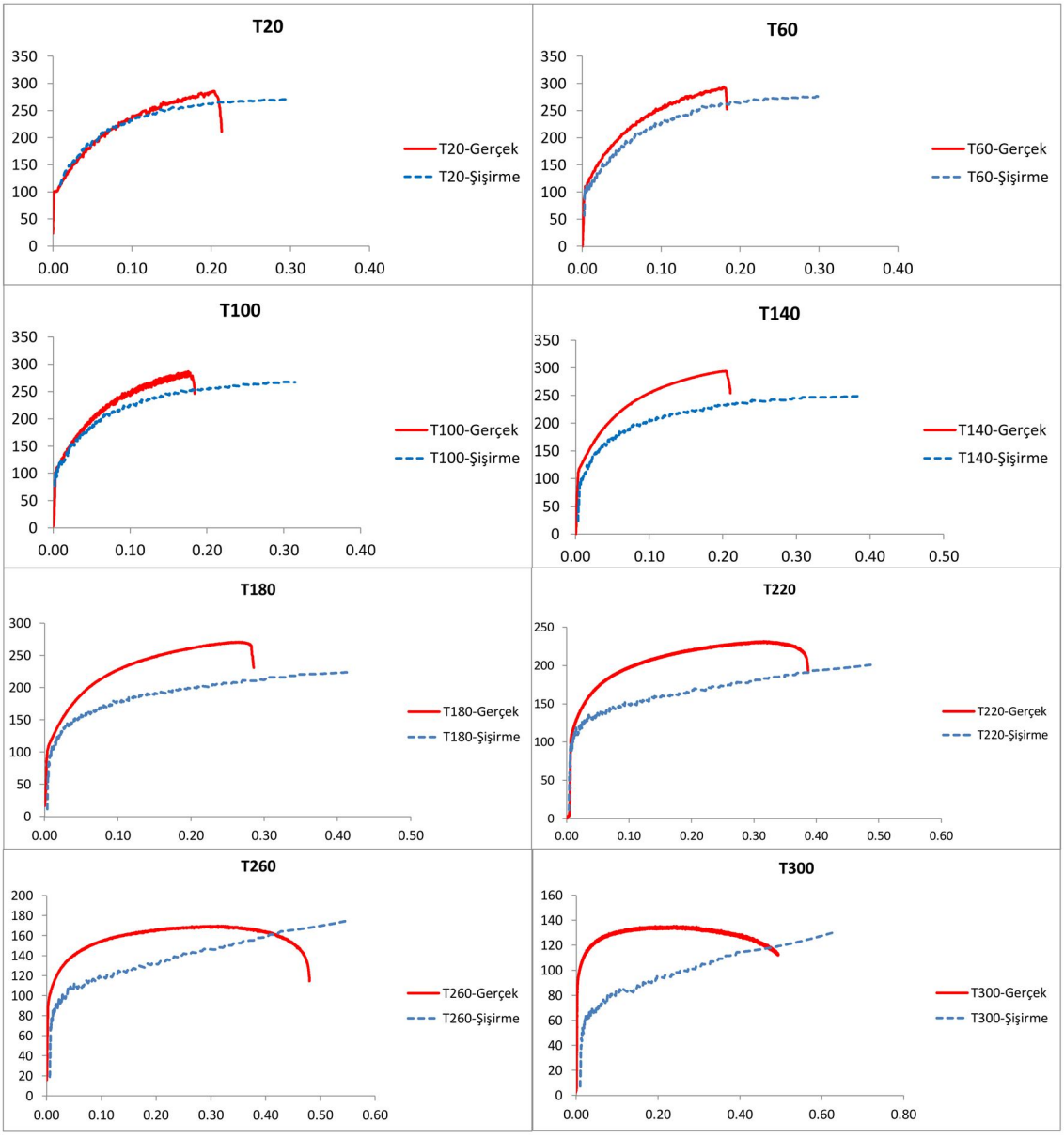
140626_S30-T180_3	149	16.4
140707_S60-T180_4	188	2.4
140707_S60-T180_5	172	6.4
140707_S60-T180_6	180	2.4
140707_S60-T180_7	177	4.0
140708_S60-T180_8	171	4.4
140707_S60-T180_9	183	3.0
T220	Ortalama	Standart Sapma
140704_S30_T220_1	211	6.4
140707_S30_T220_2	201	8.0
140707_S60_T220_3	215	2.8
140708_S60_T220_4	211	4.3
140708_S60_T220_5	214	4.4
140708_S60_T220_6	212	2.9
T260	Ortalama	Standart Sapma
140707_S60-T260_1	267	6.1
140707_S60-T260_2	261	3.0
140707_S60-T260_3	261	1.8
T300	Ortalama	Standart Sapma
140708_S60_T300_1	300	

Hidrolik şişirme deneyinden elde edilen sonuçlar (Şişirme) ile çekme deneyinin sonuçları (Gerçek) **Şekil 4.10**'da karşılaştırılmıştır. Tüm sıcaklıklarda hidrolik şişirme deneyinden elde edilen akma eğrileri literatürde de belirtildiği gibi çekme testinden daha yüksek BŞD değerlerine kadar elde edilmiştir. Bu durum hidrolik şişirme deneyindeki iki eksenli gerilme halinden kaynaklanmaktadır. Şekillendirme sınır diyagramlarından da bilindiği gibi malzemeler iki eksenli gerilme halinde diğer gerilme durumlarına göre çok daha fazla incelme oluştuktan sonra hasarlanmaktadır. Hidrolik şişirme testinde BŞD değerleri kalınlık değişiminden hesaplandığı için akma eğrileri çok daha yüksek seviyelere kadar elde edilebilmektedir.

Oda sıcaklığında çekme ve şişirme deneyi akma eğrileri birbirine yakın sonuçlar vermişken sıcaklıkla birlikte aradaki fark artmıştır. Ayrıca şişirme deneyinde tüm sıcaklıklarda akma eğrisinde gerilme giderek artmış yani malzeme pekleşmiştir. Oysaki çekme testinde 260 ve 300 °C sıcaklıklarda pekleşmenin ortadan kalktığı görülmektedir.

Tez çalışmasında çekme ve şişirme deneylerinin yapılmasının amacı, optimum yükleme profilleri ve kalıpların en uygun sıcaklık değerlerini bulmak için yapılan sonlu elemanlar analizlerinde malzeme modelini oluşturmaktır. Bu nedenle her iki yöntemle elde edilen akma eğrilerinden analizlerde hangisinin kullanılmasının uygun olduğuna

karar vermek için her iki yöntemden elde edilen sonuçlarla malzeme modeli oluşturulmuş ve bu iki model kullanılarak yapılan analizlerin sonuçları deneysel sonuçlarla karşılaştırılarak, deneysel sonuçlara en yakın sonuç veren model belirlenmiştir.

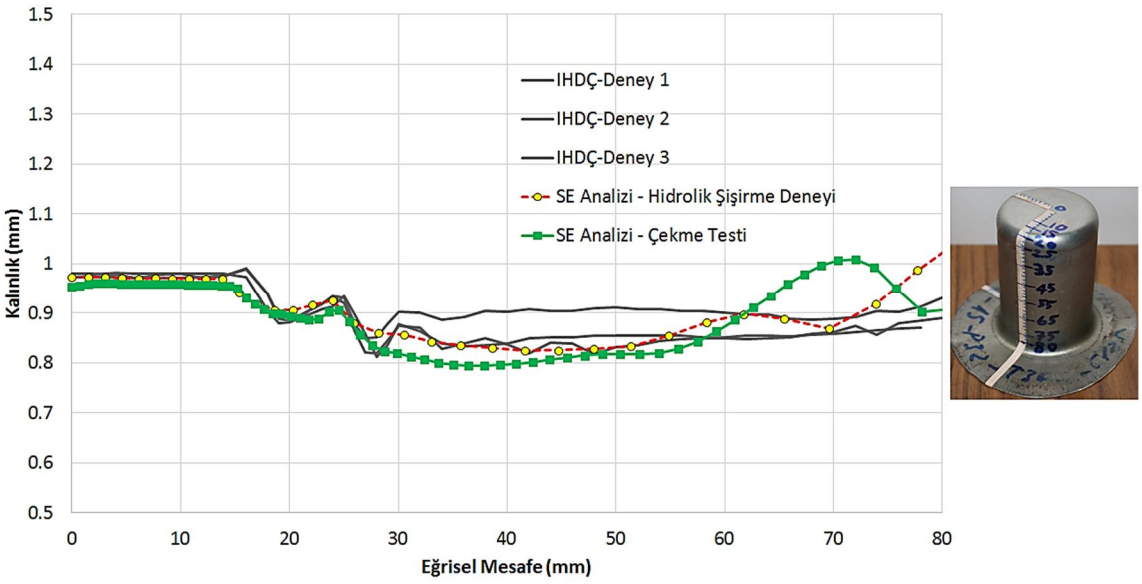


Şekil 4.10. Tüm sıcaklıklardaki akma eğrilerinin karşılaştırması

4.3. Sonlu elemanlar analizlerinin doğrulanması

4.3.1. Çekme ve hidrolik şişirme deneylerinden elde edilen verilerle malzeme davranışı modellemesinin etkisi

Hidrolik şişirme ve çekme deneylerinden elde edilen verilerle yapılan elastik-viskoplastik-termal malzeme modelinin analiz sonuçlarına etkisi ve deneysel sonuçlarla karşılaştırılması **Şekil 4.11**'de verilmiştir. Burada 125 mm çaplı sacın IHDÇ prosesiyle şekillendirilmesi durumundaki kalınlık dağılımları karşılaştırılmıştır. Şekilden görüldüğü gibi çekme ve hidrolik şişirme deneyi verileriyle yapılan analiz sonuçları birbirine büyük oranda benzer çıkmıştır. Sadece 60 ila 75 mm konumları arasında çekme deneyi verileriyle yapılan analiz (Durum #1), hidrolik şişirme deneyi verileriyle yapılan analizden (Durum #2) ve deneysel sonuçlardan ayrılmıştır. Yine 25 ila 40 mm konumları arasında Durum #1, deneysel sonuçlardan ve Durum #2'den bir miktar farklı değerler almıştır. Durum #1 ve Durum #2'de sac malzemenin tahmin edilen kalınlık dağılımları arasında ortalama olarak 0.026 mm fark olduğu hesaplanmıştır. Analizlerde sac kalınlığındaki maksimum değişim 0.206 mm'dir ve her iki durum arasındaki ortalama fark bu değer ile oranlanarak çekme ve hidrolik şişirme deneyi verileriyle yapılan analizlerde ortalama olarak %12 farklılık olduğu hesaplanmıştır. Genel olarak Durum #2'nin ise Durum #1'e göre deneysel sonuçları daha iyi tahmin ettiği görülmektedir. Bu nedenle hidrolik şişirme testinden elde edilen akma eğrileriyle, IHDÇ prosesindeki sac malzeme davranışının çekme testine göre daha iyi tahmin edildiği söylenebilir. Bununla birlikte çekme testinden elde edilen akma eğrileriyle yapılan malzeme modelinin de analizlerde büyük hatalara neden olmadan kullanılabileceği sonucuna ulaşılmıştır.

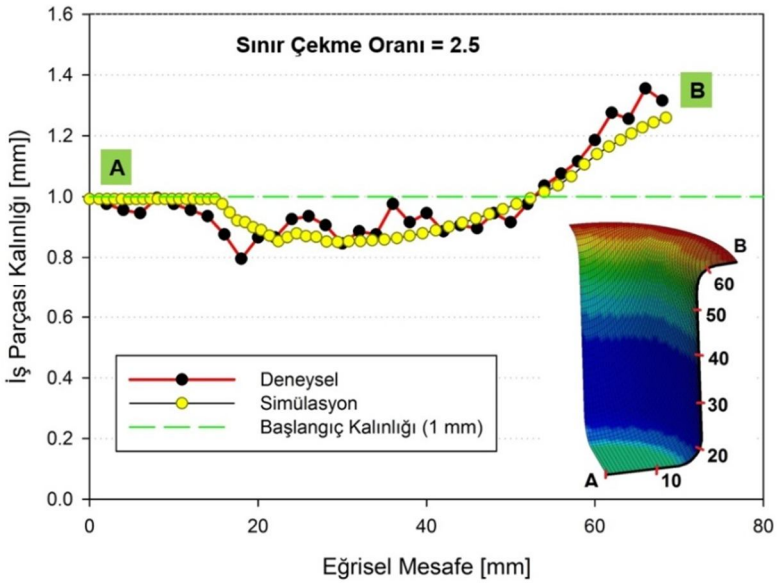


Şekil 4.11. Hidrolik şişirme ve çekme deneyi verileriyle yapılan analiz sonuçlarının deneysel sonuçlarla karşılaştırılması

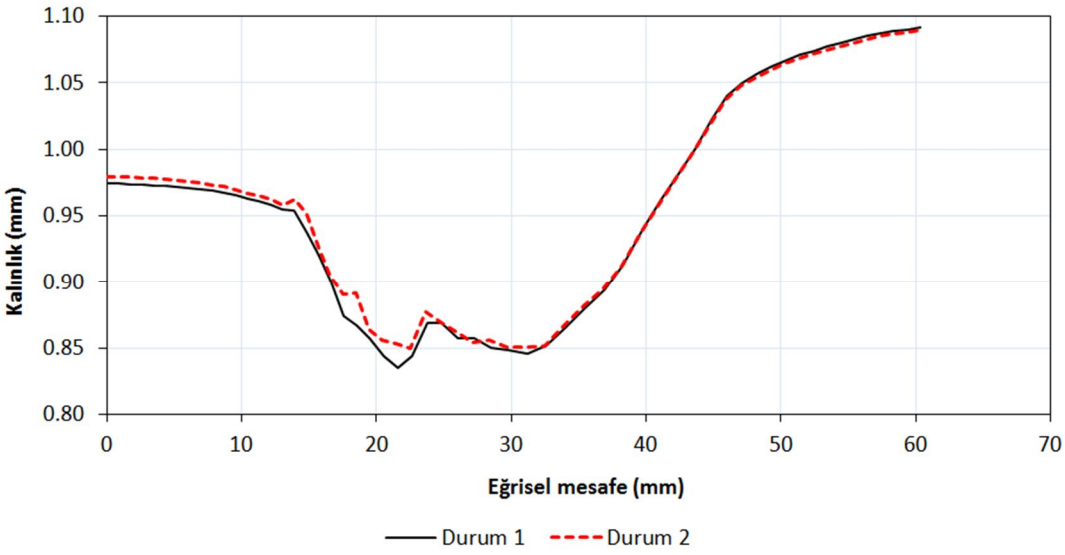
4.3.2. Johnson Cook malzeme modeli

Johnson Cook malzeme modelinin kullanıldığı simülasyonlardan elde edilen kalınlık değişimleri ile deneysel sonuçlar oda sıcaklığı için Şekil 4.12'de karşılaştırılmıştır. Şekilde görüldüğü gibi deney ve simülasyon verileri oldukça uyumludur. Yani Johnson Cook malzeme modeli oda sıcaklığındaki simülasyonlarda güvenle kullanılabilir.

Ancak daha yüksek sıcaklıklarda modelin kullanılabilirliğine yönelik yapılan araştırmada sacın **Şekil 3.62**'de görülen iki farklı sıcaklık durumunda çok farklı kalınlık dağılımı beklenirken Şekil 4.13'de görüldüğü gibi minimum kalınlık değerleri arasında 0.015 mm gibi küçük bir fark dışında kalınlıklar büyük oranda aynı çıkmıştır. Bu durumda Johnson Cook malzeme modelinin belirlenen katsayılarıyla akma eğrilerinin tüm bölgesi doğru bir şekilde modellenemediği için yüksek sıcaklıklardaki simülasyonlarda doğru sonuçlar vermediği görülmüştür. Bu nedenle Ls-Dyna'da 106 numaralı Elastik-viskoplastik-termal malzeme modelinin kullanılmasına karar verilmiştir.



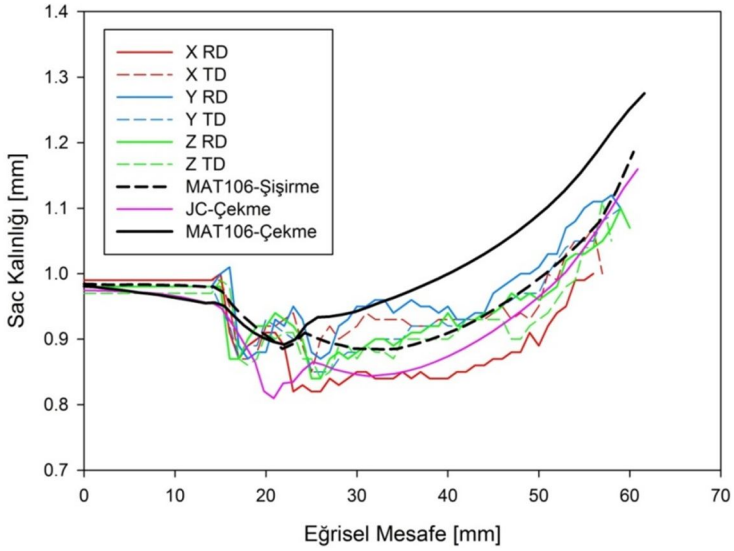
Şekil 4.12. Hidromekanik derin çekmede deneysel ve simülasyondan elde edilen kalınlıkların karşılaştırılması (Acar, 2014)



Şekil 4.13. İki farklı sıcaklık dağılımında elde edilen kalınlık dağılımları

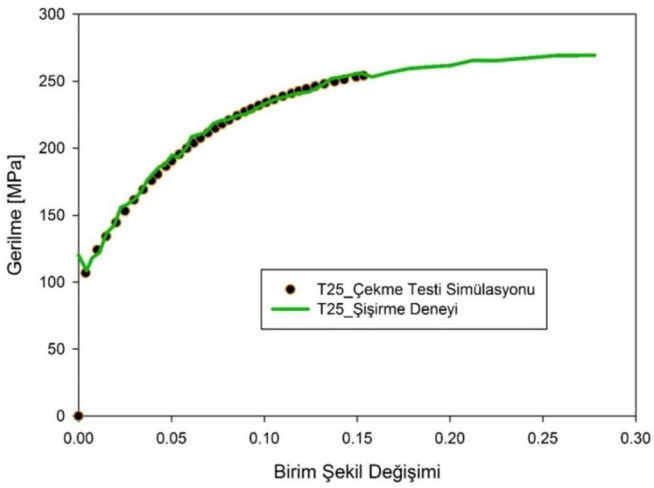
4.3.3. Elastik-viskoplastik-termal malzeme modeli

Çekme ve hidrolik şişirme deneyinden elde edilen verilerle oluşturulan malzeme modeli kullanılarak oda sıcaklığında 100 mm çapındaki sacın hidromekanik derin çekilmesi analiziyle deneysel sonuçlar Şekil 4.14'te görüldüğü gibi karşılaştırılmıştır. Buna göre deneysel sonuçlar oda sıcaklığı için en iyi olarak hidrolik şişirme deneyi verilerinden oluşturulan malzeme modeliyle tahmin edilmiştir.

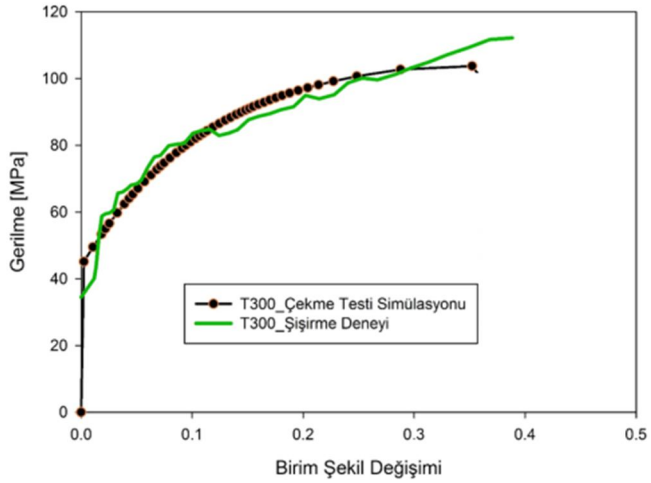


Şekil 4.14. Farklı malzeme modelleri ile analiz yapılması durumunda, analiz sonucunun deneysel sonuçlarla karşılaştırması (Acar, 2014)

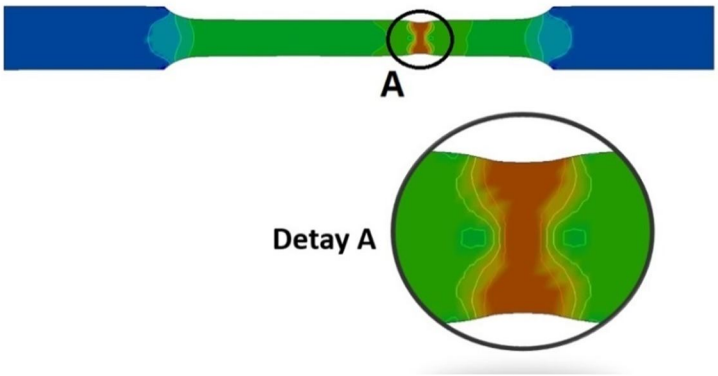
Malzeme modelinin bir diğer doğrulaması çekme testinin simülasyonu üzerinden yapılmıştır. Oda sıcaklığı ve 300°C sıcaklıkta yapılan simülasyonlar sonucunda elde edilen gerilme-BŞD diyagramları ile aynı sıcaklıktaki hidrolik şişirme testlerinden elde edilen sonuçlar birbirleriyle Şekil 4.15 ve Şekil 4.16'daki gibi karşılaştırılmıştır. Analizde **Şekil 4.17** ve **Şekil 4.18**'de görüldüğü gibi boyun verme olayı ile elemanların birbirinden ayrılıp numunenin yırtılması çok gerçekçi bir şekilde simüle edilebilmiştir. Karşılaştırmalardan görüldüğü üzere gerilme-birim şekil değiştirme eğrileri hem yüksek hem de düşük sıcaklıklarda büyük oranda uyum göstermiştir. Bu nedenle, yükleme profillerinin optimum değerlerinin belirlendiği SE analizlerinde, şişirme deneyi datasıyla oluşturulan MAT 106 numaralı malzeme modeli kullanılmıştır.



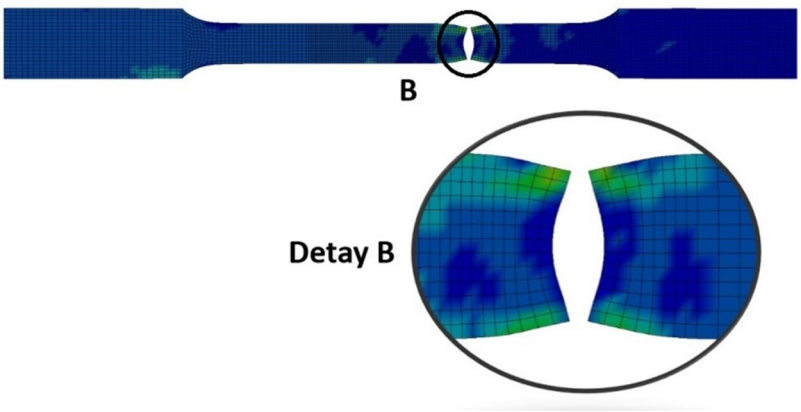
Şekil 4.15. 25 ºC sıcaklıktaki çekme testi simülasyonu ile şişirme deneyi sonucu elde edilen gerilme-birim şekil değişimi eğrilerinin karşılaştırılması (Acar, 2014)



Şekil 4.16. 300 ºC sıcaklıktaki çekme testi simülasyonu ile şişirme deneyi sonucu elde edilen gerilme-birim şekil değişimi eğrilerinin karşılaştırılması (Acar, 2014)



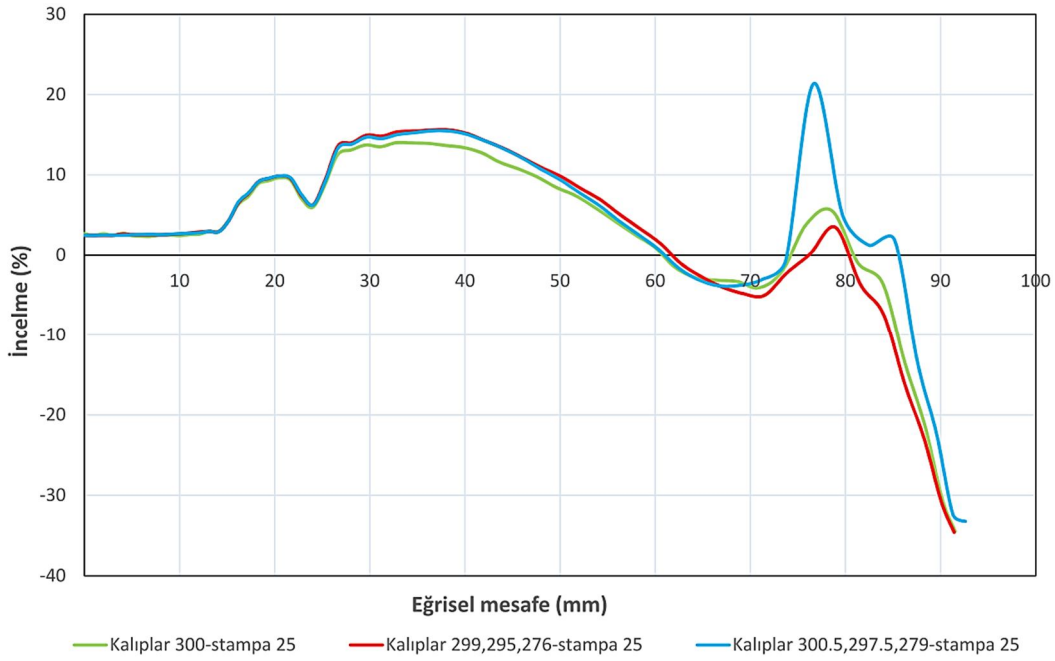
Şekil 4.17. 300 ºC sıcaklıkta yapılan çekme deneyi simülasyonu sonucunda numune üzerindeki von Mises gerilmesi dağılması ve boyun verme detayı (Acar, 2014)



Şekil 4.18. 300 ºC sıcaklıkta yapılan çekme deneyi simülasyonu sonucunda boyun verme bölgesinde meydana gelen yırtılma (Acar, 2014)

4.3.4. Kalıpların ve ıstampanın sıcaklık değişiminin analiz sonuçlarına etkisi

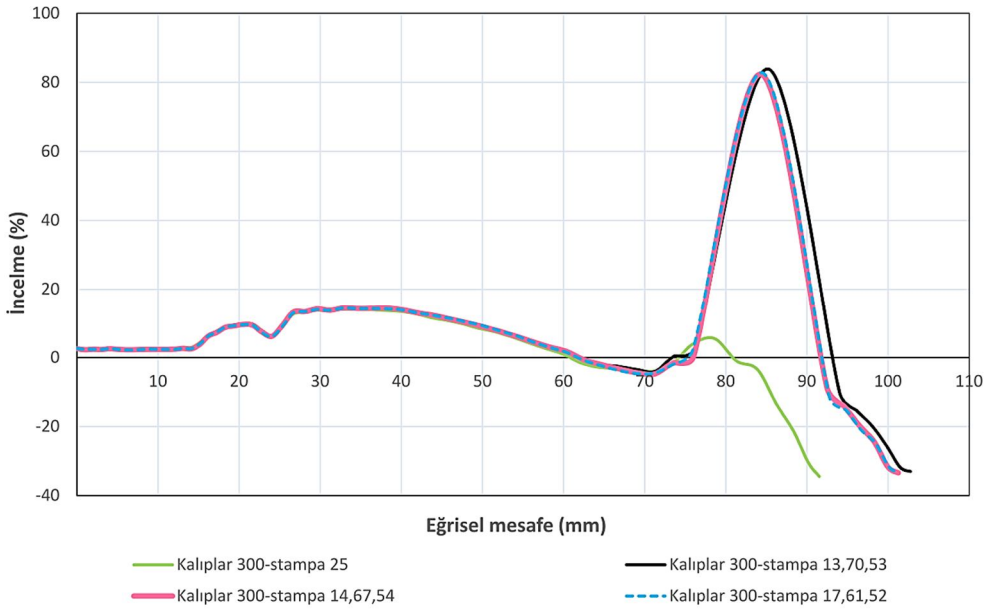
Bu bölümde, Bölüm 3.3.2.5'de anlatılan ve şekillendirme işlemi sırasında kalıpların sıcaklık değişiminin modellendiği analizlerle, sıcaklığın proses boyunca sabit kabul edildiği analizlerden elde edilen sonuçlar karşılaştırılmıştır. Buna göre kalıpların proses sırasında değişen sıcaklık değerlerinin kalıpların **tüm bölgesine** atanması durumunda elde edilen sonuçlar **Şekil 4.19**'da verilmiştir. Burada kalıpların en iç termokupllarından ölçülen iki farklı sıcaklık değişim durumuyla sabit sıcaklık durumu karşılaştırılmış ve ıstampa sıcaklığı 25°C'de sabit alınmıştır. Şekilden görüldüğü gibi kalıp sıcaklıklarının sabit olduğu durumla kalıpların analiz başında 299, analiz ortasında 295 ve analiz sonunda 276 °C'de olduğu durum sonuçları birbirine yakındır ancak kalıpların analiz boyunca sıcaklık değişiminin 300.5, 297.5 ve 279 °C olması durumunda sacın kalıp radyüsü bölgesinde incelme değeri diğer durumlara göre oldukça artmıştır. Bu durum, az da olsa kalıp sıcaklığındaki artmanın sacın kalıp radyüsü bölgesi mukavemetini azaltmasından kaynaklanmaktadır.



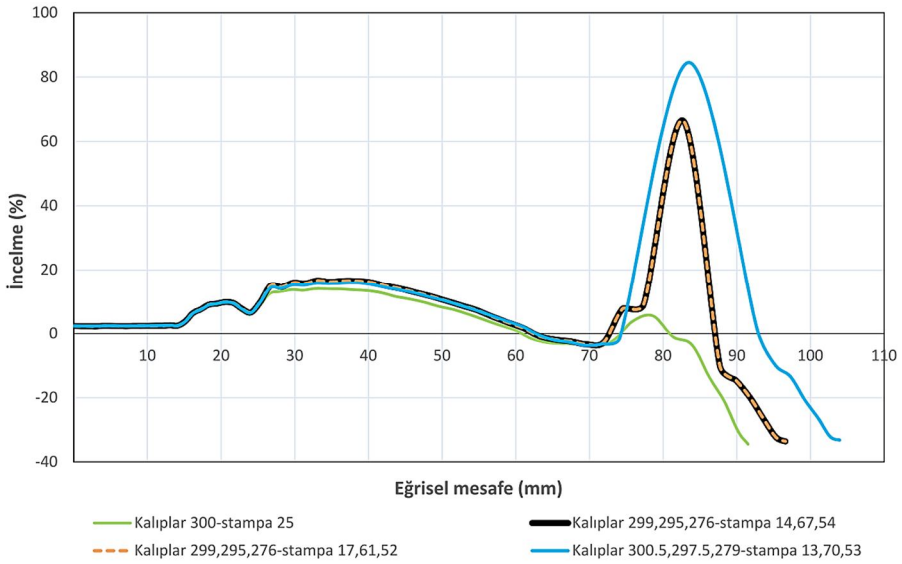
Şekil 4.19. Kalıpların tüm bölgesinin aynı değişken sıcaklığa sahip olması durumuyla sabit kalıp sıcaklığının karşılaştırılması

Istampanın deneylerde ölçülen üç farklı sıcaklık değişiminin analizlerde modellenmesi durumunda elde edilen sonuç **Şekil 4.20**'de görülmektedir. Buna göre ıstampa sıcaklığının proses sırasında 70 °C'lere kadar artması sacın kalıp radyüsü

bölgesinde %80'lere varan incelmeye neden olmuş yani bu bölgede hasar oluşacağı tahmin edilmiştir. Kalıp ve ıstampa sıcaklıklarındaki değişimin modellendiği SE analizlerinden elde edilen sonuçlar da **Şekil 4.21**'de verilmiştir. Bu analizlerde de kalıp sıcaklıkları proses sırasında değiştiği zaman yine kalıp radyüsü bölgesinde hasar oluşacağı tahmin edilmiştir. Yapılan IHDÇ deneylerinde de analizlerde tahmin edildiği gibi hasar genellikle kalıp radyüsü bölgesinde meydana gelmektedir. Ancak kalıpların sıcaklık değişiminin modellendiği bu deneylerde parçalar hasarsız olarak şekillendirilebilmiştir. Bu durumda kalıp sıcaklıklarının sabit olarak modellendiği analizlerin daha doğru sonuçlar verdiği anlaşılmaktadır ancak deneylerde kalıp sıcaklıları değiştiği halde parçalar hasarsız olarak üretilebilmiştir. Buradan kalıp sıcaklık değişiminin gerçekte olduğu gibi bölgesel olarak değil de kalıpların tüm bölgesinde olduğu kabul edilerek yapılan modellemenin yanlış olduğu sonucuna ulaşılmıştır. Çünkü **Şekil 3.66**'da görüldüğü gibi yapılan bir deneyde ıstampa ucundaki sıcaklık 84 °C'ye çıksa bile ıstampa ortasındaki sıcaklığın 15 °C'de sabit olduğu anlaşılmaktadır. Halbuki burada yapılan analizlerde ıstampanın tüm bölgesinde sıcaklığın 70 °C'lere kadar çıktığı kabul edilmiştir. Bu nedenle kalıpların sıcaklık değişiminin analiz sonuçlarına etkisinin incelenmesi için gerçekte olduğu gibi kalıpların her bir bölgesinin sıcaklık değişiminin modellenmesine karar verilmiştir. Bu durumda yapılan analiz şartları Bölüm 3.3.2.4'de anlatılmıştır.

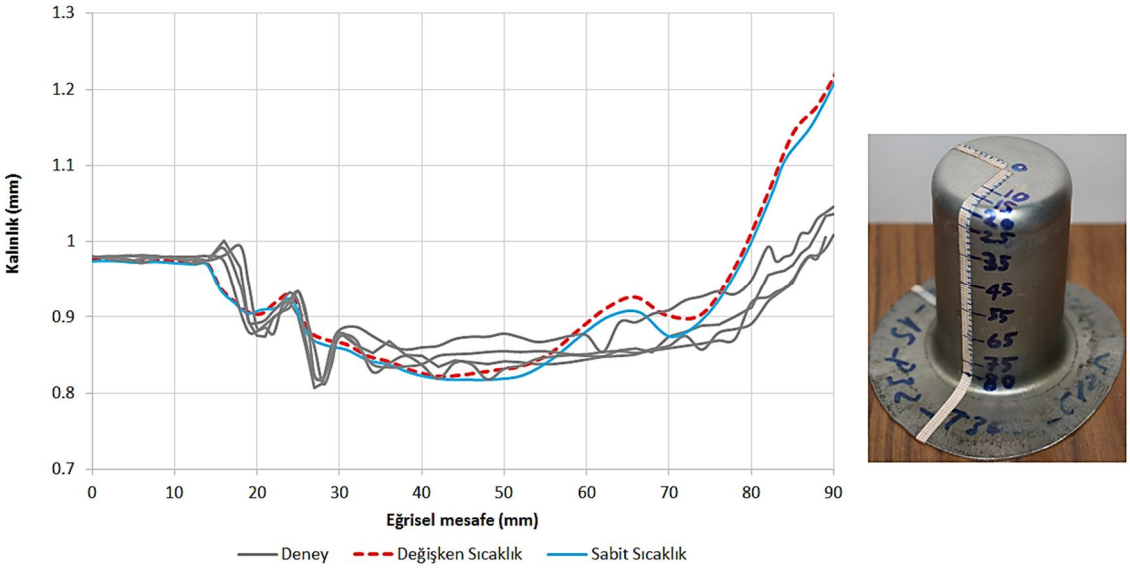


Şekil 4.20. Istampanın sıcaklık aralığının IHDÇ prosesine etkisi



Şekil 4.21. Hem kalıpların hem de ıstampanın sıcaklık aralığının IHDÇ prosesine etkisi

Proses sırasında kalıp sıcaklıklarındaki değişimin bölgesel olarak modellenmesi durumunda elde edilen sonuç **Şekil 4.22**'de görülmektedir. Grafikte kalıp sıcaklıklarının proses boyunca sabit ve değişken olması durumunda elde edilen kalınlık dağılımı aynı şartta yapılan deneylerde üretilen 2 adet silindirik parçanın hadde ve hadde doğrultusuna dik doğrultuda ölçülen kalınlık dağılımları ile karşılaştırılmıştır. Burada kalıp sıcaklıklarının sabit veya değişken olması durumundaki kalınlık dağılımlarının birbirine çok yakın çıktığı görülmektedir. Analizlerde parçanın flanş bölgesindeki kalınlaşma eğilimi deneylere göre çok daha fazla olmuştur. Ancak analizden elde edilen kalınlık dağılımları diğer bölgelerde büyük oranda deneysel sonuçlara yakın çıkmıştır. Bu nedenle analizlerde kalıpların her bir bölgesinin sıcaklık değişiminin önce deneylerde ölçülmesi sonra bu durumun modellenmesine gerek olmadığı, kalıp sıcaklıklarının proses boyunca sabit olarak modellenmesinin kabul edilebilir bir yaklaşım olduğu sonucuna ulaşılmıştır.

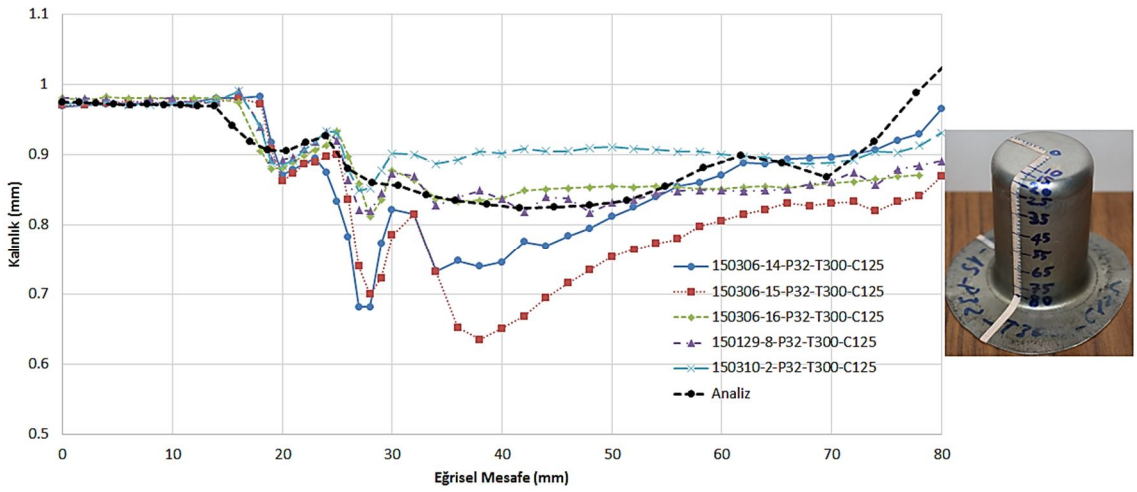


Şekil 4.22. 300°C kalıp ve 25°C ıstampa sıcaklığı ile bölgesel olarak değişken kalıp ve ıstampa sıcaklığı şartlarında yapılan analizlerden elde edilen kalınlık dağılımları

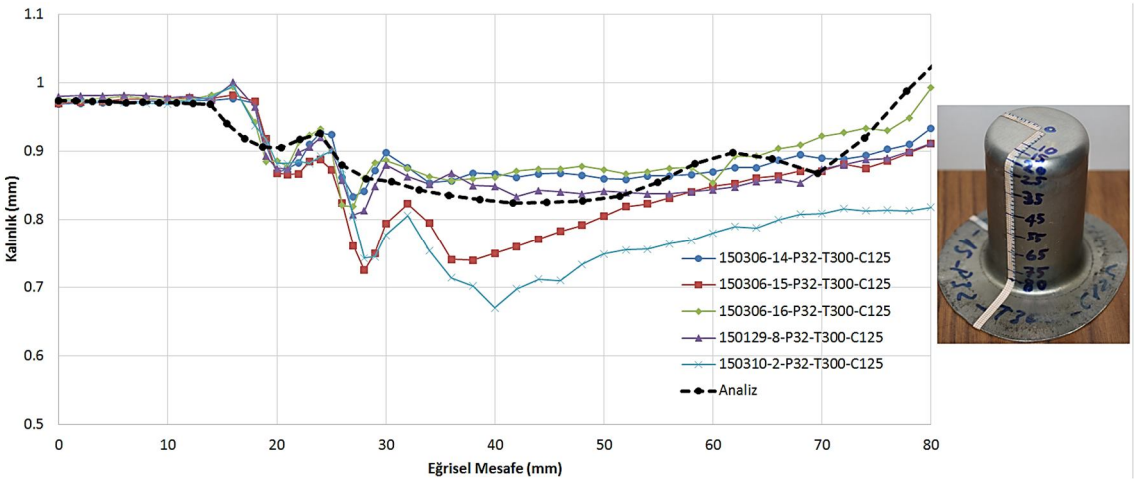
4.3.5. IHDÇ prosesi analizlerinin doğrulanması

IHDÇ proses analizlerinin doğrulanması için Bölüm 3.3.2.6'da yapılan çalışma sonucunda deney ve analizlerden elde edilen kalınlık dağılımları hadde ve haddeye dik doğrultu için **Şekil 4.23**'te karşılaştırılmıştır. Çeyrek modelin kullanıldığı analizlerden elde edilen kalınlık dağılımı, izotropik malzeme modeli kullanılmasına rağmen kalınlığın elde edildiği yola bağlı olarak **Şekil 4.24**'teki gibi değişmiştir. Bu dağılımlar birbirlerine göre 45 mm konumundan sonra farklılık göstermektedirler. Sacın sol ve sağ kenarlarına uygulanan sınır şartlarının, 45 mm konumundan sonra elemanlardaki aşırı çarpılmaların ve analizlerde kullanılan eleman formülasyonunun bu farklılığa neden olabileceği düşünülmüştür. Bu nedenle deneysel sonuçlarla karşılaştırmak için sınır şartlardan etkilenmeyen orta konumdaki kalınlık dağılımı **Şekil 4.23**'de kullanılmıştır. Şekilden görüldüğü gibi beş tekrarlı deneyden ölçülen kalınlık dağılımları hem hadde hem haddeye dik doğrultuda geniş bir aralıkta yer almıştır. Her iki doğrultuda da iki eğri diğerlerinden oldukça uzakta çıkmıştır. Ancak örneğin hadde doğrultusunda 150306-14 deneyi sonucu diğer sonuçlardan uzakta iken hadde doğrultusuna dik doğrultuda elde edilen kalınlık dağılımı diğer sonuçlara yakındır. Sadece 150306-15 deneyinde her iki doğrultuda ölçülen kalınlık dağılımı diğer deney sonuçlarından uzakta çıkmıştır. 150310-2 deneyinde ise iki ölçüm doğrultusu arasında çok büyük fark bulunmaktadır. Analiz sonucunda elde edilen kalınlık dağılımı her iki doğrultudaki deneysel sonuçlarla büyük bir uyum içerisinde çıkmıştır. Analizden elde edilen kalınlık dağılımı özellikle 55

mm konumuna kadar 150306-16 ve 150129-8 kodlu deneylerden elde edilen kalınlık dağılımına çok yakındır. 62 mm konumunda belirtilen iki deney sonuçlarından bir miktar sapma olsa da kalınlıklar diğer deneylerden elde edilen sonuçların içerisinde yer almıştır. Analiz sonuçları ile bu iki deney sonucunun her bir noktada fark değerleri hesaplanmış ve ortalama farkın 0.018 mm olduğu bulunmuştur. Analiz ve deneylerde sacın 1 mm'den 0.82 mm'ye kadar incelmiş olduğu düşünüldüğünde 0.018 mm fark değeri 0.18 mm incelme değerinin 10'da 1'i kadar etmektedir. Dolayısıyla analizlerin %10 hatayla diğer bir deyişle %90'a varan oranda bir doğrulukla deneysel sonuçları doğru tahmin ettiği söylenebilir. Bu da analizler için oldukça yüksek bir doğruluk değeridir. Bu sonuç ayrıca IHDÇ prosesinin SE modeli oluşturulurken malzeme davranışını belirlemek için yapılan testlerin, kullanılan malzeme modelinin, termal katsayıların, ısı transferi sonucunda sacın sahip olduğu sıcaklık dağılımının, sürtünme şartlarının ve kalıp sıcaklıkları ile ilgili yapılan kabullerin de doğruluğunu göstermektedir. Analizler yoluyla belirlenmiş olan uygun kalıp geometrileri, kalıp sıcaklıkları, sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti profilleri kullanılarak başarılı deneyler yapılmış olması, aslında kalınlık karşılaştırılması yapılmadan da IHDÇ analizlerinin doğruluğu konusunda bir bilgi vermektedir.

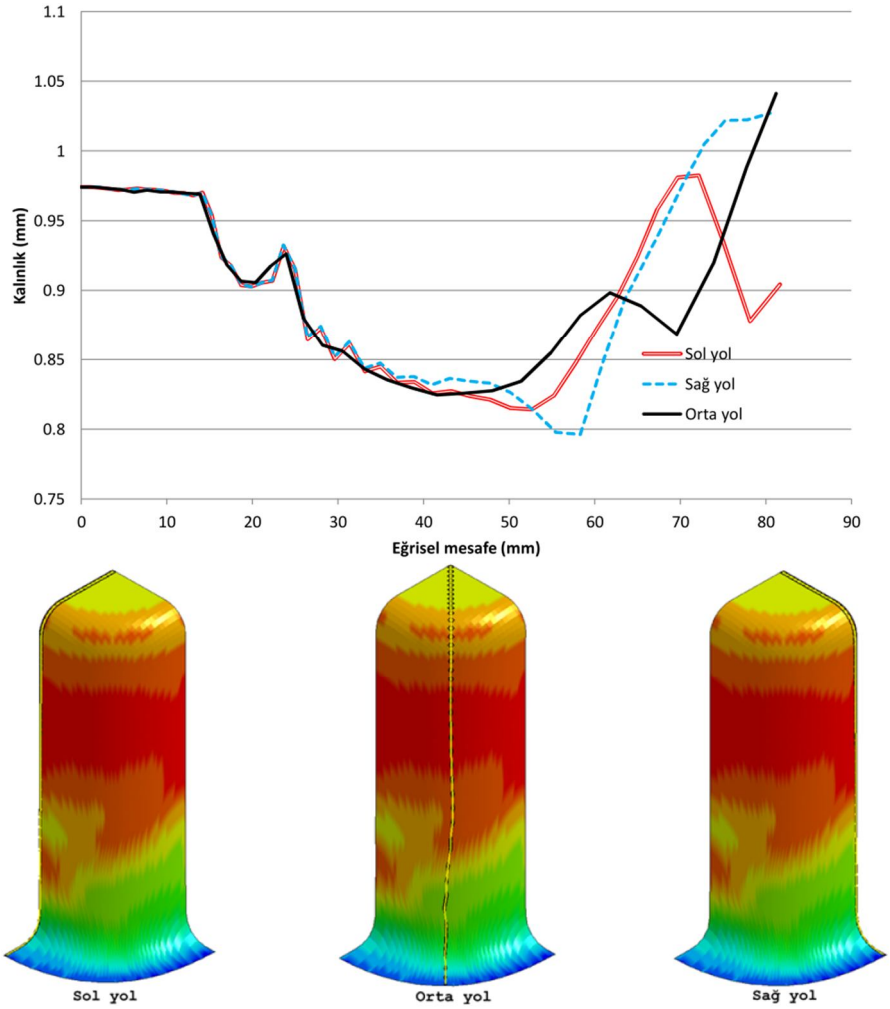


a)



b)

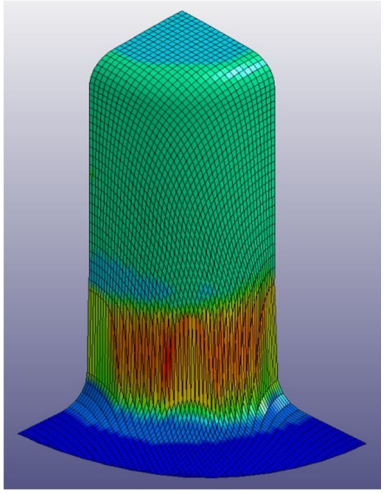
Şekil 4.23. 125 mm çapındaki sacın IHDÇ prosesiyle şekillendirilmesi deneyleri ve analizinden elde edilen kalınlık dağılımı a) hadde doğrultusu, b) hadde doğrultusuna dik doğrultu ölçümleri



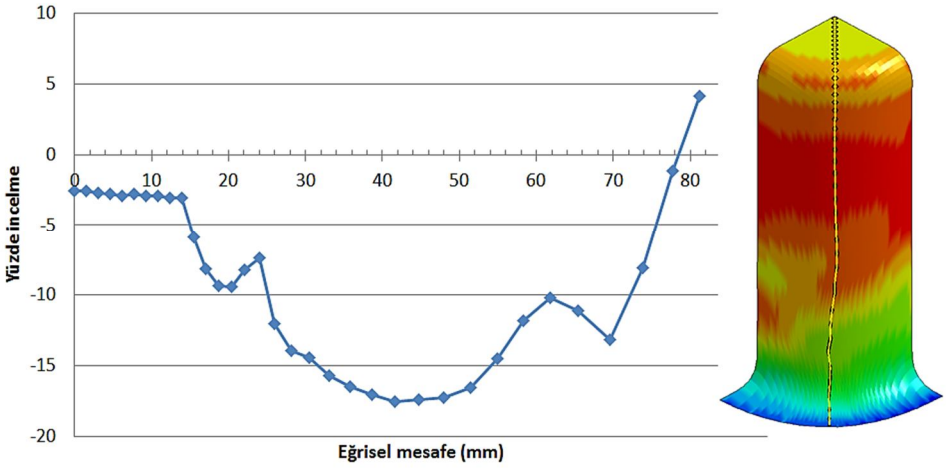
Şekil 4.24. Analizlerden elde edilen kalınlık dağılımının yola göre değişimi

SE analizlerin doğrulanması konusunda bir başka çalışma analizlerle ve deneylerle belirlenen SÇO değerlerinin karşılaştırılması yoluyla yapılmıştır. Bu amaçla yapılan deneylerde 300 ve 220 °C kalıp sıcaklıklarında malzemenin SÇO değerleri sırasıyla 125 mm ve 120 mm sınır çapa sahip sacların şekillendirilebilmesiyle 3.125 ve 3 olarak belirlenmiştir. Aynı şartlardaki analizlerde ise sınır çap değerleri 125 mm ve 118 mm olarak belirlenmiş böylece tahmin edilen SÇO değerleri 3.125 ve 2.95 olmuştur. 220 °C için deneylerde analizlerden tahmin edilene göre 2 mm daha fazla çapın şekillendirilmesi mümkün olmuştur. 300 °C sıcaklık için ise analizlerden tahmin edilen SÇO değeri, deneylerle birebir uyum göstermiştir. Bu sonuç da IHDÇ prosesinin SE analizlerinin güvenilirliğini teyit etmektedir. Tüm bu sonuçlar neticesinde başarılı ve robust bir IHDÇ işlemi için gerekli olan proses şartlarının analizler kullanılarak güvenle belirlenebileceği ve şekillendirilebilecek sac parça boyutlarının başarıyla tahmin edilebileceği sonucuna ulaşılmıştır.

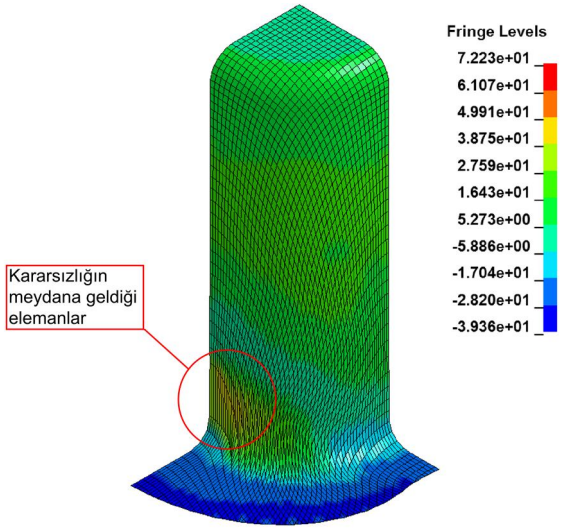
Burada SÇO'nun belirlendiği analizlerde **Şekil 4.25**'te görüldüğü gibi sac malzeme elemanlarındaki aşırı şekil değişimi yani kararsızlık başlangıcı hasar kriteri olarak alınmıştır. Bu çalışmada bazı analizlerde ise sacdaki %20 incelme değeri hasar kriteri olarak kabul edilmişti. Yapılan çalışmalarda %20 incelme kriteri ile kararsızlık başlangıcı hasar kriterinin birbirine çok yakın sonuçlar verdiği bulunmuştur. Örnek olarak 125 mm çapındaki sacın IHDÇ analizinden elde edilen yüzde incelme değeri **Şekil 4.26**'da görüldüğü gibi en fazla %-17.5 iken, 126 mm çapındaki sacın analizinde **Şekil 4.27**'de görüldüğü gibi kararsızlık oluşmuş yani bazı elemanlar aşırı uzarken diğer elemanların şekil değişimi durmuştur.



Şekil 4.25. Analizlerde kararsızlık sonucu elemanların aşırı şekil değiştirmesi



Şekil 4.26. 125 mm çapındaki sacın IHDÇ analizinden elde edilen yüzde incelme değerleri



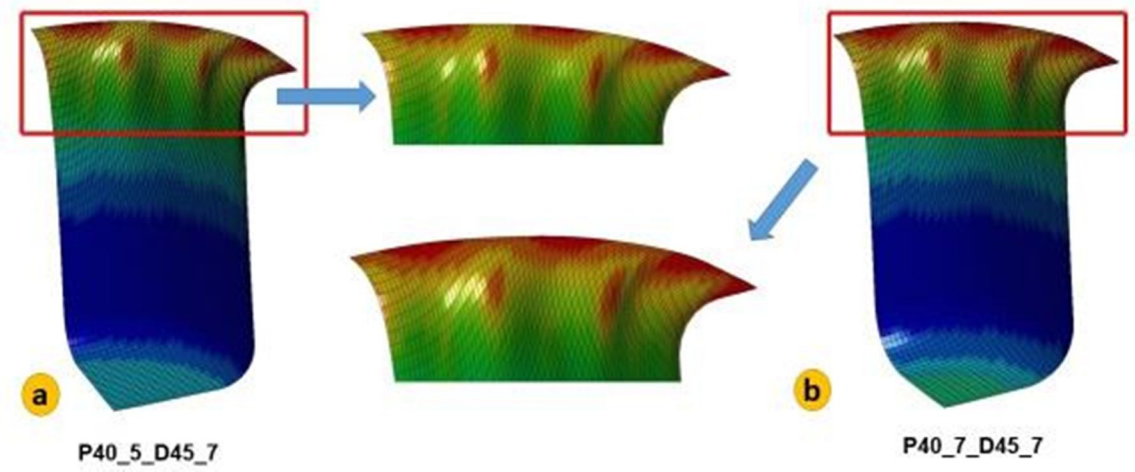
Şekil 4.27. 126 mm çapındaki sacın IHDÇ analizinde kararsızlığın oluşması

4.4. Silindirik Parça Kalıpları için Uygun Geometrik Parametreler

IHDÇ prosesi için optimum olarak belirlenen yükleme profillerinin doğrulanmasında; IHDÇ, IDÇ ve HDÇ proseslerinde AA5754-O malzeme için ulaşılabilen SÇO değerlerinin belirlenmesinde kullanılan kalıpların boyutları Bölüm 3.3.3'de anlatıldığı gibi analizler yapılarak belirlenmiştir. Analizler sonucunda ıstampa çapı, ıstampa uç radyüsü, kalıp iç çapı ve kalıp giriş radyüsü geometrik parametrelerinin en uygun değerleri belirlenmiştir.

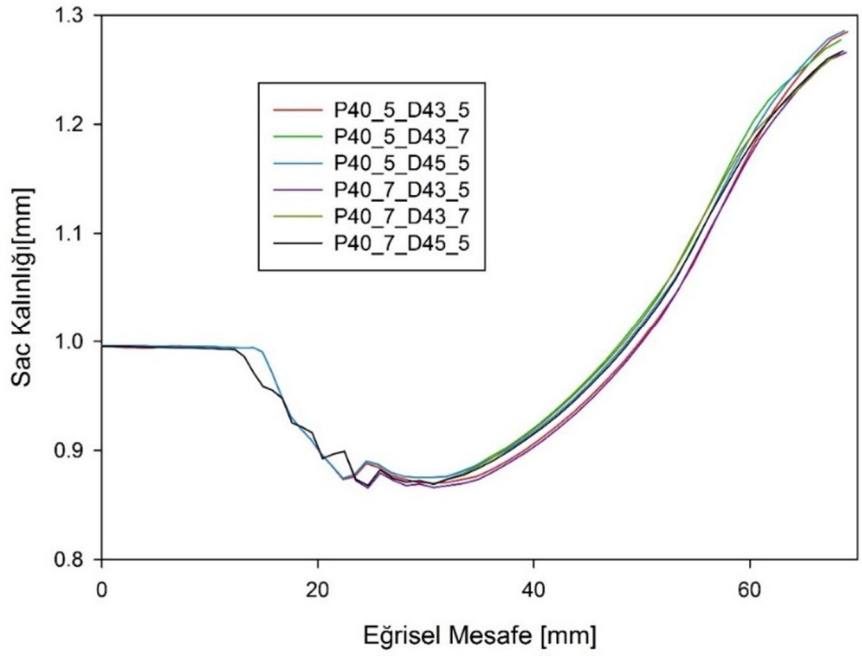
Yapılan simülasyonlar sonucunda **Çizelge 3.9**'de 4. sıradaki **P40_5_D45_7** (40 mm ıstampa çapı, 5 mm ıstampa radyüsü, 45 mm kalıp iç çapı ve 7 mm kalıp radyüsü) ve 8. sıradaki **P40_7_D45_7** isimli analizlerde sac üzerinde kalıp radyüsü bölgesinde

buruşmalar meydana geldiği için (**Şekil 4.28**) bu iki model karşılaştırma işleminde değerlendirmeye alınmamıştır.



Şekil 4.28. Kalıp geometrisinin belirlenmesinde kullanılan bazı modellerdeki buruşma etkisi a) P40_5_D45_7 isimli model b) P40_7_D45_7 isimli model

Çözülen diğer modeller değerlendirilirken şekillendirilmiş iş parçası merkezinden etek kenarına kadar olan bölgede eğrisel mesafe boyunca kalınlık ölçümleri karşılaştırılmıştır. Farklı kalıp geometrileri için gerçekleştirilen analizler sonucunda elde edilen kalınlık dağılımları **Şekil 4.29**'da verilmiştir.



Şekil 4.29. Istampa çapı 40 mm iken farklı kalıp geometrileri için analizler sonucunda elde edilen iş parçası kalınlık dağılımları karşılaştırması

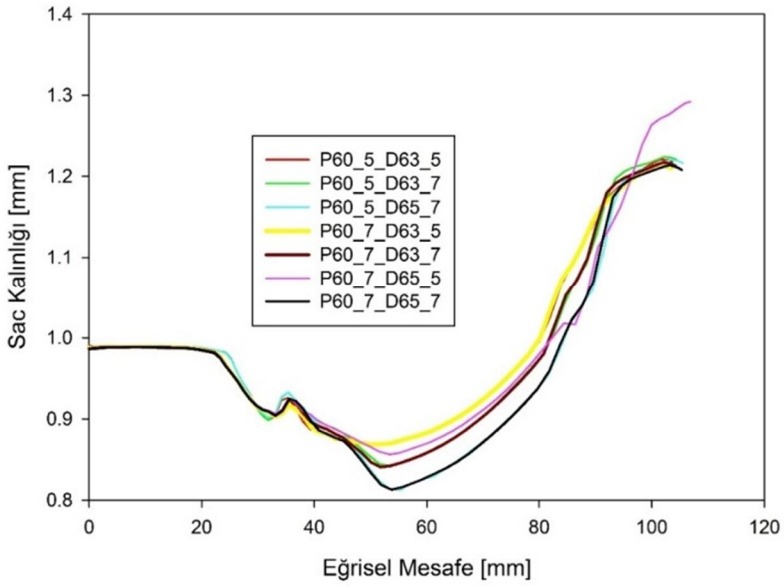
Şekil 4.29'da görüldüğü gibi tüm kombinasyonlar benzer kalınlık dağılımı sergilemiştir.

Istampa çapı 60 mm olduğunda yapılan analizler sonucunda P60_5_D63_5 kodlu analizde şekillendirme tamamlanmadan sacda aşırı incelmeler oluşmuştur. Diğer analizlerin eğrisel mesafe boyunca karşılaştırması **Şekil 4.30**'da verilmiştir. Şekil incelendiğinde en az incelmeyi veren kalıp geometrisi P60_7_D63_5 analizinden elde edilmiştir.

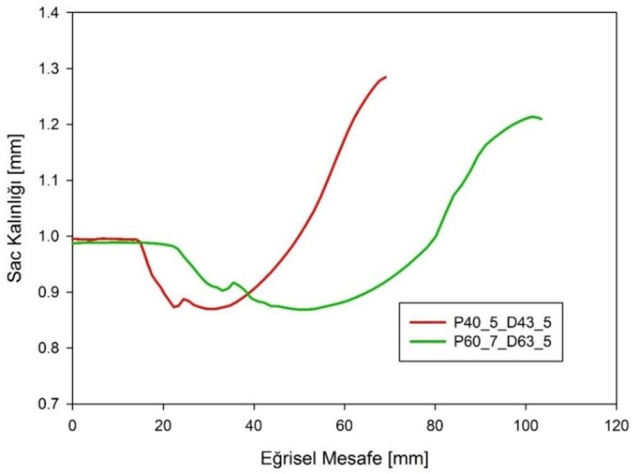
Hem 40 mm hem de 60 mm ıstampa çapları için bulunan en uygun eğriler Şekil 4.31'de karşılaştırılmıştır. Şekle göre her iki kalıp geometrisinin de sacda en fazla %14 civarında incelmeye neden olduğu görülmektedir. Bu nedenle mevcut deney düzeneğinin basınç kapasitesi ve baskı plakası kuvveti kapasitesi ile kalıp maliyeti ve sac sarfiyatı düşünülerek kalıplarda **Çizelge 4.2**'de verilen geometrik parametreler kullanılmıştır.

Çizelge 4.2. Analizler sonucunda bulunan en uygun geometrik parametreler

Istampa çapı (mm)	Istampa radyüsü (mm)	Kalıp çapı (mm)	Kalıp radyüsü (mm)
40	5	43	5



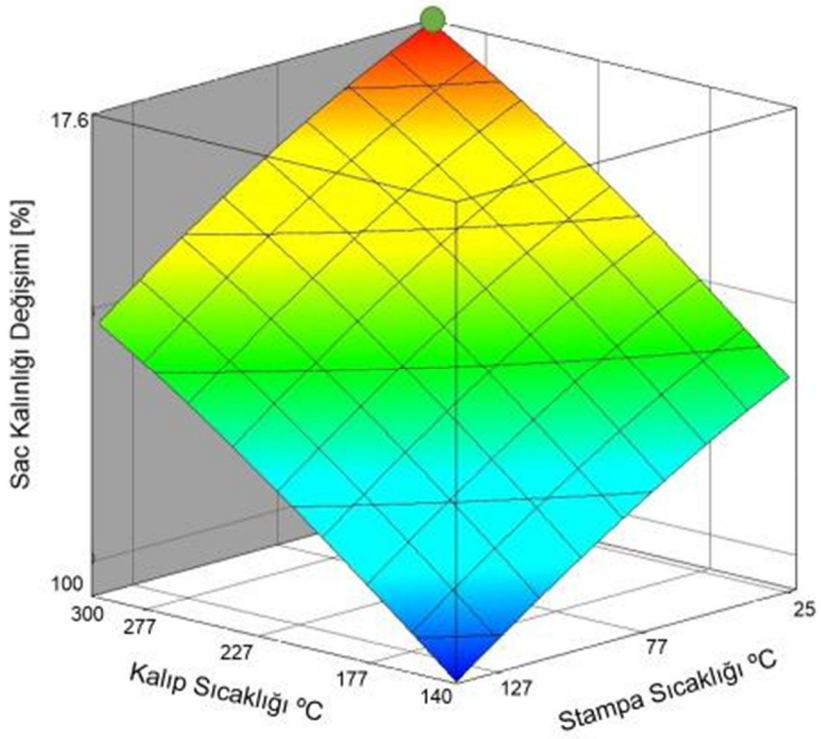
Şekil 4.30. Istampa çapı 60 mm iken farklı kalıp geometrileri için analizler sonucunda elde edilen iş parçası kalınlık dağılımları karşılaştırması



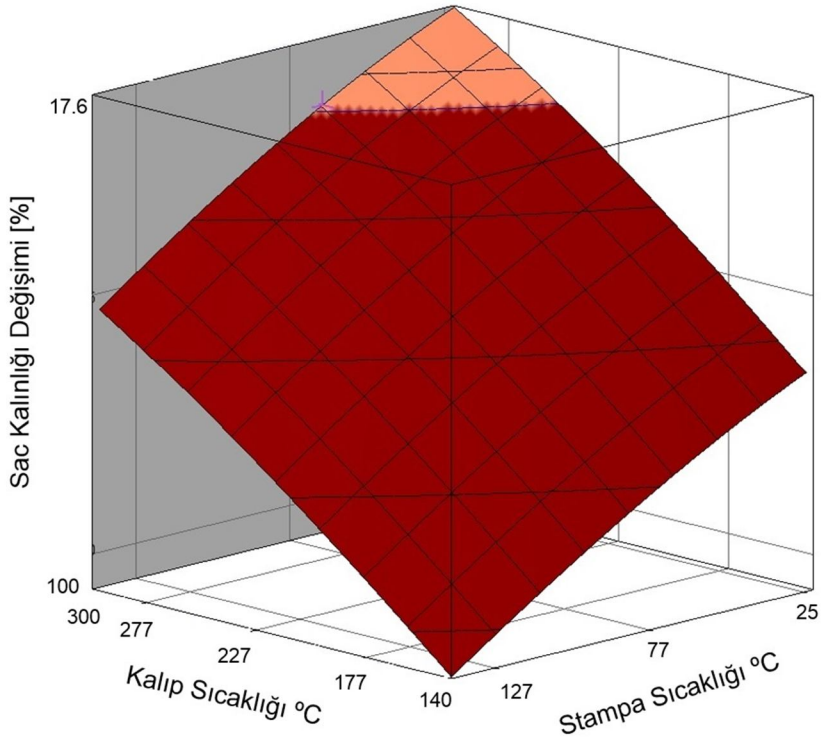
Şekil 4.31. Kalıp geometrisi tasarımında 40 mm ve 60 mm ıstampa çaplarındaki en az incelmeyi veren geometri kombinasyonları karşılaştırması

4.5. Kalıpların Optimum Sıcaklık Değerleri

IHDÇ ve IDÇ proseslerinde malzemede en fazla şekillendirilebilirliğin elde edileceği sacın en uygun sıcaklık dağılımı kalıpların en uygun sıcaklık değerlerinin bulunması yoluyla analizler yapılarak belirlenmiştir. Analizler sonucunda en fazla şekillendirilebilirliğin sac malzemede en az incelmeye neden olan sıcaklık değerleri ile elde edilebileceği kabul edilmiştir. Ls-Dyna yazılımının Ls-Opt optimizasyon modülü ile yapılan analizlerin sonuçları yine Ls-Opt tarafından istatiksel olarak değerlendirilmiş ve **Şekil 4.32**'de verilen tepki yüzeyi (response surface) grafiği ile kalıpların sacda neden oldukları incelme üzerinden değerlendirilmiştir. Bu sonuca göre kalıp (kalıp ve baskı plakası) sıcaklıkları arttıkça ve ıstampa sıcaklığı azaldıkça sacda oluşan maksimum (%) yüzde incelme değeri azalmaktadır. Yapılan analizlerde sabit yükleme profilleri kullanılmıştır ve bu analizlerde optimum sıcaklık kombinasyonu (grafiğin üst kısmındaki yeşil nokta) kalıplar için 300 ºC ve ıstampa için 25 ºC olarak belirlenmiştir. Buradan da anlaşıldığı üzere, IHDÇ prosesinde en uygun kalıp sıcaklıkları olarak, sac malzemede deformasyonun çoğunun meydana geldiği flanş bölgesinde, çekme deneyinde maksimum yüzde uzamaların elde edildiği sıcaklık değeri; deformasyonu meydana getiren kuvveti taşıyan cidar bölgesinde de maksimum mukavemet için mümkün olan en düşük sıcaklık değeri optimum olarak bulunmuştur. Belirlenen bu optimum değerlerle yapılan analiz sonucunda sac üzerindeki maksimum yüzde incelme miktarı %17.6 olarak gerçekleşmiştir.



Şekil 4.32. Kalıp ve ıstampa için yapılan sıcaklık optimizasyonu sonuçları (Acar, 2014)

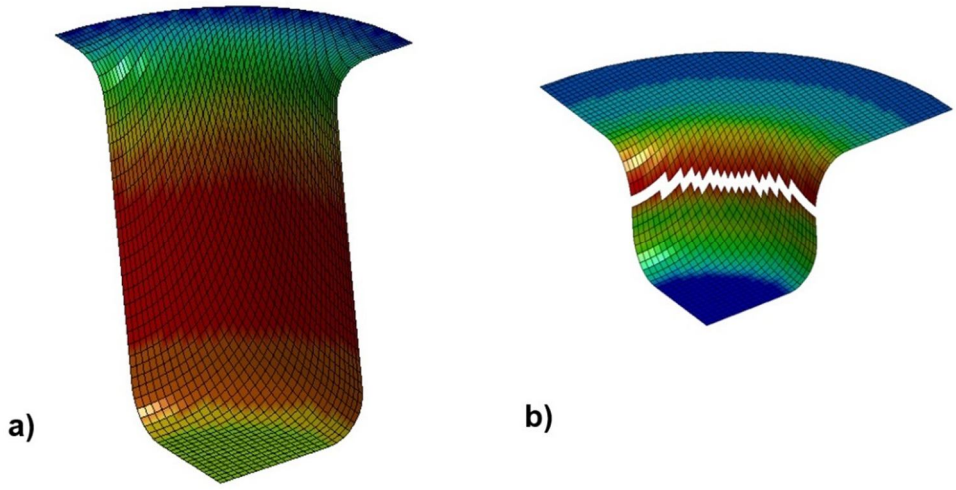


Şekil 4.33. Kalıp ve ıstampa için yapılan sıcaklık optimizasyonu sınır değerleri (Acar, 2014)

Optimizasyon modeli oluşturulurken tecrübi ve literatürdeki değerlere dayanarak hasar kriteri olarak, sac kalınlığının %20 incelmesi kabul edilmiştir. **Şekil 4.33**'teki kırmızı bölge belirlenen bu değerin üzerindeki değerleri göstermektedir. Bu bölgedeki sıcaklık kombinasyonları ile yapılan analizlerde aşırı incelme ve/veya yırtılma sebebiyle şekillendirme tamamlanamamıştır.

Kırmızı bölgenin üzerindeki alanda kalan sıcaklık değerlerinde yüzde incelme hasar kriterine ulaşmadan sac tamamen şekillendirilmiştir. Bu bölge değerleri incelendiğinde kalıp sıcaklığının 250-300 ºC ve ıstampanın 25-70 ºC arasındaki kombinasyonlarında istenilen şekillendirmenin gerçekleştiği belirlenmiştir. Bu değerlendirmeler yapılırken tüm analizlerin aynı sac çapı, aynı yükleme profilleri ve ıstampa ilerlemesi için yapıldığı dikkate alınmalıdır. Böylece etkin ve değişken parametre olarak sadece sıcaklık alınmıştır.

Şekil 4.33'te tanımlanan riskli kırmızı bölge ve üzerindeki güvenli bölgede yapılan iki analizin sonuçları **Şekil 4.34**'de verilmiştir. **Şekil 4.34**a'da görüldüğü gibi sac, 260 ºC kalıp, 25 ºC ıstampa sıcaklığında, 45 mm derinliğine kadar başarıyla şekillendirilirken, iş parçasının maksimum yüzde incelme miktarı kırmızı ile görülen cidar bölgesinde %18.6 olarak ölçülmüştür. Bu değer aynı çaptaki ve aynı yükleme profillerinin uygulandığı 140 ºC kalıp ve 25 ºC ıstampa sıcaklığındaki sac (**Şekil 4.34**b) için %20 incelme değerini aşarken 17.5 mm ıstampa ilerlemesinde yırtılmıştır. Bu görüntü sacın şekillendirilmesinde sıcaklığın etkin bir şekilde modellendiğini göstermekte ve optimum sıcaklık aralığını teyit etmektedir.



Şekil 4.34. Farklı sıcaklıklarda gerçekleştirilen IHDÇ işlemi ve yüzde kalınlık dağılımı a) 260 ºC kalıp ve 25 ºC ıstampa sıcaklığında, b) 140 ºC kalıp ve 25 ºC ıstampa sıcaklığında (Acar, 2014)

4.6. Optimum Yükleme Profilleri

IHDÇ ve HDÇ proseslerinde başarıyla parça üretilerek bu proseslerin şekillendirilebilirlikte artış avantajının ortaya konulabilmesi için en önemli proses parametreleri olan ve ıstampa pozisyonuna göre değişken bir şekilde uygulanması gereken sıvı basıncı ve baskı plakası kuvvetinin optimum değerlerinin belirlenip, proseslerde uygulanabilmesi gereklidir. Bu tez çalışmasının dayandığı hipotezlerden biri SE analizleriyle etkileşimli çalışan bulanık mantık algoritmalarıyla tahmin edilen yükleme profillerinin deneylerde güvenle kullanılabileceğidir. Bu kapsamda IHDÇ, HDÇ ve IDÇ prosesleri için optimum sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti profilleri Bölüm 3.3.5'de anlatıldığı gibi adaptif SEA ile eş zamanlı çalışan BMKA ile belirlenmiştir. Optimum yükleme profilleri belirlenirken örnek alınan Choi ve ark. (2007) çalışmasından farklı olarak, algoritmada kural matrisleri değiştirilmiş ve tüm ıstampa stroku boyunca sıvı basıncı profilinin hesaplatılabilmesi için yeni bir yöntem önerilmiştir. Bu bölümde BMKA'da kullanılan en uygun kural tabanı matrislerinin belirlenmesi ve önerilen desteksiz bölge kontrolü kriteri konusunda yapılan çalışmaların sonuçları, başlangıç sac çapının ve sürtünme katsayısının yükleme profillerine etkisiyle ilgili sonuçlar da sunulmuştur. Sonuçta IHDÇ, HDÇ ve IDÇ proseslerinde silindirik ve endüstriyel parça üretimi için gerekli olan optimum yükleme profilleri elde edilmiştir.

4.6.1. En uygun kural tabanı matrislerinin belirlenmesi

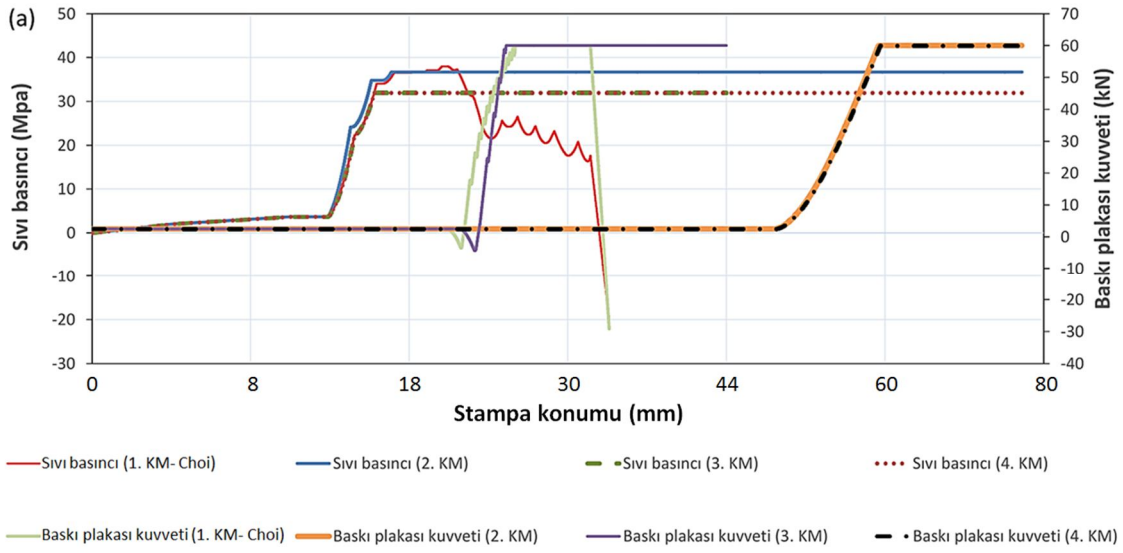
Farklı kural matrisleri kullanılarak yapılan analizler sonucunda elde edilen yükleme profilleri ve yüzde kalınlık incelmeleri Şekil 4.35'te gösterilmiştir. Analizde Choi ve ark (2007) çalışmasında önerilen birinci kural matrisleri (1. KM) kullanıldığı zaman simülasyon 37 mm ıstampa konumunda durmuştur (Şekil 4.35a). Bu durum **Çizelge 3.11**'deki R_1, R_2, R_3 ve R_6 kurallarının negatif olmasından ve dolayısıyla yüklemeleri (sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti) düşürmesinden dolayı meydana gelmiştir. Bu kurallardan dolayı yüklemeler 30 mm konumundan sonra maksimum yüzde incelme ÇKR olduğu için sürekli azalmış ve hatta gerçeğe aykırı olarak negatif olmuştur. Bundan dolayı Choi ve ark (2007) çalışmasında önerilen 1. KM analizin yapıldığı şartlarda başarılı tahminler yapamamıştır.

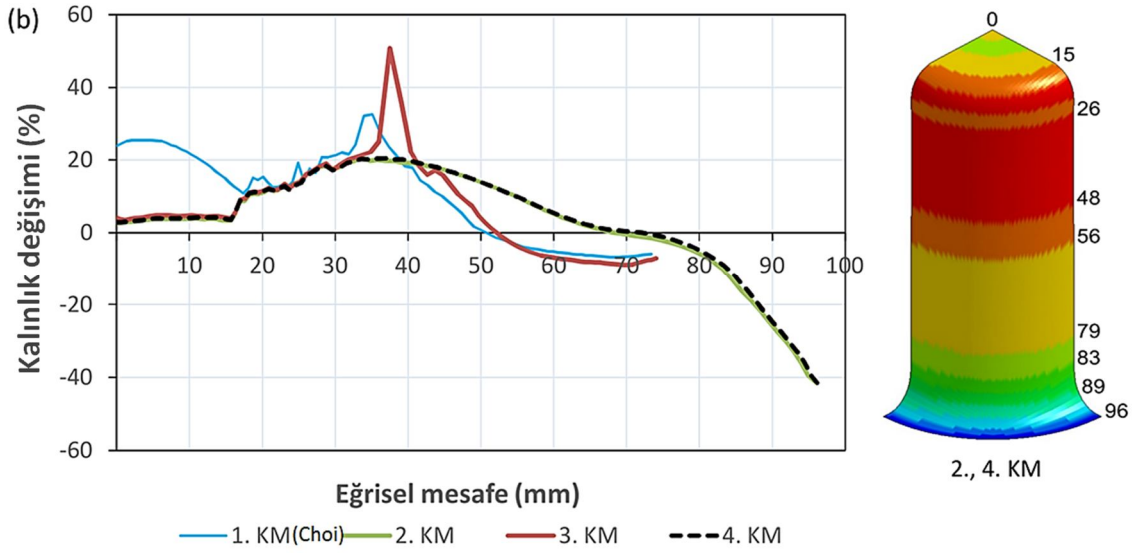
İkinci kural matrisleri (2. KM) kullanıldığında analiz sonuna kadar yükleme profilleri başarıyla tahmin edilebilmiştir. Ancak Çizelge 3.12a'daki R_3 kuralı negatif

olduğu için bu kuralın ateşleneceği bir durumda sıvı basıncındaki azalma gerçeğe aykırı olarak negatif değerler almasına yol açma ihtimali olduğu için 2. KM de uygun görülmemiştir.

Üçüncü kural matrisleri (3. KM) kullanıldığında analiz ıstampanın 44 mm konumunda durmuştur. Bu durum Çizelge 3.12b'deki R_6 kural matrisinin negatif olmasından ve 25 mm konumunda baskı plakası kuvvetinin azalmasından dolayı meydana gelmiştir. Bu kural baskı plakası kuvvetini 2.5 kN'den -4 kN'ye düşürmüştür. Böylece sac metal ve kalıp arasındaki boşluk artmış ve sac buruştuğundan maksimum buruşma yüksekliği ÇKR olmuştur. Dolayısıyla da kuvvet, kural R_4'ten dolayı boşluğu kapatmak ve sacı tutmak için aniden çok (60 kN'ye) artmıştır ve analiz aşırı incelme meydana geldiğinden sonlanmıştır. Böylece 3. KM'nin de proses için uygun olmadığı sonucuna varılmıştır.

Şekil 4.35b'de görüldüğü gibi analiz sonucunda maksimum incelme 1. KM ve 3. KM için sırasıyla %30 ve %50, 2. KM ve 4. KM için de %20 elde edilmiştir. Sonuç olarak 4. KM IHDÇ prosesi için en uygun matris olarak belirlenmiştir.

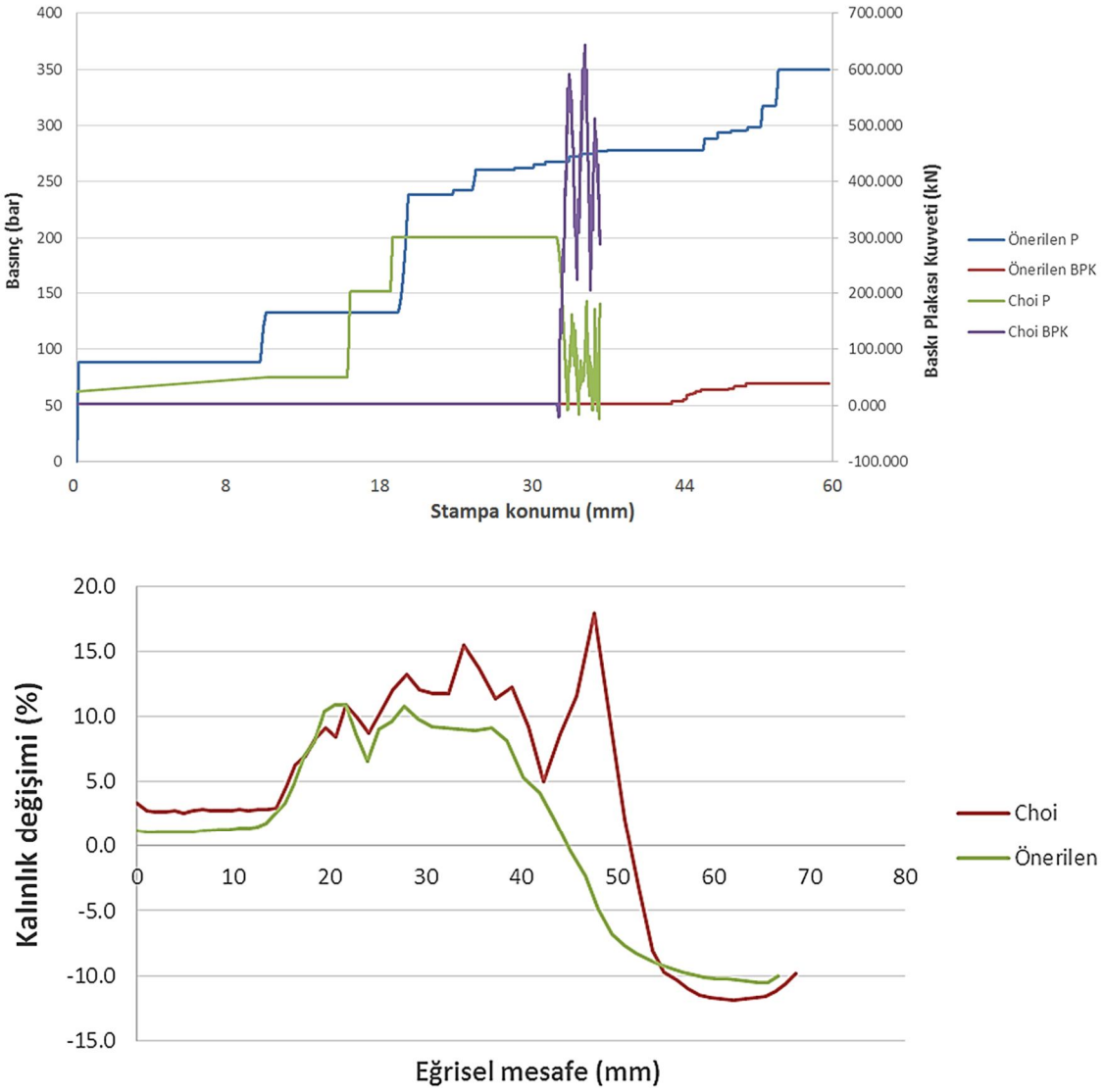




Şekil 4.35. 2., 3. ve 4. kural matrisleri kullanılarak elde edilen (a) yükleme profillerinin, (b) yüzde incelme değerlerinin karşılaştırılması

4.6.2. Önerilen desteksiz bölge kontrolü kriteri ile ıstampa duvarına temas kriterinin karşılaştırılması

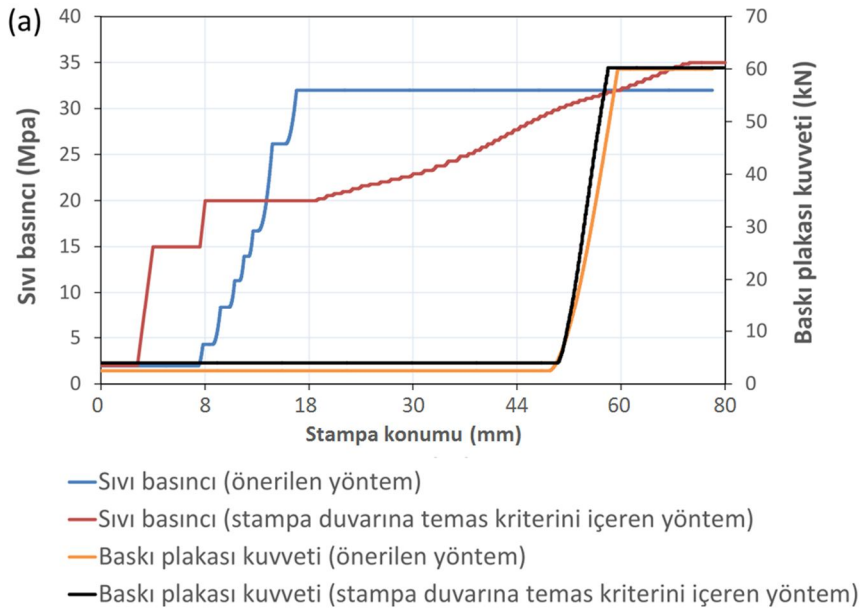
Bu bölümde ıstampa stroğunun en başından itibaren optimum sıvı basıncı profilinin belirlenebilmesi amacıyla önerilmiş olan "desteksiz bölge kontrolü" kriteriyle Choi ve ark. (2007) çalışmasında önerilen ıstampa duvarına temas kriteri ilk olarak IHDÇ prosesinde karşılaştırılmıştır. Her iki yöntemle elde edilmiş olan yükleme profilleri ve yüzde incelmeler **Şekil 4.36**'da görülmektedir. Grafikte 33 mm konumundan sonra analiz süresinden sonra ıstampaya temas kriterinin yükleme profillerinde kararsızlık olduğu görülmektedir. Bunun nedeni **Şekil 3.72**'de verilen maksimum incelme üyelik fonksiyonunda sac %15 (0.85mm) incelme kriterini geçtikten sonra **Çizelge 3.11**'deki kural matrisine göre basınç (P) ve baskı plakası kuvvetinin (BPK) uygun olmayan şekilde değiştirilmesidir. Analiz sonucunda sacda meydana gelen yüzde incelme değerlerine bakıldığında önerilen yöntemle sacda maksimum incelme %11.7 olmuş ve analiz tamamlanmıştır. Diğer yöntemde ise genel olarak sacda çok daha fazla incelmeler oluşmuştur. Sonuçta önerilen desteksiz bölge kontrolü kriteriyle ıstampa duvarına temas kriterine göre daha iyi sonuçlar elde edilmiştir.

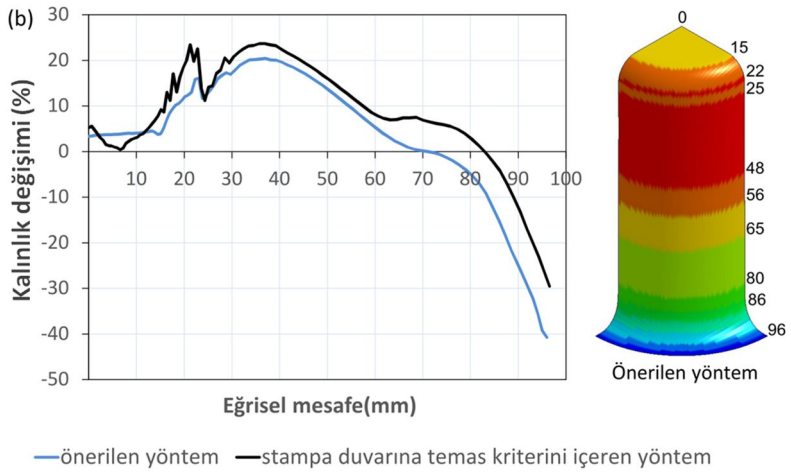


Şekil 4.36. IHDÇ prosesinde önerilen yöntem ve ıstampa duvarına temas kriterini içeren yöntemin (a) yükleme profilleri b) yüzde incelme dağılımları açısından karşılaştırılması

HDÇ prosesinde her iki yöntemle, Bölüm 4.6.1'de bulunan en uygun kural tabanı matrisleri kullanılarak elde edilen yükleme profilleri ve sacda meydana gelen yüzde incelmeler Şekil 4.37'de karşılaştırılmıştır. Istampa duvarına temas kriterini içeren yöntemde ıstampa 10 mm ilerledikten sonra optimum sıvı basıncı değerleri hesaplanmaya başlandığı için bu yöntemde ilk 10 mm ıstampa stroku için 15 ve 20 MPa başlangıç basınçları uygulanmıştır. Bu basınçlar daha önceki tecrübelerden yararlanılarak belirlenmiştir. Dolayısıyla tecrübe sahibi olunmayan bir geometri ve malzeme için, bu kısımdaki sıvı basıncı değerlerinin deneme ve yanılma yoluyla bulunması gereklidir. HDÇ'de başlangıç basınçları şekillendirme üzerinde çok etkili olduğu için deneme ve yanılma ile uygun değerlerin belirlenmesi zor bir iştir. Şekil

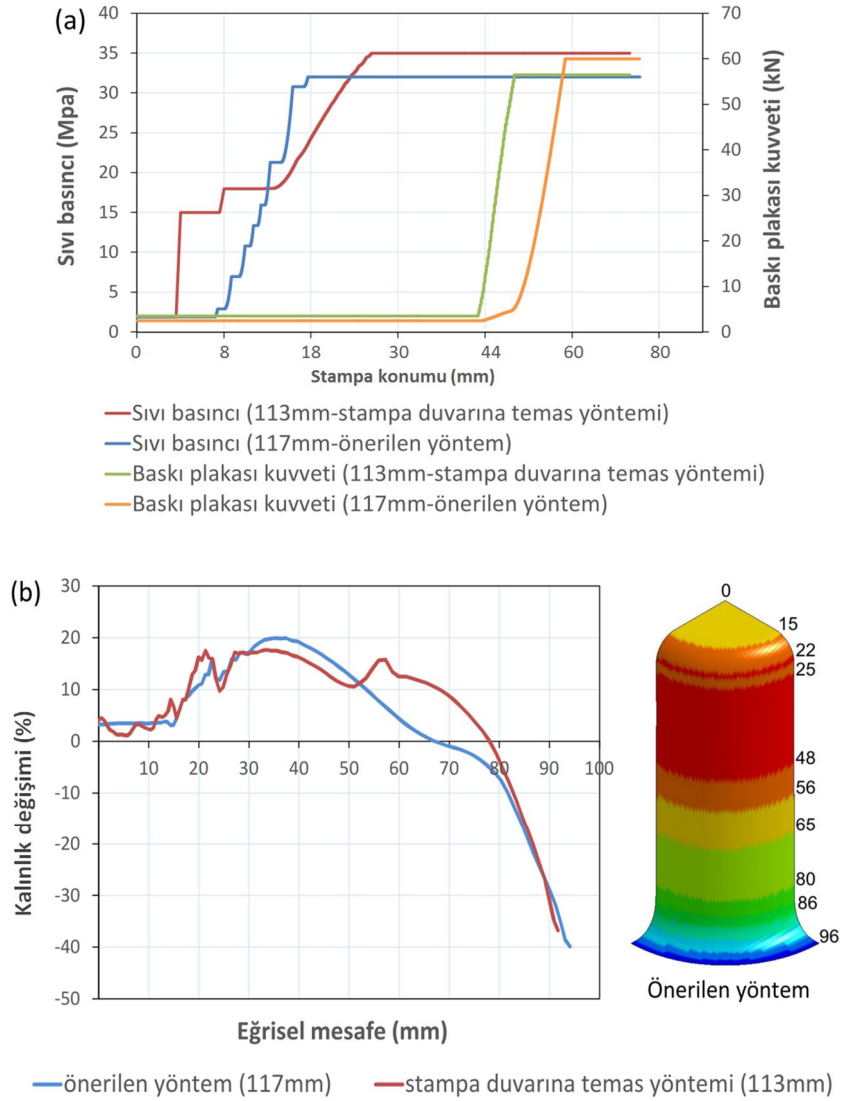
4.37a'dan görüldüğü gibi her iki yöntemle elde edilen baskı plakası kuvveti profilleri birbirine oldukça yakındır fakat sıvı basıncı profilleri birbirinden oldukça farklıdır. Istampa duvarına temas kriterini içeren yöntemde başlangıç basınçları zaten elle verilmiştir ve bulanık kontrol algoritması genel olarak proses boyunca lineer bir şekilde basıncı artırmıştır. Başlangıçta herhangi bir basınç değerinin verilmediği önerilen yöntemde ise sıvı basıncı, bulanık kontrol algoritması tarafından 8 ve 17 mm konumları arasında artırılmış ve sonrasında sabit tutulmuştur. Şekil 4.37b'ye bakıldığında ise önerilen yöntem ve ıstampa duvarına teması içeren yöntem için sırasıyla %20 ve %23 maksimum incelme değerlerinin elde edildiği ve dolayısıyla önerilen yöntem ile daha az maksimum incelme değerinin ve özellikle ıstampa uç radyüsü civarlarında daha üniform kalınlık dağılımının elde edildiği görülebilmektedir. Bölüm 4.6.1'de ıstampa duvarına temas kriteri için başlangıç basınçları 2 ve 3.7 MPa olarak alındığında sacın maksimum incelme değeri %20 olmuştu. Bu bölümde ise 15 ve 20 MPa başlangıç basınçları ile %23'lük maksimum incelmenin elde edilmesi, sıvı basıncı profilinin baş kısımlarının önemini ortaya koymaktadır. Dolayısıyla başlangıç basınçlarının bulanık kontrol algoritması ile bulunması önem arz etmektedir. Analiz sonuçlarına bakıldığında önerilen yöntem ile tüm şekillendirme prosesi boyunca optimum sıvı basıncı profili başarıyla bulunabilmiştir. Önerilen yöntem diğer yönteme göre daha iyi sonuçlar vermiştir.





Şekil 4.37. Önerilen yöntem ve ıstampa duvarına temas kriterini içeren yöntemin (a) yükleme profilleri, (b) yüzde incelme dağılımları açısından karşılaştırılması

Analizler sonucunda ıstampa duvarına temas kriterini içeren yöntem ve önerilen yöntem için çekilebilecek maksimum sac çapları HDÇ prosesi için sırasıyla 113 mm ve 117 mm elde edilmiştir. Dolayısıyla SÇO değerleri 2.75 ve 2.925 olarak tespit edilmiştir. Analizlerde %20 incelme değeri hasar kriteri olarak kullanılmıştır. SÇO'ların elde edildiği analizlerde optimum yükleme profilleri Şekil 4.38a'da görüldüğü gibi elde edilmiştir. Grafikte sıvı basıncı profillerinin birbirinden oldukça farklı olduğu görülmektedir. Önerilen yöntemde bulanık kontrol algoritması başlamadan önce 2.5 kN'lik bir başlangıç baskı plakası kuvveti verilmiştir (ıstampa duvarına temas yönteminde başlangıçta daha fazla basınç verildiği için sacın tutulması açısından bu kuvvet 3.5 kN'ye artırılmıştır). Bulanık kontrol algoritması ise verilen bu basıncı yaklaşık 44 mm konumuna kadar sabit tutmuştur. Bu konumdan sonra BPK buruşmayı önlemek için bir anda büyük miktarda artırılmıştır ve proses sonuna kadar tekrar büyük kuvvetlerde sabit tutulmuştur. Bu tarz bir BPK profili Koyama ve ark. (2003) tarafından da önerilmektedir. Analizlerde elde edilen yüzde incelme dağılımları Şekil 4.38b'de verilmiştir. Istampa duvarına temas yöntemi ve önerilen yöntem için maksimum yüzde incelme değerleri sırasıyla %17.8 ve %20 olarak elde edilmiştir. Burada her ne kadar ıstampa duvarına temas kriteriyle daha az incelmelerin elde edildiği görülse de bu yöntemin analizlerinde sac çapı 114 mm olduğu zaman sacda meydana gelen aşırı incelmeler sonucunda analiz kararsızlık oluşarak durmaktadır. Sonuç olarak önerilen yöntem ile sıvı basıncı profilinin tüm ıstampa stroku boyunca bulunabilmesinin yanında ıstampa duvarına teması içeren yöntem ile kıyaslandığında daha büyük sınır çekme oranın da elde edilmesi mümkün olmuştur.



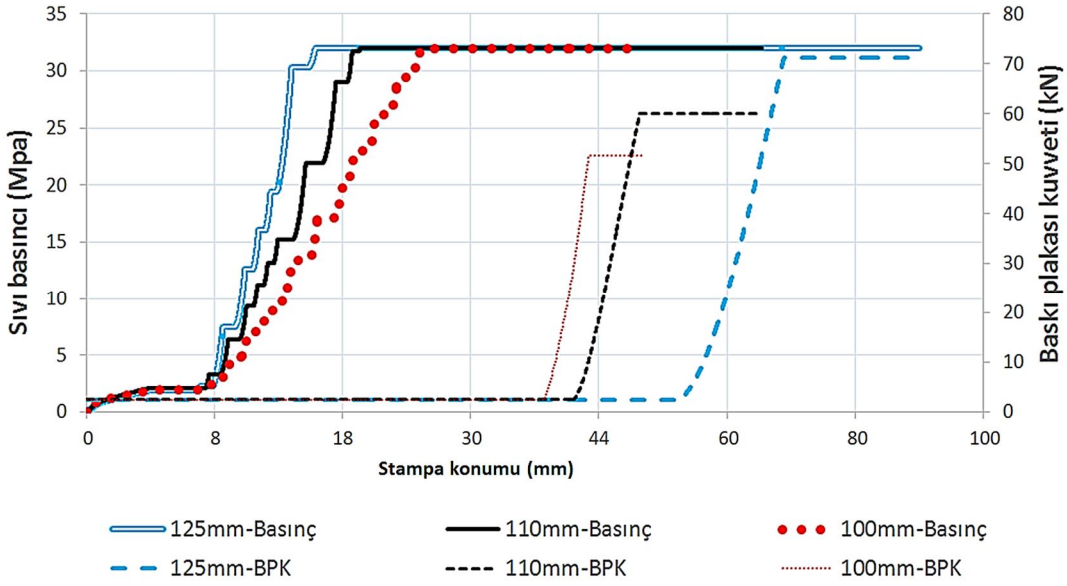
Şekil 4.38. Istampa duvarına temas kriterini içeren yöntem ve önerilen yöntem için sınır çekme oranlarının bulunduğu analizlerden elde edilen (a) yükleme profilleri, (b) yüzde incelme dağılımları

4.6.3. Başlangıç sac çapının değişiminin yükleme profillerine etkisi

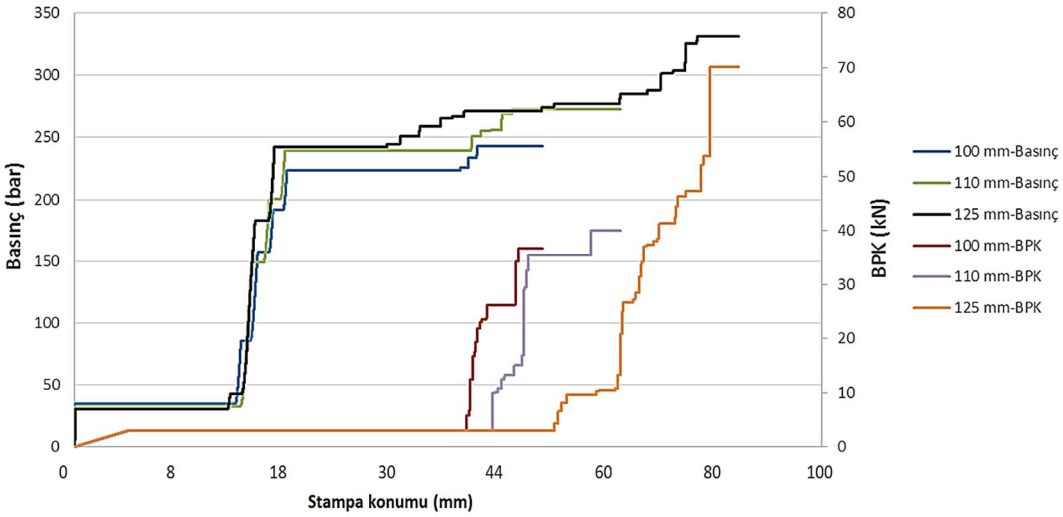
Önerilen yöntem kullanılarak farklı başlangıç sac çapları ile IHDÇ ve HDÇ proseslerinin analizleri yapılmış ve bu çaplardaki değişimin optimum yükleme profillerine etkisi araştırılmıştır.

HDÇ analizlerinde 100, 110 ve 125 mm sac çapları kullanılması durumunda elde edilen yükleme profilleri Şekil 4.39'da verilmiştir. Şekilden başlangıç sac çapının artmasıyla, basınç eğrilerinin karakteristikleri aynı olsa da basıncın daha kısa zamanda arttığı görülmektedir. Flanş bölgesindeki buruşmayı önleyen baskı plakası kuvvetinin ise başlangıç sac çapının artmasıyla arttığı görülmektedir. Çünkü daha büyük sac çapları çekilmeye çalışıldığında flanş bölgesinde meydana gelen buruşma miktarı da

artmaktadır. IHDÇ analizlerinde aynı başlangıç sac çapıyla gerçekleştirilen analizler sonucunda elde edilen yükleme profilleri de **Şekil 4.40**'da verilmiştir. HDÇ prosesinde ulaşılan maksimum basınç sac çapı ile değişmezken IHDÇ prosesinde artmıştır. Ancak IHDÇ prosesinde de basıncın hızla arttığı bölgede HDÇ'dekine benzer bir davranış elde edilmiştir. Yani basınç eğrilerinin karakteristikleri aynıdır fakat basınç daha hızlı artmıştır. Ancak HDÇ analizinde basınç artış bölgesinde eğim IHDÇ'ye göre daha fazla artmaktadır. Elde edilen sonuçlara göre yükleme profilleri sac çapından etkilenmektedir. Ancak profillerin değişimi önemli orandaki değişiklikte hissedilir derecede olmaktadır. Bu nedenle HDÇ ve IHDÇ prosesi için çok önemli olmayan sac çapı farklılıklarında aynı yükleme profillerinin kullanılabileceği düşünülmektedir.



Şekil 4.39. Başlangıç sac çaplarının HDÇ prosesinde yükleme profillerine etkisi

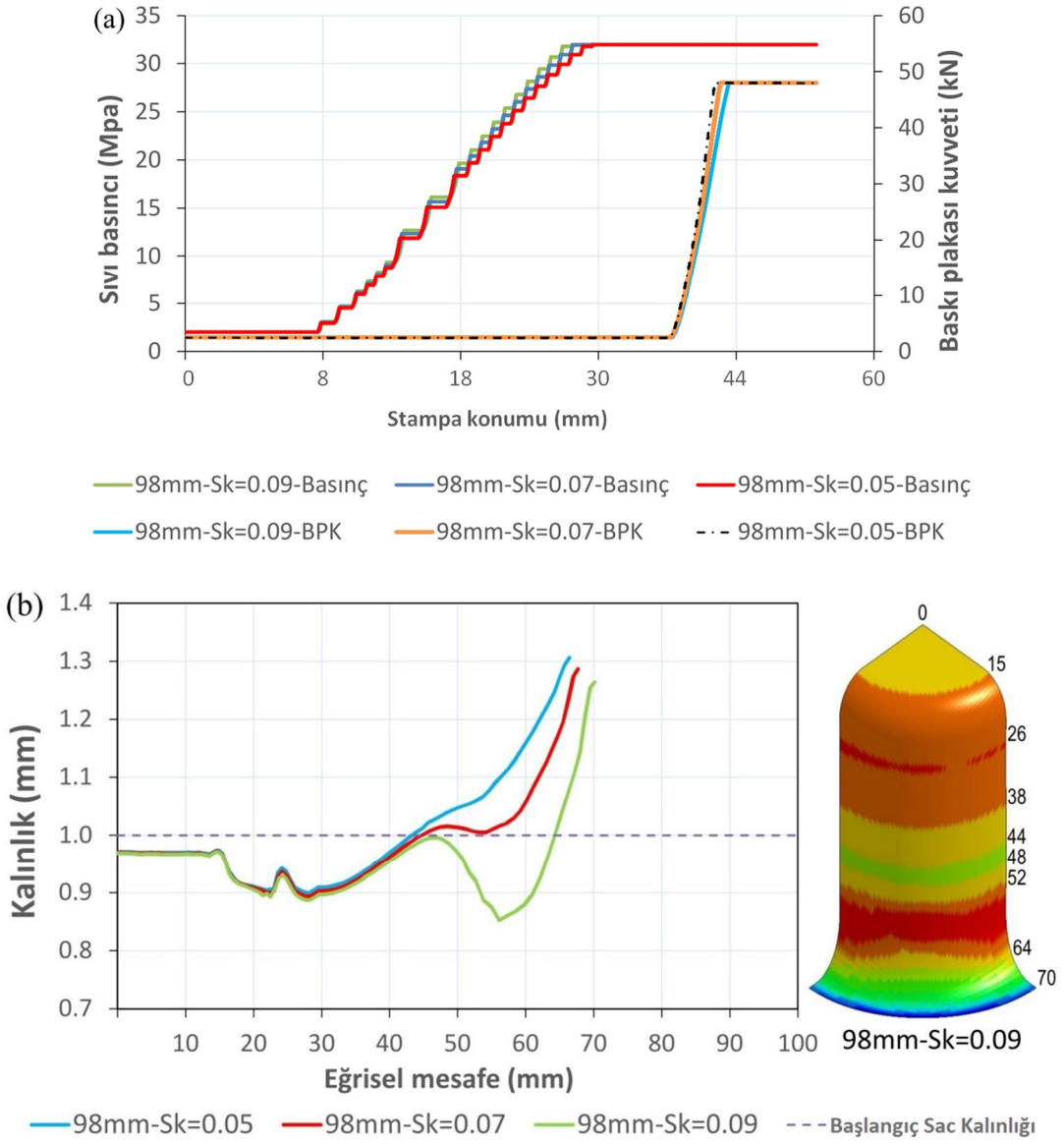


Şekil 4.40. Başlangıç sac çaplarının IHDÇ prosesinde yükleme profillerine etkisi

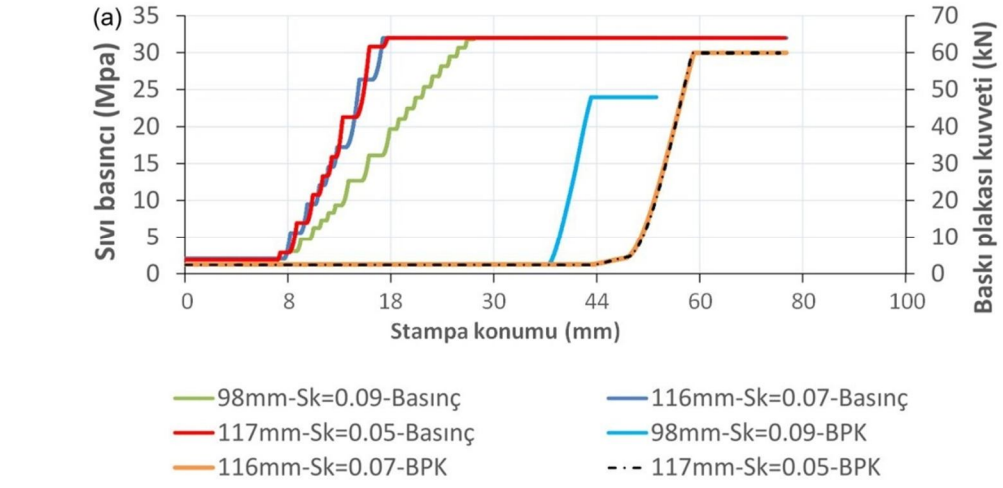
4.6.4. Sürtünme katsayısının optimum yükleme profillerine etkisi

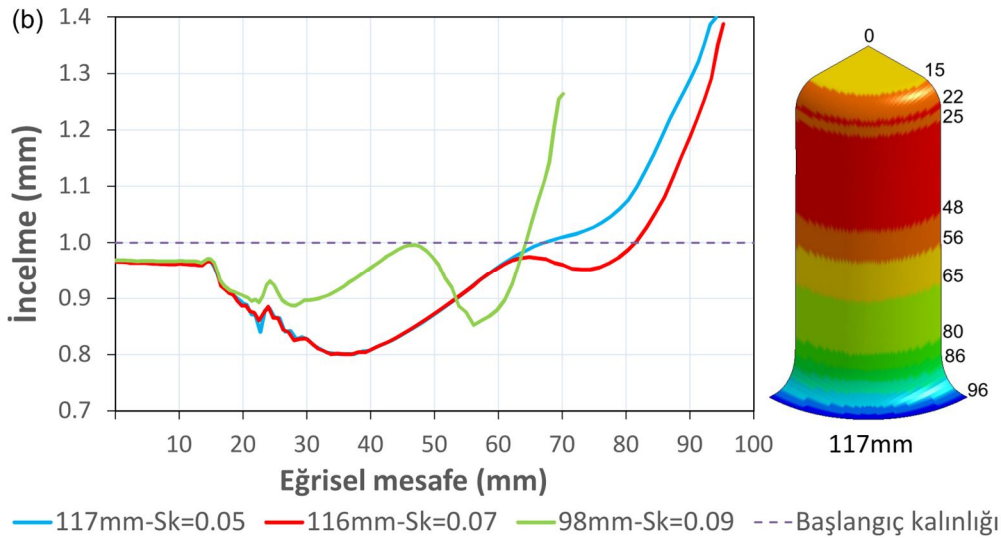
Sac ve kalıplar arasındaki sürtünme katsayısının yükleme profillerine ve şekillendirilebilirliğe etkisinin incelenmesi için 98 mm'lik sac çapları ve 0.05, 0.07 ve 0.09'luk sürtünme katsayıları kullanılarak yapılan analizler sonucunda elde edilen yükleme profilleri ve yüzde incelme dağılımları Şekil 4.41'de verilmiştir. Şekil 4.41a'da görüldüğü gibi sürtünme katsayılarının değişmesiyle yükleme profilleri neredeyse hiç değişmemiştir. Fakat Şekil 4.41b'ye bakıldığında sürtünme katsayısı arttığında, kalıp radyüsü civarında sac kalınlığı düşmüştür. Sacdaki incelmenin potansiyel hasar bölgesi olan ıstampa radyüsünden değil de kalıp radyüsünden meydana gelmesi hidromekanik derin çekmede sac ve ıstampa arasındaki sürtünmenin olumlu etkisinden kaynaklanmıştır.

Diğer bir çalışmada ise sürtünme katsayılarının SÇO'ya etkisi incelenmiştir. Analizler sonucunda 0.05, 0.07 ve 0.09'luk sürtünme katsayıları ile çekilebilecek maksimum sac çapları sırasıyla 117, 116 ve 98 mm bulunmuştur ve dolayısıyla sınır çekme oranları da sırasıyla 2.925, 2.9 ve 2.45 olarak elde edilmiştir. Analizlerde SÇO'lar belirlenirken kalınlıktaki 0.2 mm'lik düşüş yine hasar kriteri olarak düşünülmüştür. Bu sonuca göre sürtünme katsayısının 0.05 ile 0.07 arasında değişmesi sınır çekme oranına neredeyse etki etmemiş fakat sürtünme katsayısı 0.09 olduğunda SÇO'da ciddi oranda bir düşüş meydana gelmiştir. Şekil 4.42a'da sınır çap değerleri şekillendirilirken kullanılan yükleme profilleri verilmiştir. 117 ve 116 mm'lik analizlerde, sac çapları birbirine yakın olduğu için yükleme profilleri neredeyse aynı elde edilmiştir. Fakat 98mm'lik analizde sac çapı bariz farklı olduğu için yükleme profilleri de farklı bulunmuştur. Şekil 4.42b'ye bakıldığında 117 ve 116mm'lik analizler için 65 mm'lik eğrisel mesafeye kadar sac kalınlıklarının aynı olduğu görülmektedir. Analizlerde 0.09'luk sürtünme katsayısı ile 98 mm'lik sac çapı çekilebilirken 99 mm'lik çap başarılı bir şekilde çekilememiştir. Sonuç olarak 0.07 'den büyük sürtünme katsayılarının HDÇ prosesi için şekillendirilebilirliği önemli oranda düşürdüğü sonucuna ulaşılmıştır.



Şekil 4.41. Sürtünme katsayısının (a) yükleme profillerine, (b) kalınlık dağılımına etkisi



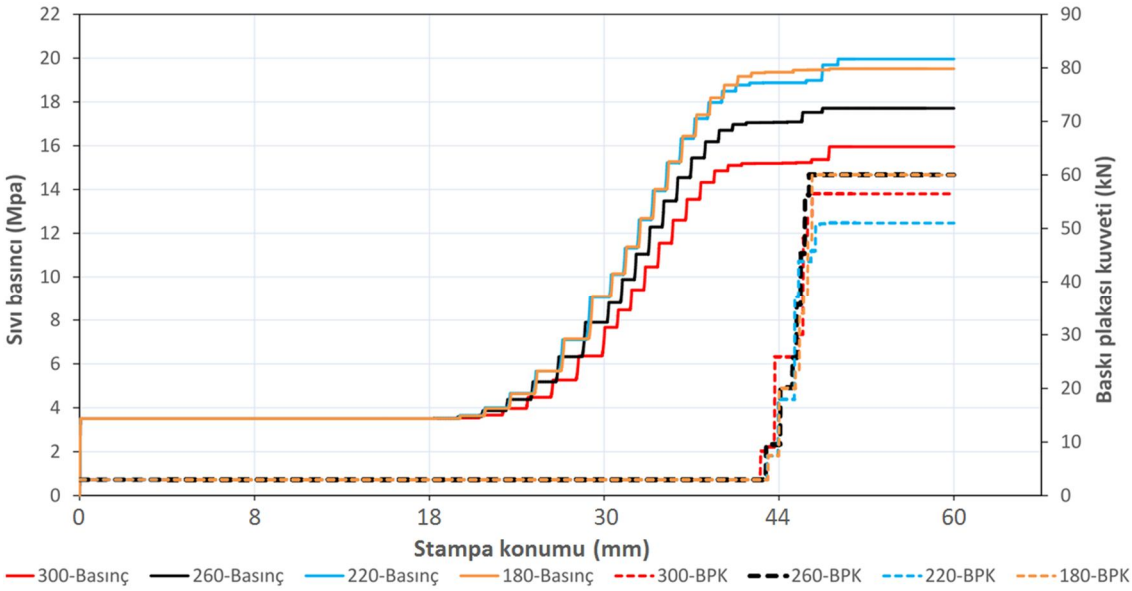


Şekil 4.42. Farklı sürtünme katsayıları için sınır çekme oranlarının bulunduğu analizlerden elde edilen (a) yükleme profilleri, (b) kalınlık dağılımı

4.6.5. Sıcaklığın optimum yükleme profillerine etkisi

Sıcaklığın yükleme profillerine etkisinin araştırılması amacıyla 180, 220, 260 ve 300 °C kalıp ve 25 °C ıstampa sıcaklıklarında gerçekleştirilen analizler sonucunda BMKA ile elde edilen optimum yükleme profilleri **Şekil 4.43**'te karşılaştırılmıştır. Şekilden görüldüğü gibi tüm sıcaklıklarda yükleme profilleri belirli bir süre aynı değeri almış sonrasında aynı zamanda dolayısıyla aynı ıstampa konumunda artmaya başlamıştır. Artış belirli değerlere kadar devam ettikten sonra şekillendirme sonuna kadar o basınç ve BPK değeri hemen hemen korunmuştur. 180 ve 220 °C sıcaklıklardan sonra sıvı basıncının artış hızı ve ulaşılan basınç değeri azalmaktadır. Bu iki sıcaklıkta sıvı basıncı profili birbirine çok benzemektedir. 220 °C sıcaklıkta şekillendirme için gerekli basınç 20 MPa olurken, 300 °C sıcaklıkta bu değer 16 MPa'a düşmüştür. Bu durum IHDÇ prosesinin gerekli pres kapasitesini azaltma avantajını da ortaya koymaktadır. Örnek olarak bu deneyde gerekli basıncın 4 MPa azalmış olması, gerekli pres tonajını da bu kalıplar için 8 ton azaltacaktır. Bu da 60 ton pres kapasitesinde %13 lük bir azalma demektir. Baskı plakası kuvveti profilleri şekillendirmenin çok büyük bir kısmında birbirine çok benzerken sıcaklıkla birlikte ulaşılması gereken nihai kuvvet değerinde bir miktar farklılık vardır. Ulaşılan kuvvet değeri farklı olsa da kuvvetin artış eğilimi birbirine çok benzerdir. Ancak sıcaklıkla birlikte optimum sıvı basıncı profilindeki değişim düzenli iken baskı plakası kuvvetinde bu durum yoktur. 180 ve 260 °C sıcaklıklarda gerekli en büyük BPK birbirine eşit ve 60 KN değerinde iken, 220 °C sıcaklıkta bu kuvvet 51 KN ve 300 °C sıcaklıkta da 57 KN olmuştur. Ancak

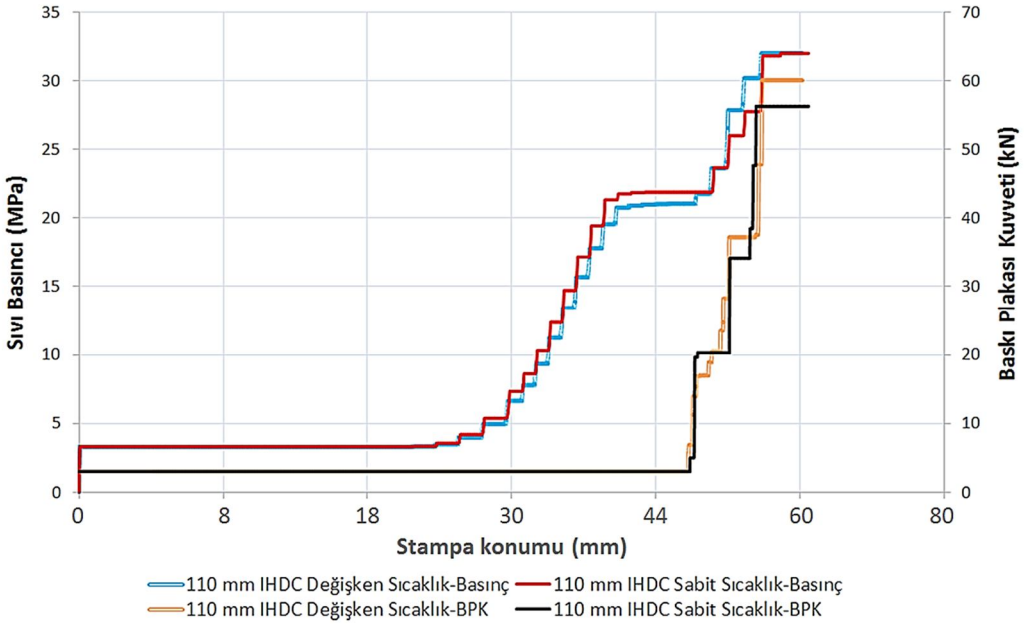
kuvvet değerleri farklı olsa da aradaki fark en fazla %15 civarında olmaktadır. Deneylerde hidrolik silindir tarafından baskı plakası tablasına uygulanan BPK'nin sıvı basıncı nedeniyle *kalıp alanı x sıvı basıncı* kadar artırıldığı düşünüldüğünde, sıcaklıkla birlikte BPK'nin değişimi %2'lere kadar düşmektedir. Bu nedenle sıcaklığın optimum BPK profili üzerinde etkili olmadığı sonucuna ulaşılabilir.



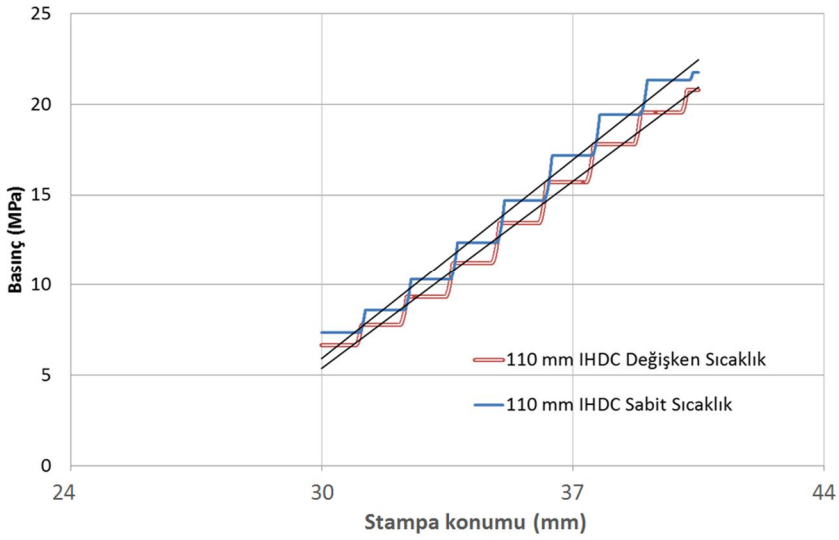
Şekil 4.43. Sıcaklığın optimum yükleme profillerine etkisi

IHDÇ ve HDÇ proseslerinde sınır çekme oranlarının belirlendiği deneylerde kullanılan optimum yükleme profilleri SEA ile birlikte çalışan BMKA ile belirlenirken kalıp sıcaklıklarının tüm bölgede homojen ve proses boyunca sabit olduğu kabul edilmişti. Ancak ileride Bölüm 4.8'de anlatılacağı ve Bölüm 3.3.2.5'de verildiği gibi kalıplar farklı bölgelerinde farklı sıcaklık değerlerine sahiptir ve proses boyunca da bu değerler değişmektedir. Kalıpların sıcaklığındaki bu değişimin optimum sıcaklık profillerine etkisinin araştırılması için Bölüm 3.3.5.6'da anlatıldığı gibi proses boyunca tüm bölgeleri homojen sıcaklık durumunda ve her bir bölgesinin sıcaklığı deneylerdeki gibi değişen durumda analizler yapılmıştır. Bu analizler sonucunda BMKA ile optimum yükleme profilleri **Şekil 4.44**'teki gibi belirlenmiştir. Şekilden görüldüğü gibi sabit ve değişken kalıp sıcaklıklarında elde edilen profiller aynı karakteristiktedir ve aralarında merdiven basamağı şeklindeki bölgelerde bir seviye farkı bulunmaktadır. Yükleme profillerindeki değişkenliği incelerken iki eğri arasındaki dik uzaklığı dikkate almak gereklidir. Bu nedenle sıvı basıncı profilleri arasındaki farkı bulmak için en çok değişkenliğin gözlemlendiği sabit basınç bölgesinden sonraki birinci basınç artışı

bölgesindeki verilere **Şekil 4.45**'te görüldüğü gibi eğilim çizgisi eklenmiş ve iki eğilim çizgisi arasındaki minimum fark 0.25 MPa maksimum fark da 0.55 MPa bulunmuştur. Bu fark 44 mm konumu civaındaki düz bölgede 1 MPa olmuştur. Baskı plakası kuvveti profilinde şekillendirme süresinin yaklaşık %90'nında iki durumdaki kuvvet değeri sabit ve aynı değerdedir. Her iki durumda da şekillendirmenin sonlarına doğru kuvvette artış olmuş ve artışlardan sonraki sabit değerler arasında 3-4 KN değerinde bir farklılık oluşmuştur. Bu fark da net baskı plakası kuvvetinde %6 civarına denk gelmektedir. Deneylerde uygulanan toplam BPK düşünüldüğünde ise bu fark %1 den bile aşağıdadır.

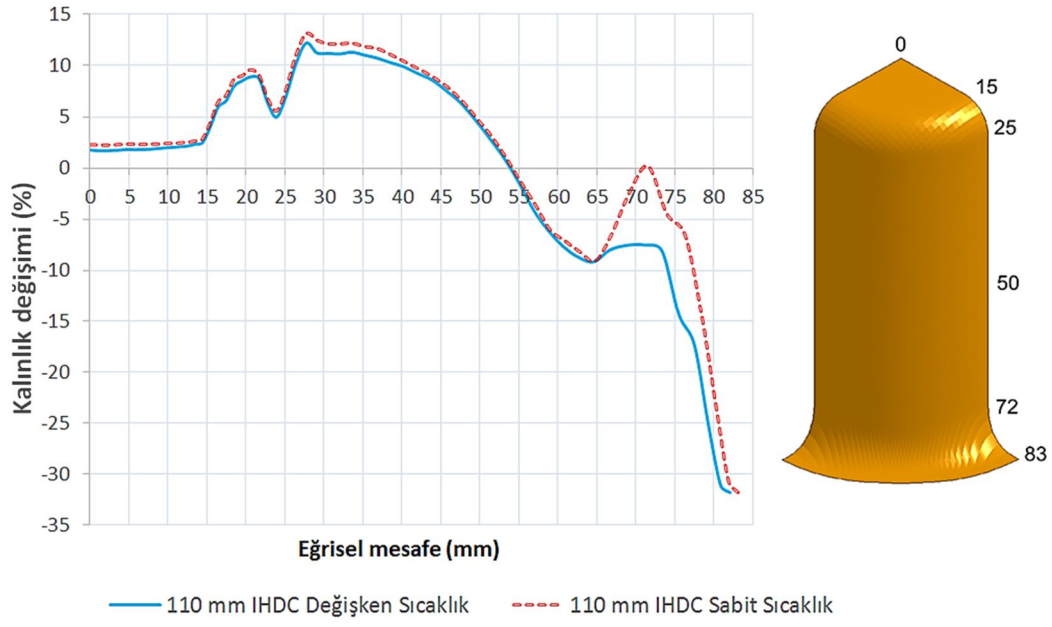


Şekil 4.44. Proses sırasındaki kalıp sıcaklık değişiminin optimum yükleme profillerine etkisi



Şekil 4.45. Sıvı basıncı profillerinin birinci artış bölgesindeki eğilim çizgileri arasındaki fark

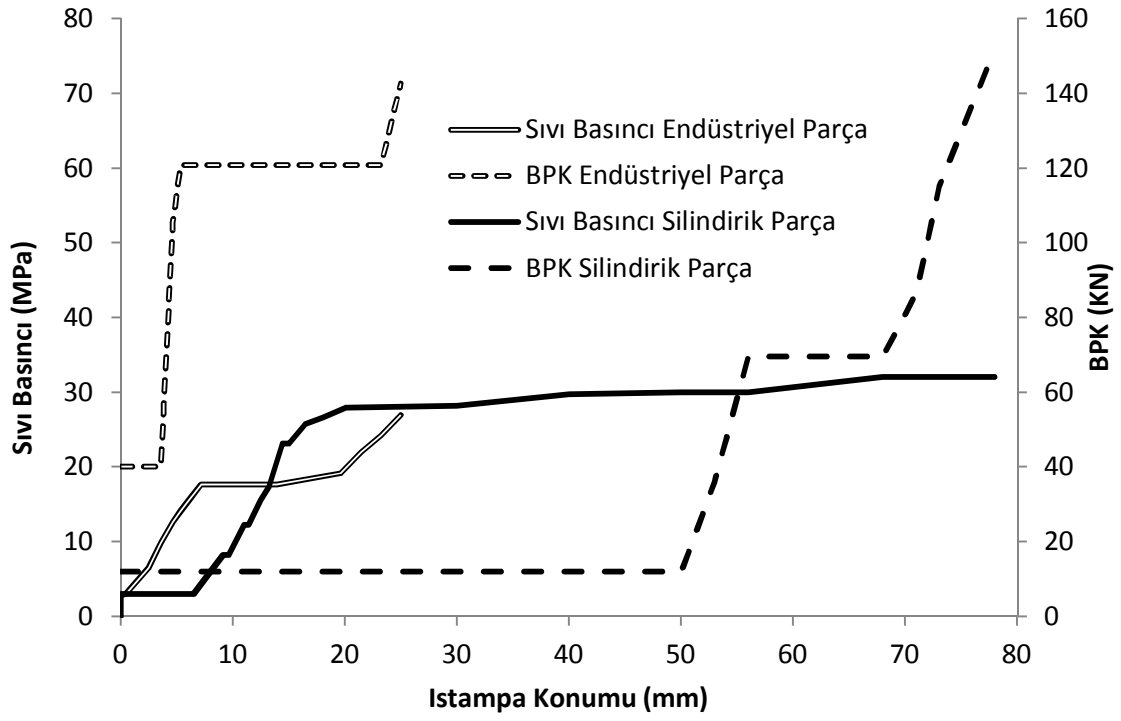
Yükleme profillerindeki değişkenliğin şekillendirme prosesine etkisinin görülebilmesi için her iki durumda meydana gelen kalınlık dağılımları **Şekil 4.46**'da karşılaştırılmıştır. Haliyle bu sonuçlarda, hem yükleme profillerindeki değişkenliğin hem de kalıp sıcaklığındaki değişkenliğin etkisi bir arada görülmektedir. Kalınlık dağılımları arasında 65 mm konumuna kadar önemli bir fark yoktur. Sadece maksimum incelmenin meydana geldiği 30 mm konumu civarında sabit sıcaklıkta %13.11 incelme varken, değişken sıcaklık durumunda %12.44 incelme oluşmuştur. 70 mm den sonraki sacda kalınlaşmanın beklendiği kalıp radyüsü bölgesinde ise sabit sıcaklık durumunda incelme eğilimi olduğu anlaşılmaktadır. Deneylerdeki gibi sıcaklığın bölgesel olarak değişken olduğu durumda ise kalıp radyüsünün sıcaklığı düştüğü için sacın bu bölgesindeki mukavemetin artmasından dolayı incelme eğilimi daha az olmuştur. Ancak sabit sıcaklık durumunda da bu bölgedeki incelme değerleri henüz yırtılma hasarından uzak olduğu için bu şekilde yapılan analizlerden elde edilen sonuçların deneylerde kullanılmasında sakınca yoktur. Ayrıca bu durumdaki analizlerden elde edilen profillerle deneyler yapıldığında, deneylerde değişken sıcaklık olduğu için üretilen parçaların kalınlık dağılımının, sabit kalıp sıcaklığı için analizlerden tahmin edilen kalınlık dağılımından daha güvenli tarafta kalacağı görülmektedir. Bu nedenle IHDÇ prosesi analizlerinde kalıp sıcaklığının tüm bölgede homojen olarak sabit kabul edilmesinin uygun olduğu sonucuna ulaşılmıştır.



Şekil 4.46. Kalıp sıcaklığındaki değişkenliğin ve neden

4.6.6. IHDÇ Prosesi için belirlenen optimum yükleme profilleri

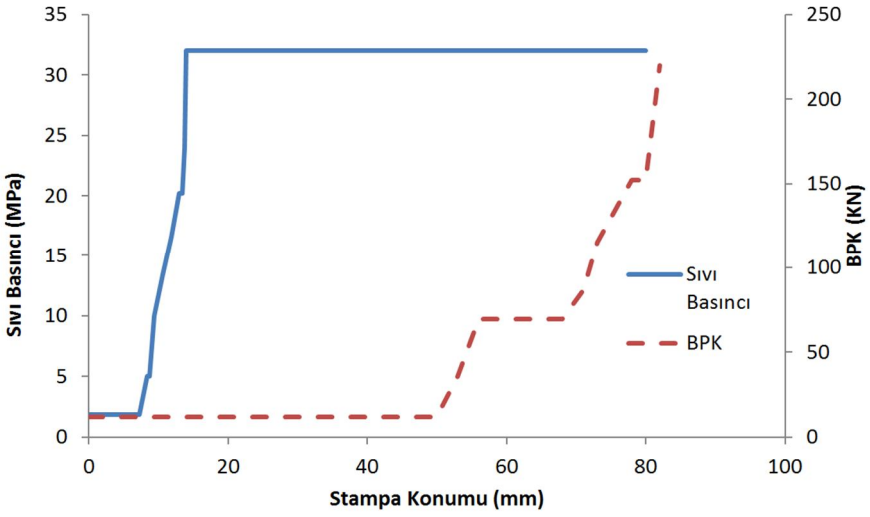
Şekil 4.47'de 300°C kalıp ve 25°C ıstampa sıcaklıklarında, silindirik kap ile yapılan SÇO belirlenmesi deneylerinde kullanmak üzere 124 mm sac çapı için elde edilen optimum yükleme profilleri ve daha karmaşık bir geometriye sahip endüstriyel parça için elde edilen optimum yükleme profilleri görülmektedir. Endüstriyel parçanın boyu 25 mm olduğu için eğriler 25 mm konumuna kadar hesaplanmıştır. Grafiğe bakıldığında parça şeklinin optimum sıvı basıncı ve baskı plakası kuvvetini önemli ölçüde değiştirdiği görülmektedir. Silindirik parçada sıvı basıncı aniden 3 MPa değerine kadar yükseltildikten sonra 6.5 mm konumuna kadar sabit kalırken endüstriyel parçada 3 MPa başlangıç basıncından sonra 7 mm konumuna kadar basınç 17.6 MPa değerine artmıştır. Devam eden ıstampa pozisyonları için eğriler farklı bir karakteristik göstermeye devam etmişlerdir. Baskı plakası kuvveti profili de sıvı basıncı profilinde olduğu gibi iki parça için birbirinden çok farklı değer ve karakteristiktedir. Farklı geometrideki parçalar için optimum yükleme profillerinin çok değişkenlik göstermesi, adaptif SE analizleri ile optimum sıvı basıncı ve BPK değerlerini belirlemenin önemini ortaya koymuştur. Bu yöntemle başarılı bir parça üretimi için gerekli olan optimum yükleme profilleri kolay ve hızlı bir şekilde tek bir analizle belirlenebilmiştir.



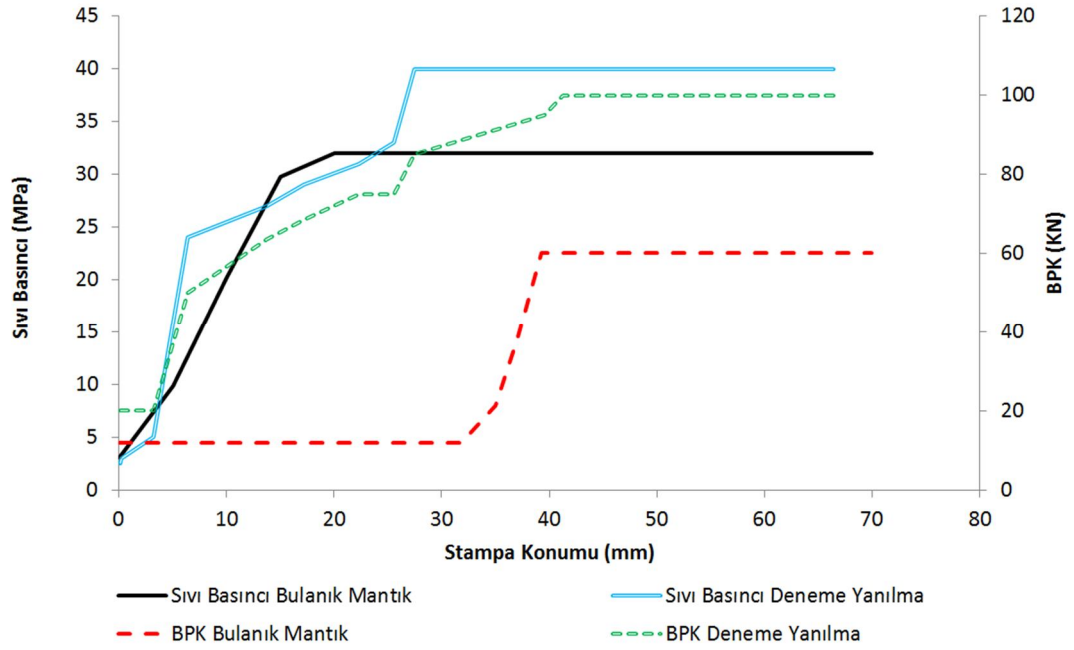
Şekil 4.47. IHDÇ prosesinde Silindirik ve endüstriyel parçaların optimum yükleme profillerinin karşılaştırılması

4.6.7. HDÇ ve IDÇ prosesi için belirlenen optimum yükleme profilleri

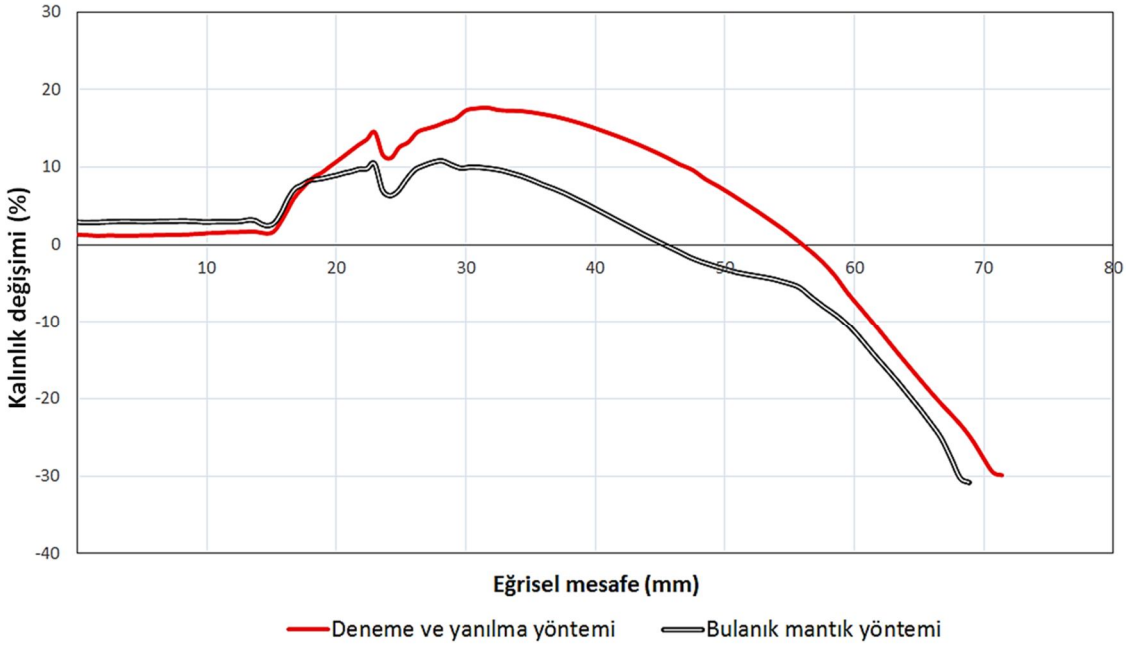
IHDÇ prosesiyle karşılaştırma yapmak amacıyla sayısal ve deneysel olarak araştırılan HDÇ prosesi için belirlenmiş olan silindirik parçaya ait optimum yükleme profilleri Şekil 4.48'de verilmiştir. Bu profiller 124 mm sacın şekillendirilmesi analizinden elde edilmiş ve HDÇ'de SÇO değerinin belirlendiği deneylerde kullanılmıştır. Daha önce gerçekleştirilen HDÇ proseslerinde optimum yükleme profilleri deneme ve yanılmayla belirlenmeye çalışılmaktaydı. Bu şekilde yapılmış olan Halkacı ve ark. (2014) çalışmasında kullanılan yükleme profilleri ile burada aynı şartlarda BMKA ile çalışan adaptif SEA ile belirlenmiş olan yükleme profilleri Şekil 4.49'da karşılaştırılmıştır. Şekilden görüldüğü gibi hem sıvı basıncı hem de BPK profilleri birbirinden oldukça farklıdır. Bu farklılığa rağmen Halkacı ve ark. (2014) çalışmasında deneysel olarak aynı malzeme için 2.65 sınır çekme oranına ulaşılmıştı. Bu çalışmada elde edilen yükleme profilleri ile aynı şartta deneyler yapıldığında ise SÇO 2.75 olarak elde edilmiştir. Her iki yükleme profili ile 100 mm lik bir sac parçanın HDÇ analizleri yapıldığında elde edilen kalınlık dağılımı Şekil 4.50'de karşılaştırılmıştır. Şekilden görüldüğü gibi BMKA ile belirlenen yükleme profilleriyle parçada genel olarak incelme çok daha az olmuştur. Deneme ve yanılma yöntemi ile uzun uğraşlar sonucu belirlenmiş yükleme profilleri kullanıldığında sacda maksimum incelme %17.65 olurken, BMKA ile belirlenen yükleme profilleri kullanıldığında maksimum incelme %10.8 olmuştur. Bu sonuç optimum yükleme profillerinin BMKA ile belirlenmesinin etkinliğini, avantajını ortaya koymaktadır.



Şekil 4.48. HDÇ Prosesi için silindirik parçaya ait optimum yükleme profilleri



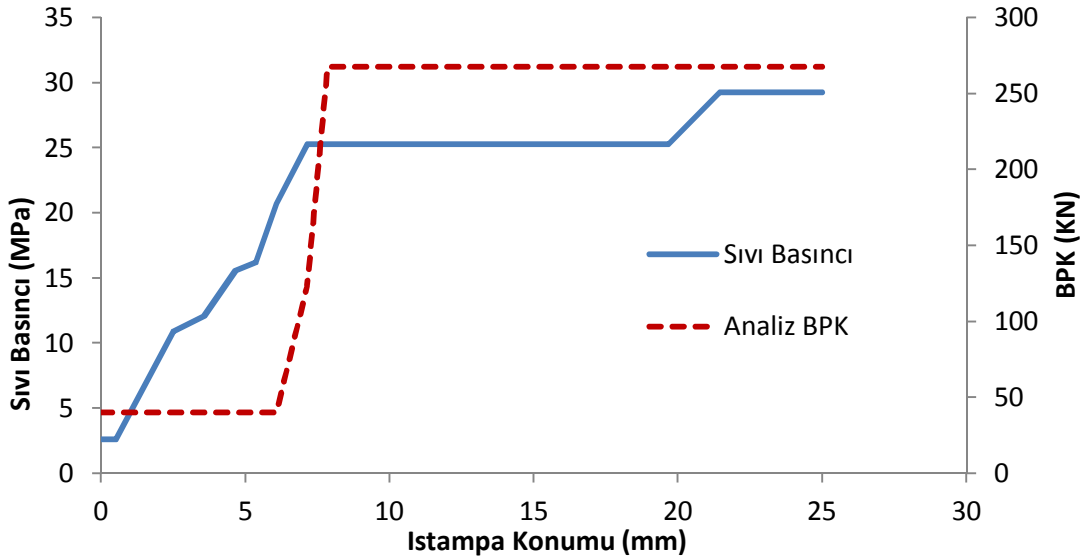
Şekil 4.49. Halkacı ve ark. (2014) çalışmasında kullanılan yükleme profilleri ile bu çalışmada belirlenmiş olan yükleme profillerinin karşılaştırılması



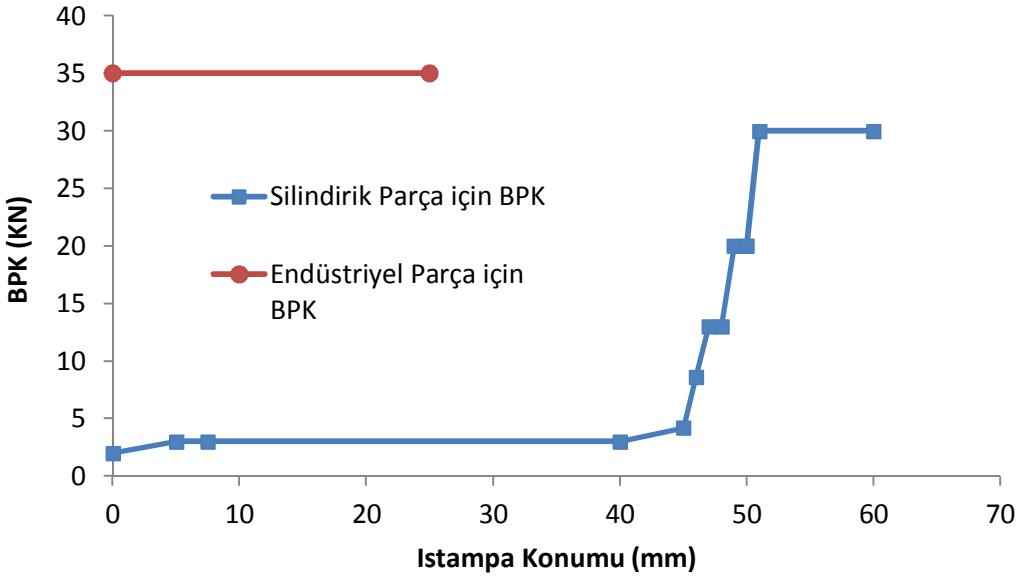
Şekil 4.50. Deneme ve yanılma yöntemi ile bulanık mantık yöntemi kullanılarak belirlenen Şekil 4.49'daki yükleme profilleriyle yapılan analizler sonucunda parçaların kalınlık dağılımı

HDÇ prosesiyle endüstriyel parça üretimi için belirlenmiş olan yükleme profilleri **Şekil 4.51**'de, verilmiştir. IDÇ prosesinde silindirik ve endüstriyel parça üretimi için yine BMKA ile çalışan adaptif SEA ile belirlenmiş olan baskı plakası kuvveti değerleri **Şekil 4.52**'de görülmektedir. Burada endüstriyel parça için BMKA'ya ilk verilen BPK değeri şekillendirme sonuna kadar değiştirilmemiştir. Ancak silindirik

parça için 5 mm konumunda BPK bir miktar artırılırken 40 mm konumundan sonra BPK değeri 10 kat artırılmıştır.



Şekil 4.51. HDÇ prosesiyle endüstriyel parça üretimi için belirlenmiş olan optimum yükleme profilleri



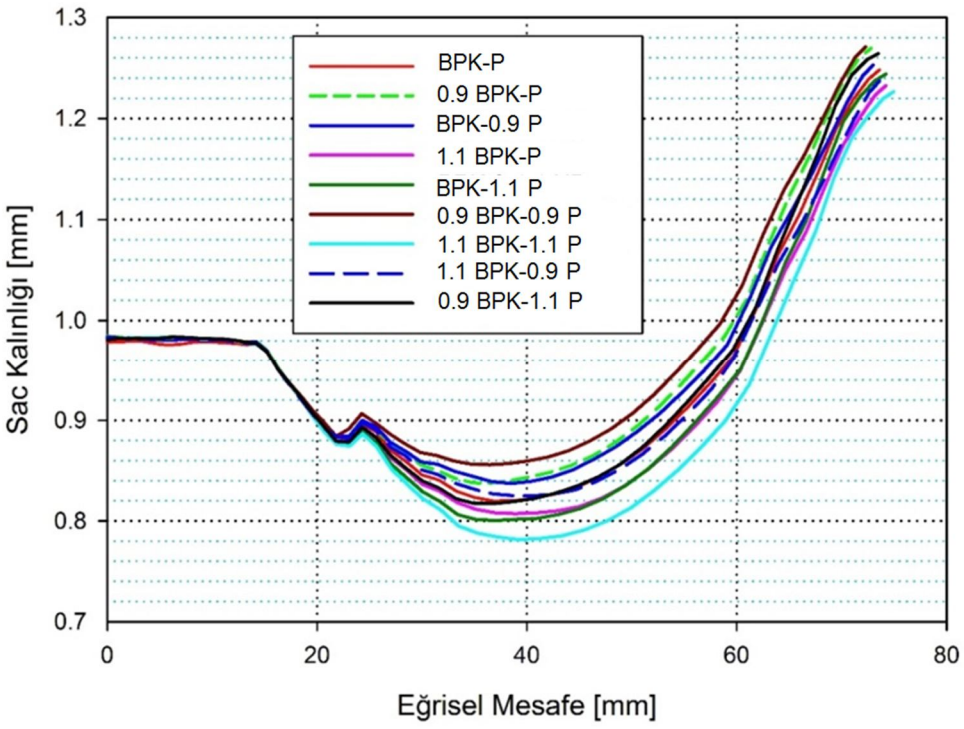
Şekil 4.52. IDÇ prosesinde silindirik ve endüstriyel parça üretimi için belirlenmiş olan BPK

4.7. Sıvı Basıncı ve Baskı Plakası Kuvveti Profillerindeki Değişimin IHDÇ Prosesine Etkisi

Halkacı ve ark. (2014) çalışmasında deneme ve yanılma ile bulunan optimum sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti profillerinin Bölüm 3.4'de anlatıldığı gibi belirli yüzdelik oranlarda değiştirilmesinden sonra prosese olan etkisinin incelenmesi sonuçları

Şekil 4.53'te verilmiştir. Grafikte her bir analizde şekillenmiş parçanın merkezinden kenarına kadar olan mesafe boyunca kalınlık dağılımları görülmektedir. Sac parçanın kalınlık dağılımının hem hidrolik sıvı basıncının (P) hem de baskı plakası kuvvetinin (BPK) %10'luk değişiminden etkilendiği görülmektedir. Sac kalınlığı ıstampa radyüsünden sonraki cidar bölgesinde özellikle 40 mm eğrisel mesafe konumunda daha fazla oranda değişmiştir. Ancak kalınlık dağılımı her analizde birbirine benzer bir eğilim göstermiş ve en fazla incelme 40 mm konumunda meydana gelmiştir. Gerçekleştirilen 9 adet analizden elde edilen maksimum yüzde incelme değerleri **Çizelge 4.3**'de verilmiştir.

Her bir analiz sonucundaki kalınlık dağılımı benzer eğilimde olduğundan dolayı sıvı basıncı ve BPK'den proses üzerinde hangisinin daha etkili olduğuna karar verebilmek için her bir analizdeki maksimum incelme değerlerine varyans analizi (ANOVA) uygulanmıştır. ANOVA, varyans hatasını tahmin etmede ve çeşitli faktörlerin bağıl önemini belirlemede kullanılan istatistiksel bir metottur. ANOVA analizi sonrasında elde edilen ANOVA tablosu **Çizelge 4.4**'de görülmektedir. Bu çizelgenin oluşturulmasında deney sonuçlarından elde edilen verilerin analizindeki adımlar şunlardır (Phadhe, 1989):



Şekil 4.53. BPK ve HP'nin şekillendirilmiş sac kalınlığı üzerindeki birleştirilmiş etkisi

Çizelge 4.3. Gerçekleştirilen dokuz adet analiz ve analizlerden elde edilen yüzde incelme değerleri ile S/N oranları

Sıra No	Parametre Düzeyleri		P	BPK	Maksimum İncelme (%)	S/N Oranı
	P	BPK				
1	1	1	1.0 P	1.0 BPK	18.11	-25.16
2	1	2	1.0 P	1.1 BPK	19.42	-25.76
3	1	3	1.0 P	0.9 BPK	16.26	-24.22
4	2	1	1.1 P	1.0 BPK	20.27	-26.14
5	2	2	1.1 P	1.1 BPK	21.94	-26.82
6	2	3	1.1 P	0.9 BPK	18.61	-25.39
7	3	1	0.9 P	1.0 BPK	16.31	-24.25
8	3	2	0.9 P	1.1 BPK	17.79	-25.00
9	3	3	0.9 P	0.9 BPK	14.78	-23.39
					Ortalama	**-25.13**

1. Her bir deneyden elde edilen sonuçlar sinyal/gürültü (S/N) oranına dönüştürülür ve desibel (dB) olarak ifade edilir. Sinyal değeri ölçülmek istenen gerçek değeri, gürültü faktörü ise ölçüm sonucunda içerisindeki istenmeyen faktörlerin oranını temsil eder. S/N oranı η her bir performans kriteri "en küçük en iyi" problemi için 4-1 denklemi ile ifade edilir. Bu çalışmada kalınlığın en az oranda incelmesi istendiği için problem en küçük en iyi türü bir problemdir.

$$\eta = -10log(1/performans\ krtieri)^2 \quad \text{4-1}$$

0-1 denklemi ile hesaplanan S/N oranları Parametre düzeyinin etkisi o parametre düzeyinin kullanıldığı deneylerden elde edilen sonuçların ortalaması ile hesaplanır. Örnek olarak A parametresinin birinci düzeyinin etkisi 4-2 denklemi ile hesaplanır

$$m_{A1} = \frac{1}{3}(\eta_1 + \eta_2 + \eta_3) \quad \text{4-2}$$

2. A parametresinin kareler toplamı 4-3 denklemiyle hesaplanır. Burada *m* değeri ortalama S/N oranıdır.

$$= 3((m_{A1} - m)^2 + (m_{A2} - m)^2 + (m_{A3} - m)^2) \quad \text{4-3}$$

3. Kareler toplamı, her bir parametrenin serbestlik derecesine bölünür ve parametrelerin kareler ortalaması hesaplanır.
4. Varyans oranı, her bir parametrenin kareler ortalamasının hata kareler ortalamasına bölünmesi ile elde edilir.

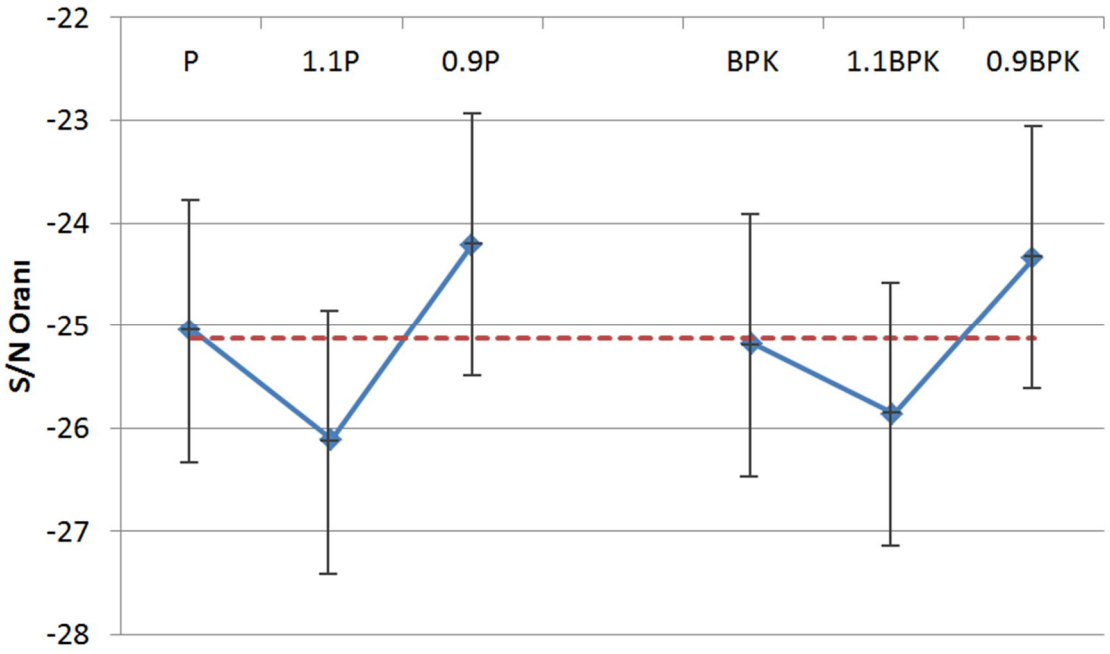
Çizelge 4.4. ANOVA hesap tablosu

Faktör No	Faktörler	Düzey değerlerine göre ortalama η			DOF	Kareler Toplamı	Kareler Ortalaması	Varyans Oranı	Katkı Oranı
		1	2	3					
1	A: Sıvı Basıncı	-25.049	-26.119	-24.216	2	5.462	2.731	1.555	**60.9**
2	B: Baskı Plakası Kuvveti	-25.182	-25.865	-24.337	2	3.514	1.757	1.000	**39.1**
				Toplam	4	8.976	2.244		
				(Hata)	2	3.514	1.757		

5. Hata kareler ortalaması toplam parametre sayısının yarısı kadar parametrenin kareler toplamı en az olanlarının toplamının serbestlik derecesi toplamının yarısına bölünmesi ile hesaplanır.
6. Katkı oranı her bir parametrenin kareler toplamının, toplam kareler toplamına oranıdır.
7. Sonuçta her bir parametrenin etkisi katkı oranları ile belirlenmiş olur.

Yukarıdaki adımların uygulanması sonucunda ANOVA hesap tablosu **Çizelge 4.4**'de görüldüğü gibi elde edilmiştir. Çizelgede sıvı basıncının katkı oranının ~%61 iken BPK'nin katkı oranının ~%39 olduğu görülmektedir. Bu sonuçtan sıvı basıncının proses üzerinde daha etkili olduğu anlaşılmaktadır. Ancak parametrelerin varyans oranlarına bakıldığında BPK'nin varyans oranı 1 ve sıvı basıncının varyans oranı 1.555 çıkmıştır. Varyans oranının 1'in altında olması, o faktörün etkisinin ANOVA metodun hatasından daha küçük olduğu, 2'nin üzerinde olması faktörün etkisinin küçük olmadığını 4'ün üzerinde olması da faktörün etkisinin büyük olduğu anlamına gelmektedir. Bu nedenle 1.55 varyans oranı değeri ile sıvı basıncının %10 değişmesinin proses üzerine etkisinin az olduğu sonucuna ulaşılmıştır. Her bir faktör seviyesinin etkisinin varyansı $(1/3)\,\mathrm{x}\,{\sigma_e}^2 = \left(\frac{1}{3}\right) x1.757 = 0.585$ olarak hesaplanmıştır. Burada σ_e hata varyansı yada kareler ortalamasının hatasıdır ve hataların kareler toplamının hatanın serbestlik derecesine bölünmesi ile hesap edilir. Böylece %95 güvenilirlikle güven aralığı $\pm 2.\sqrt{0.585} = 1.53$ olarak bulunur. Bu değer sıvı basıncı ve BPK'nin bağımsız değerlerinin proses üzerine etkisinin görüldüğü **Şekil 4.54**'teki grafikte gösterilmiştir. Parametrelerin optimum düzeyinin %10 artırılması veya azaltılmasının prosese etkisi, güven aralığının altında kaldığı için Halkacı ve ark.

(2014) çalışmasında kullanılmış olan optimum profillerdeki bu orandaki değişikliğin prosese önemli bir etkisinin olmadığı sonucuna ulaşılmıştır.



Şekil 4.54. Sıvı basıncı ve baskı plakası kuvvetinin bağımsız etkileri

Yukarıda anlatılan ANOVA hesap adımları bu çalışmada BMKA ile belirlenmiş optimum yükleme profillerinin %10 azaltılması ve artırılması durumunda gerçekleştirilen 9 adet analiz sonucuna da uygulanmıştır. Analizler sonucunda elde edilen yüzde incelme değerleri ve S/N oranları **Çizelge 4.5**'de verilmiştir. Çizelgedeki sonuçlarla elde edilen ANOVA hesap tablosu ise **Çizelge 4.6**'da görülmektedir. BMKA ile belirlenen sıvı basıncı ve BPK'deki değişkenliğin prosese etkisi incelendiğinde **Çizelge 4.4**'deki gibi sıvı basıncı BPK'ye göre proses üzerinde daha etkili çıkmıştır ancak bu etkinin oranı %99.6 gibi çok daha büyük bir değerde elde edilmiştir. BPK'nin ise proses üzerinde sadece %0.4 etkisi olduğu sonucuna ulaşılmıştır. Önceki ANOVA analizinde BPK'nin etkisi %40 iken burada etkinin hemen hemen sıfır değerine düşmesinin nedeni olarak, Halkacı ve ark. (2014) çalışmasındaki BPK profilinin proses penceresinin sınırlarında olduğu bu nedenle de profildeki değişkenliğin prosesi çok etkilediği düşünülmüştür. Halbuki BMKA ile belirlenen yükleme profilleri proses penceresinin ortasında olduğu için BPK profilindeki %10 değişkenliğin proses sonuçlarını değiştirmediği sonucuna ulaşılmıştır.

ANOVA tablosu yardımıyla her bir faktör seviyesinin etkisinin varyansı $(1/3)\,\mathrm{x}\,{\sigma_e}^2 = (1/3)x0.005 = 0.0016$ olarak hesaplanmıştır. Buradan da %95

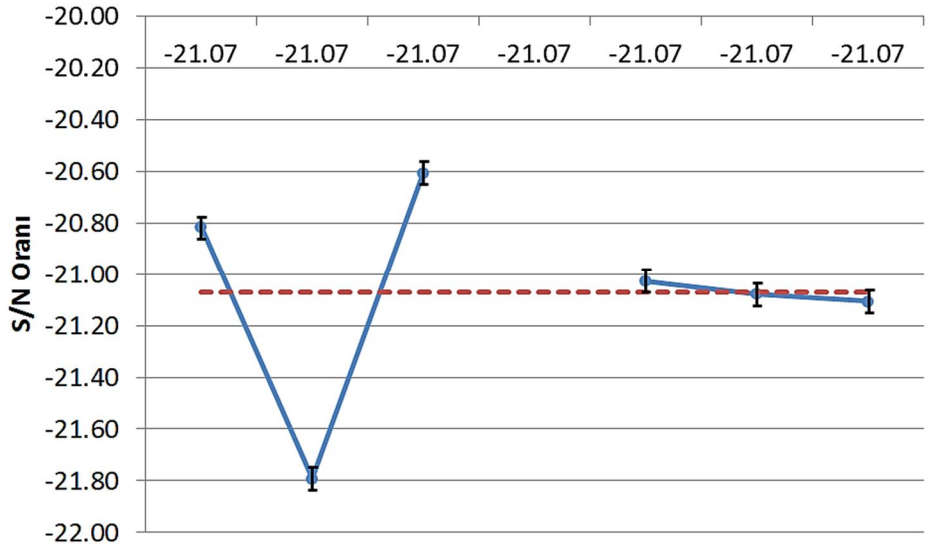
güvenilirlikle güven aralığı $\pm 2.\sqrt{0.0016} = 0.081$ olarak bulunmuştur. Bu değer sıvı basıncı ve BPK'nin bağımsız değerlerinin proses üzerine etkisinin görüldüğü **Şekil 4.55**'teki grafikte gösterilmiştir. Sıvı basıncı profilinin %10 artırılması veya azaltılmasının prosese etkisi güven aralığının çok üzerinde olduğu için Halkacı ve ark. (2014) çalışmasındaki sıvı basıncı profilinin aksine BMKA ile belirlenen sıvı basıncı profilinin değiştirilmesinin prosesi önemli ölçüde etkilediği anlaşılmıştır. BPK profilinin değişiminin ise proses üzerinde etkisinin olmadığı anlaşılmaktadır.

Çizelge 4.5. SE analizleri ile eş zamanlı çalışan BMKA ile belirlenen optimum yükleme profilleri ile gerçekleştirilen analizlerden elde edilen yüzde incelme değerleri ve S/N oranları

Sıra No	Parametre Düzeyleri		P	BPK	Maksimum İncelme (%)	S/N Oranı
	P	BPK				
1	1	1	P	BPK	11.06	-20.88
2	1	2	P	1.1BPK	11.15	-20.95
3	1	3	P	0.9BPK	10.74	-20.62
4	2	1	1.1P	BPK	12.02	-21.60
5	2	2	1.1P	1.1BPK	12.08	-21.64
6	2	3	1.1P	0.9BPK	12.79	-22.14
7	3	1	0.9P	BPK	10.73	-20.61
8	3	2	0.9P	1.1BPK	10.77	-20.64
9	3	3	0.9P	0.9BPK	10.67	-20.56
					Ortalama	**-21.07**

Çizelge 4.6. ANOVA hesap tablosu

Faktör No	Faktörler	Düzey değerlerine göre ortalama η			Serbestlik Derecesi	Kareler Toplamı	Kareler Ortalaması	Varyans Oranı	Katkı Oranı
		1	2	3					
1	A: Sıvı Basıncı	-20.814	-21.792	-20.607	2	2.41	1.203	255.29	**99.6**
2	B: Baskı Plakası Kuvveti	-21.028	-21.077	-21.107	2	0.01	0.005	1.000	**0.4**
				Toplam	4	2.42	0.604		
				(Hata)	2	0.01	0.005		



Şekil 4.55. Sıvı basıncı ve baskı plakası kuvvetinin bağımsız etkileri

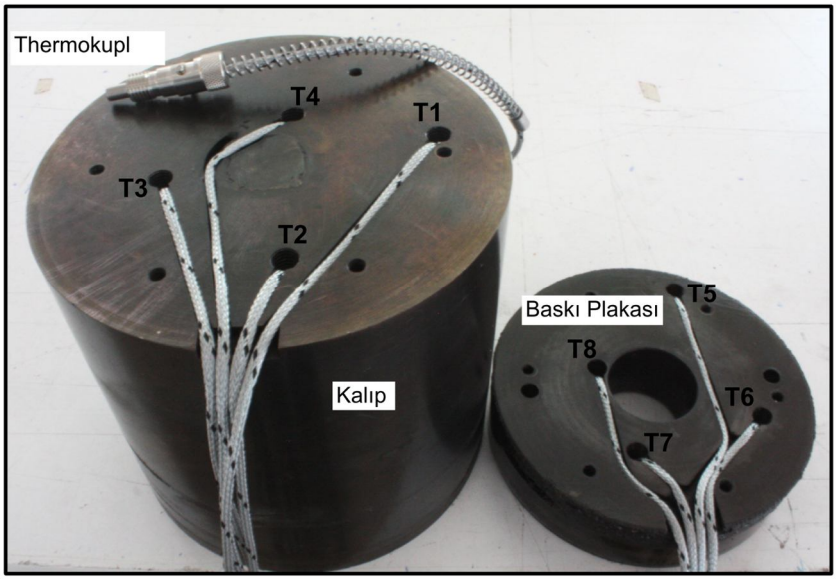
4.8. Sistem performansının ölçülmesi sonuçları

IHDÇ sisteminde gerçekleştirilen performans ölçüm deneyleri ile a) kalıpların hedeflenen sıcaklıklara ulaşma süreleri, b) kalıp ve sacın sıcaklık dağılımı, c) kalıp ve sacın sıcaklık kontrol hassasiyetleri ölçülerek sistemin sınırları ve kabiliyetleri belirlenmiştir.

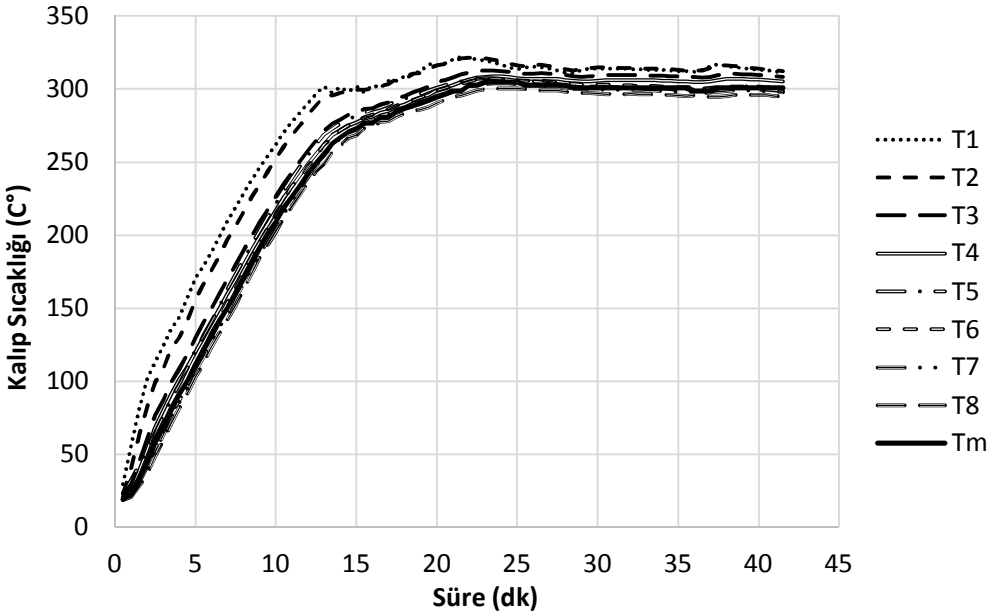
4.8.1. Kalıpların ısınma performansı

Kalıp ve baskı plakasına radyal yönde merkezden 30, 40, 52.5 ve 65 mm uzaklıkta 90° aralıklarla yerleştirilen termokupllar **Şekil 4.56**'da görüldüğü gibi isimlendirilmiştir. Kalıpların 300 °C'ye ısıtılması deneyinde hedef sıcaklığa ulaşma süresi ve kalıpları bu sıcaklıkta tutma performansı **Şekil 4.57**'de görülmektedir. Grafikte T_m ile gösterilen değer kontrol sistemi tarafından kalıp sıcaklığı olarak kontrol edilen, alt ve üst kalıpta en içte bulunan T_4 ve T_8 termokupllarının ortalamasıdır. Grafikten görüldüğü gibi ısınma sırasında farklı termokupllardan ölçülen sıcaklık eğrileri birbirlerinden oldukça farklı olmasına rağmen, hedef sıcaklığa ulaşıldıktan sonra kalıpların farklı bölgeleri arasındaki maksimum sıcaklık farkı azalmıştır. Örnek olarak kalıpların en iç ve en dış bölgelerinden ölçülen maksimum sıcaklık farkı hedef sıcaklığa ulaşıncaya kadar kalıp için 43°C'yi, baskı plakası için de 17°C'yi bulmasına rağmen, hedef sıcaklığa ulaşıldıktan sonra bu değerler sırasıyla 11°C ve 7°C'ye düşmüştür. Sıcaklık değerlerine bakıldığında baskı plakasındaki en yüksek sıcaklığın,

kalıptaki en düşük sıcaklıktan daha az olduğu anlaşılmaktadır. Bu durum baskı plakasının kalıp içerisine girmesinden ve indüksiyonun da kalıpların dış bölgelerini daha çok ısıtmasından kaynaklanmaktadır. Bu nedenle kalıp ve baskı plakası birlikte düşünüldüğünde de, 300°C hedef sıcaklığa ulaşıldıktan sonra kalıbın en dışı ve baskı plakasının en içi arasındaki sıcaklık farkı 17°C bulunmuştur. Buradan deneye başlanmadan önce kalıpların farklı bölgeleri arasındaki farkın maksimum 15 ila 20 °C arasında olduğu anlaşılmaktadır. Bu değerler daha küçük hedef sıcaklıklarda daha da azalmaktadır.

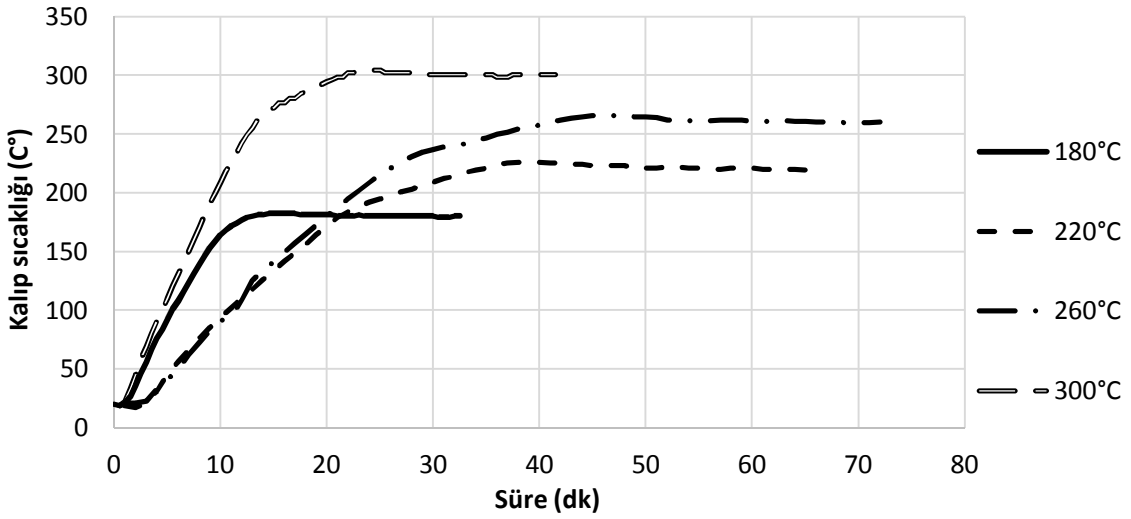


Şekil 4.56. Kalıp ve baskı plakasına yerleştirilen termokupların isimleri



Şekil 4.57. Kalıpların 300°C sıcaklığa ısınma zaman eğrileri

Isıtma sırasında kalıpların en iç ve en dış bölgelerindeki sıcaklık farkının kontrol sisteminden daha küçük değerlerde ayarlanması mümkün olmaktadır. Bu durumda hedef sıcaklığa ulaşma süresi daha da uzayacaktır. **Şekil 4.58**'de kalıpların farklı sıcaklıklara ısıtılma performansları görülmektedir. Burada verilen eğriler kalıpların ortalama en iç sıcaklık değerleridir. Grafikten görüldüğü gibi 300°C'ye ulaşma süresi ~25 dk iken, en iç ve en dış sıcaklık farkı azaltıldığında 180°C, 220°C, 260°C sıcaklıklara ulaşma süreleri sırasıyla 15, 40 ve 50 dk olmuştur.



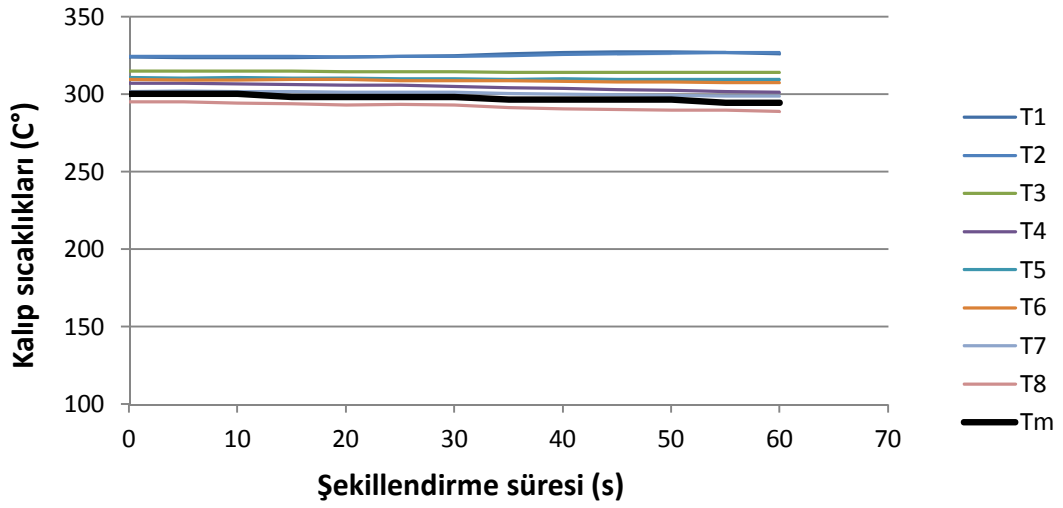
Şekil 4.58. Kalıpların farklı sıcaklığa ısıtılma performansları

Kalıpların hedef sıcaklığa ulaşma sürelerine indüksiyon cihazının gücü de etki etmektedir. Örnek olarak indüksiyon cihazı 15 Amper akım çekerken kalıplar 300 °C ye 25 dk'da ulaşmışken 20 amper akımda bu süre 15 dk'ya düşmektedir.

Kalıpların sıcaklık kontrolü hassasiyetinin bulunabilmesi için, 300°C hedef sıcaklığa ulaşıldıktan sonra, ölçme işlemine 20 dk daha devam edilmiş ve bu süre zarfında ölçülen değerlerin standart sapmaları hesaplanmıştır. Sonuçta kontrol sisteminin kalıpları ±1.5°C hassasiyetle hedef sıcaklık değerlerinde tutabildiği belirlenmiştir.

Sac metalin 300°C sıcaklıkta şekillendirilmesi sırasında kalıpların farklı bölgelerinden ölçülen sıcaklık değerleri **Şekil 4.59**'da görülmektedir. Proses sırasında kalıpların sıcaklık değerlerine ıstampanın ilerlemeye başlamadan önce basınç altında saca temas süresi ve şekillendirme sırasında indüksiyon cihazının açık veya kapalı olması etki etmektedir. Verilen grafikte basınç uygulandıktan sonra beklenmeden ıstampa ilerletilmiş ve şekillendirme sırasında da ısıtma kontrolü açık haldedir. Şekilden görüldüğü gibi bu durumda kalıpların sıcaklıkları şekillendirme sırasında neredeyse

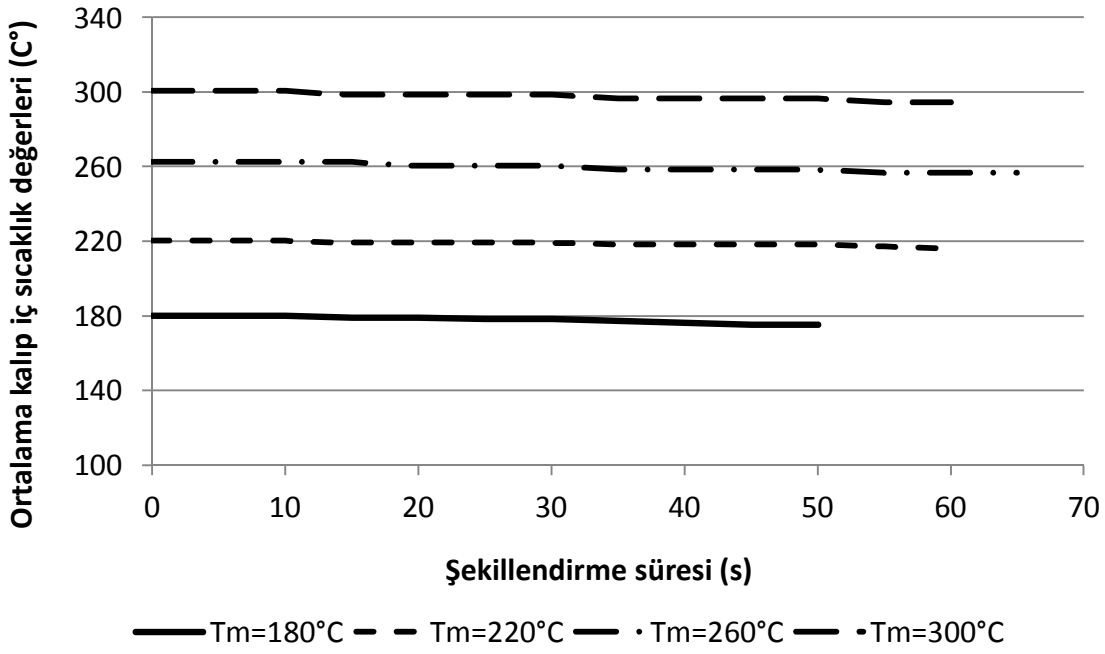
aynı kalmıştır. Şekillendirmeye başlamadan önce ve şekillendirmeden sonra her bir termokuplun sıcaklık farkları **Çizelge 4.7**'de verilmiştir. Tablodan görüldüğü gibi sıcaklık düşüşü ıstampa yardımıyla soğutulan sacdan en fazla etkilenen kalıpların en iç bölgesindeki T4 ve T8 termokupllarında meydana gelmiştir. Bu termokupllardaki sıcaklık düşüşü de 6°C civarında ölçülmüştür. Benzer sonuçlar 180°C, 220°C ve 260°C sıcaklıklar için de elde edilmiştir. Bu sıcaklıklarda gerçekleştirilen proseslerde kalıpların ortalama iç sıcaklık değerleri **Şekil 4.60**'da verilmiştir. Grafikten görüldüğü gibi şekillendirme boyunca 300°C sıcaklıktaki deneyde olduğu gibi kalıp sıcaklığı kararlılığını korumuş ve en fazla 5°C civarında bir sıcaklık düşüşü yaşanmıştır.



Şekil 4.59. Şekillendirme prosesi sırasında ölçülen sıcaklık değerleri

Çizelge 4.7. Şekillendirme işlemi başlamadan önce ve şekillendirmeden sonra her bir termokuplun sıcaklık farkları

Termokupl	T1	T2	T3	T4	T5	T6	T7	T8
Sıcaklık değişimi (°C)	2.2	2.5	1	5.8	1.1	2.3	3	6.2

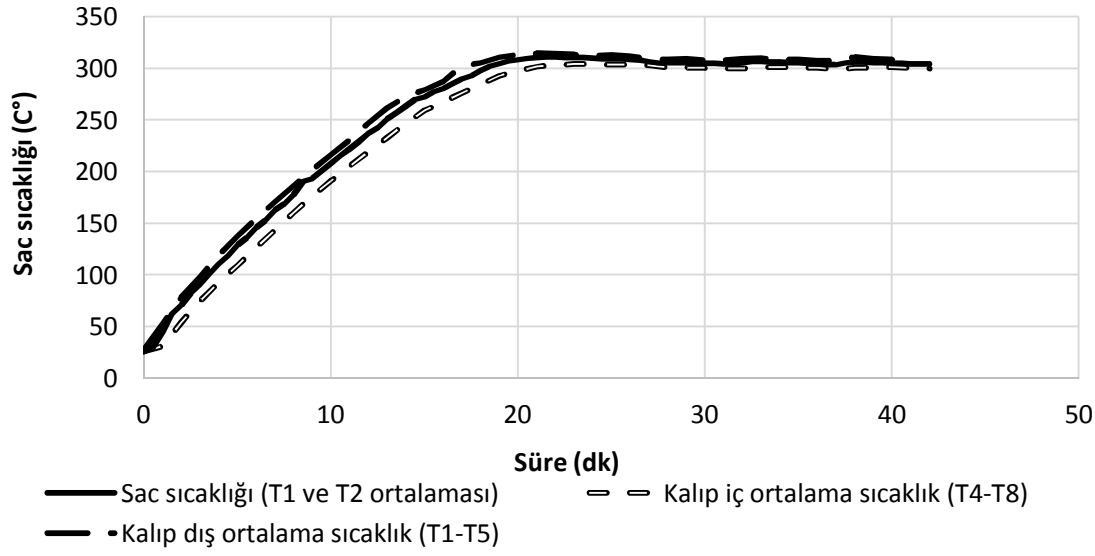


Şekil 4.60. Farklı sıcaklıklarda gerçekleşen şekillendirme işlemlerinde kalıpların ortama iç sıcaklık değerleri

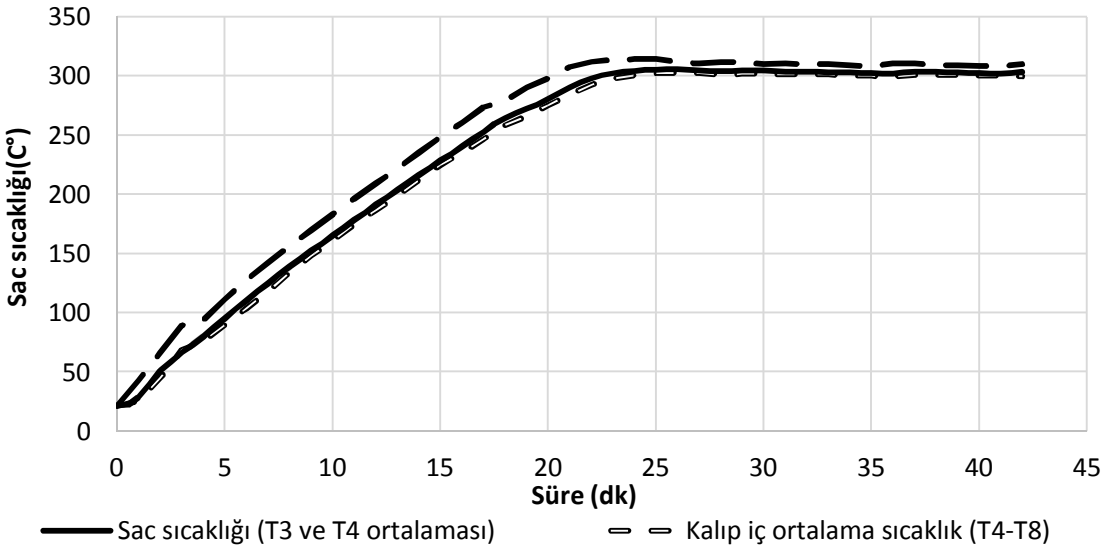
4.8.2. Sac malzemenin ısınma performansı

Kalıplar 300 °C sıcaklığa kadar ısıtılırken, kalıpların arasına yerleştirilen fixtür üzerindeki termokupllardan ölçülen sıcaklık sonuçları **Şekil 4.61**'de verilmiştir. Bu grafiklerde sac sıcaklığı ile kalıpların en iç ve en dış bölgelerinin sıcaklıkları karşılaştırılmıştır. Isınma sırasında sacın merkez bölgesini ölçen T3 ve T4 termokupllarının ortalama sıcaklığı kalıp iç sıcaklığına daha yakınken, sacın dış bölgesini ölçen T1 ve T2 sıcaklıklarının ortalaması ise kalıpların dış bölgesine daha yakındır. İki farklı deneyden ölçülen sacın merkez ve dış bölgesinin ısınma eğrileri **Şekil 4.62**'de karşılaştırılmıştır ve ısınma sırasında kalıp iç ve dış sıcaklığında olduğu gibi sacın dış ve merkez bölgeleri arasında sıcaklık farkının 50°C'ye kadar çıktığı görülmüştür. Bununa birlikte 23. dakikada kalıplar hedef sıcaklık değerine ulaştıktan sonra sac ve kalıp sıcaklıkları arasındaki fark ısınma periyoduyla karşılaştırıldığı zaman oldukça azalmıştır. Kalıp sıcaklığı 300°C'de sabit tutulmaya çalışılırken 26. ve 46. dakikalar arasında yapılan ölçümlerde kalıbın iç sıcaklık değeri ortalama 301°C iken, sacın merkez bölgesi sıcaklığı (T3 ve T4) ortalaması 303°C olmuştur. Bu süre zarfında kalıpların dış bölgesinin sıcaklığı ortalama olarak 310°C ölçülürken, sacın dış bölgesinin sıcaklığı (T1 ve T2) da ortalama olarak 305°C ölçülmüştür. Bu sonuçtan kontrol ünitesinden kalıp sıcaklığı olarak X°C girildiğinde sacın en sıcak bölgesinin

ortalama sıcaklığının X+5°C olduğu bulunmuştur. Böylece kalıp sıcaklık kontrolünün baskı plakası ve kalıbın en iç bölgesindeki termokupların ortalama sıcaklık değerine (T4 ve T8 ortalaması) göre kontrol edilmesinin uygun bir metot olduğu sonucuna varılmıştır.

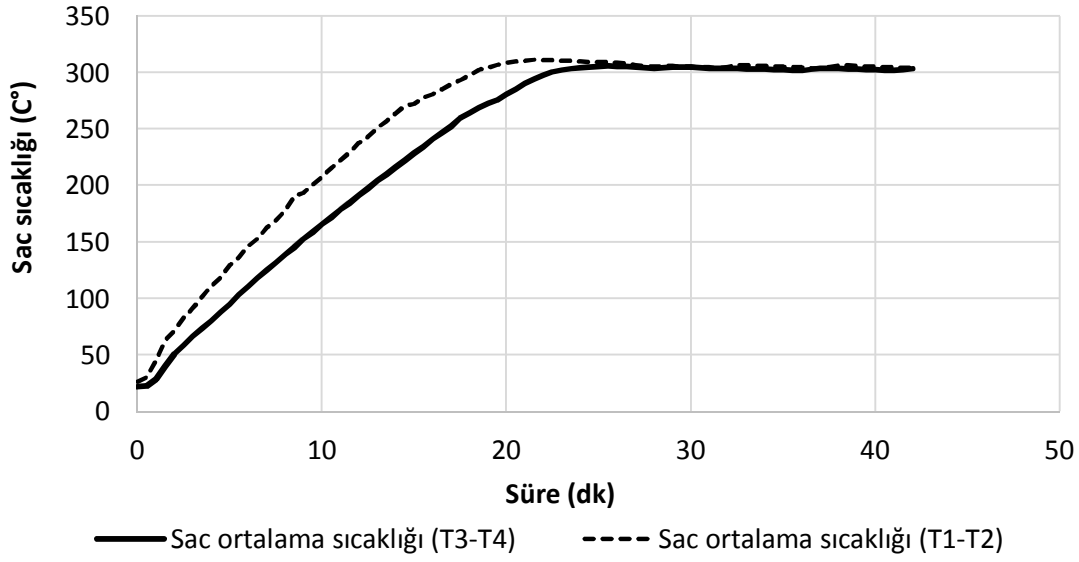


a)



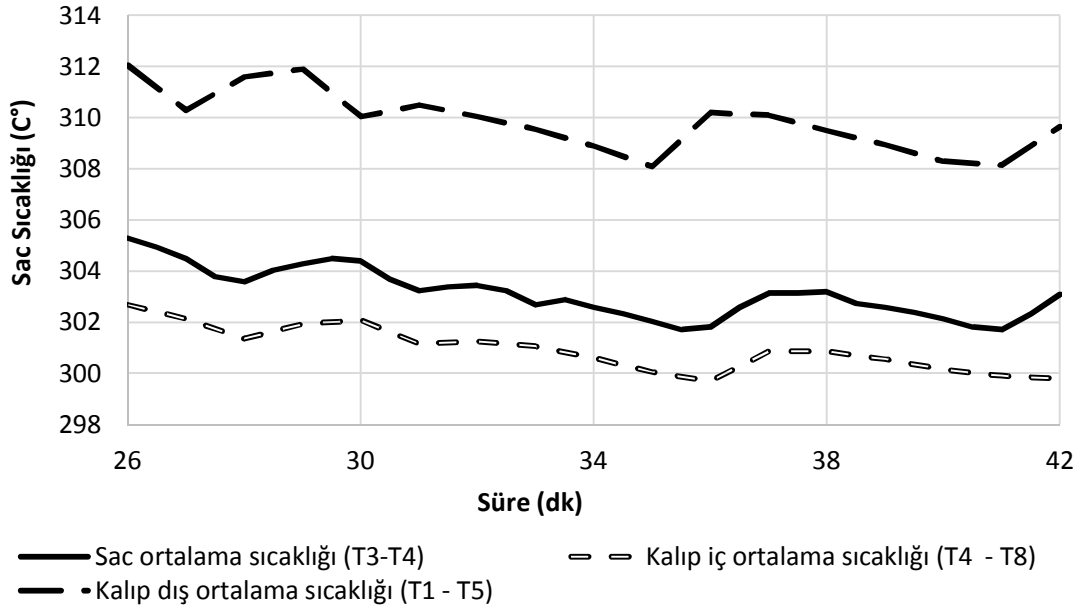
b)

Şekil 4.61. Sac sıcaklığı ile kalıp iç ve dış sıcaklıklarının karşılaştırılması a) T1 ve T2 sıcaklıkları b) T3 ve T4 sıcaklıkları

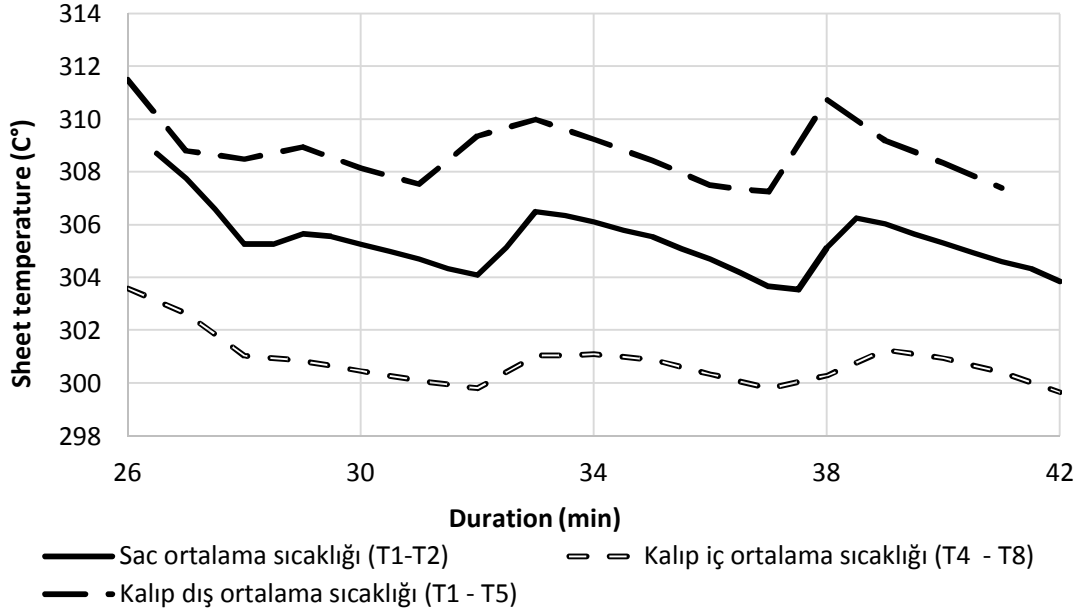


Şekil 4.62. İki farklı deneyde ölçülen sac sıcaklıklarının karşılaştırılması

Ayrıca kalıp sıcaklığı sabit tutulurken iki farklı deneyden ölçülen sıcaklıklarda sac üzerindeki meydana gelen maksimum sıcaklık farkları **Şekil 4.64**'te verilmiştir. Grafikten görüldüğü gibi maksimum fark 5°C ve ortalamada da 3°C ölçülmüştür.

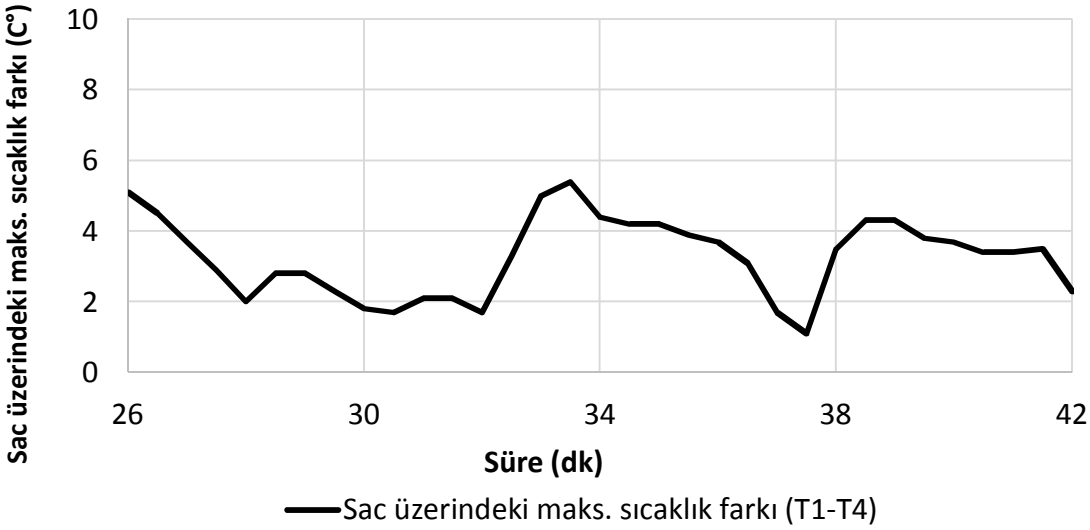


a)



b)

Şekil 4.63. Kalıplar hedef sıcaklığa (300°C) ulaştıktan sonra sac sıcaklığı ile kalıp sıcaklığının karşılaştırılması, a) T1 ve T2 sıcaklıkları b) T3 ve T4 sıcaklıkları

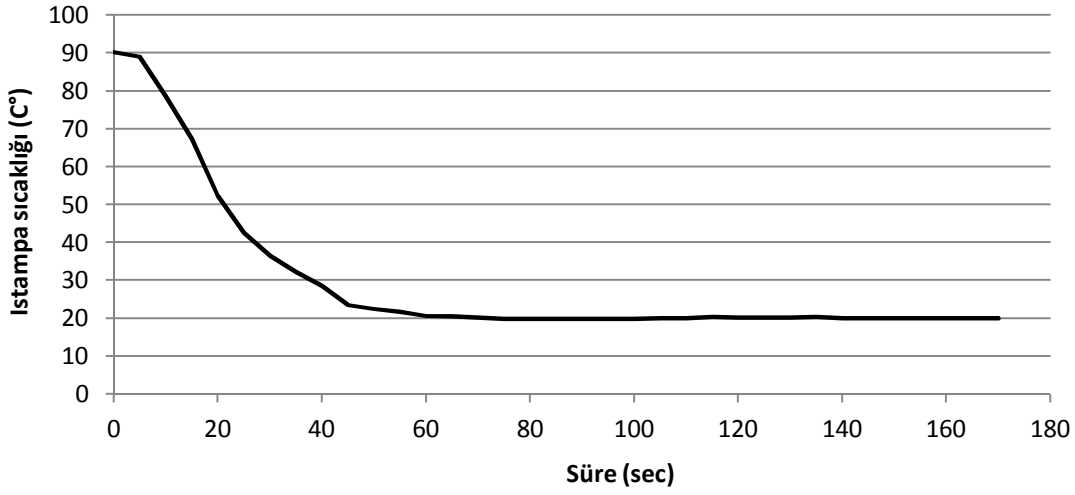


Şekil 4.64. Sabit kalıp sıcaklığında sac üzerindeki maksimum sıcaklık farkları

4.8.3. Istampanın soğutma performansı

300°C sıcaklığındaki saca şekillendirme olmadan temas halinde bulunan ıstampanın sıcaklığının 90°C'den 20°C'ye soğutulma performansının sonucu **Şekil 4.65**'de verilmiştir. Grafikten görüldüğü gibi 70 s içerisinde ıstampa hedef sıcaklığa

soğutulmuş ve bu sıcaklık değeri ±0.2°C hassasiyette korunabilmiştir. Her ne kadar şekillendirme olmadan ıstampanın hedef sıcaklık değeri çok hassas elde edilebilse de şekillendirme sırasında ıstampa sıcaklığı 60-70°C'ye kadar yükselmiştir. Bununla ilgili sonuçlar Bölüm 4.7.2'de ıstampa sıcaklığının tekrarlanabilirliği konusunda verilmiştir.

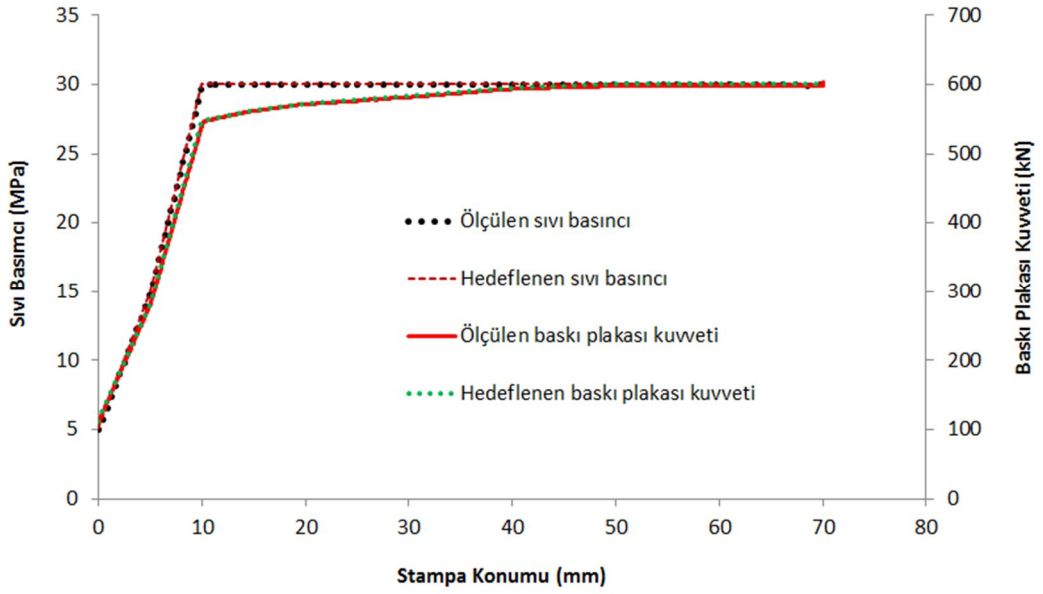


Şekil 4.65. Istampanın Soğutma performansı

4.8.4. Yükleme profillerini uygulama performansı

Yükleme profillerinin uygulanmasındaki doğruluk değerinin belirlenebilmesi amacıyla yapılan deneyde, sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti eğrilerinin hedeflenen değerleri ile deneyde ölçülen değerleri **Şekil 4.66**'da karşılaştırılmıştır. Grafikten görüldüğü gibi sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti eğrileri üst üste elde edilmiştir. Eğriler arasındaki maksimum fark hesaplandığında ise bu değerlerin sıvı basıncı için 0.08 MPa, baskı plakası kuvveti için ise 4 kN olduğu bulunmuştur. Bu fark da 10 mm ıstampa konumunu civarında sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti değerlerinin hızla artıp, artış hızının düştüğü anda meydana gelmiştir. Eğrilerin diğer bölgelerindeki farklar **Çizelge 4.8**'de görüldüğü gibi çok daha azdır ve ortalama fark değerleri sıvı basıncı için 0.04 MPa, baskı plakası kuvveti için de 1.7 kN bulunmuştur. Edinilen tecrübelere göre uygulanan profiller proses penceresinin orta bölgelerinde yer alıyorsa sıvı basıncında 3 MPa, baskı plakası kuvvetinde de 40 KN sapma olsa bile proses başarıyla sonuçlanmaktadır. Ancak uygulanan profiller proses penceresinin sınırlarında ise yerine göre sıvı basıncında 0.2 MPa ve baskı plakası kuvvetinde 2.5 KN sapma olması durumunda parçada hasar meydana gelmektedir. Bu durumda bile belirlenmiş olan sapma değerlerinin prosesin başarını etkilemeyecek kadar küçük değerler olduğu

sonucunda varılmıştır. Sonuçta optimum olarak belirlenen yükleme profillerinin deney presinde zamanında ve yeterli doğrulukta uygulanabildiği gösterilmiştir.



Şekil 4.66. Deney presinden ölçülen ve hedeflenen yükleme profilleri

Çizelge 4.8. Hedeflenen ve ölçülen sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti değerlerinin karşılaştırılması

Deplasman (mm)	Hedeflenen BPK (kN)	Ölçülen BPK (kN)	BPK Farkı (kN)	Ölçülen P (MPa)	Hedeflenen P (MPa)	Basınç Fark (MPa)
0	111.69	111.94	0.26	5	4.961	0.039
5	282.06	280.53	1.53	15	14.859	0.078
10	548.49	539.49	3.91	30	29.811	0.072
15	563.72	562.84	0.88	30	30.014	0.014
20	572.82	571.46	1.37	30	29.965	0.035
30	583.12	581.63	1.49	30	29.965	0.035
40	595.62	593.77	1.85	30	29.965	0.035
50	600.00	597.79	2.21	30	29.965	0.035
60	600.00	597.68	2.32	30	29.965	0.035
70	600.00	598.85	1.15	30	29.965	0.035
		Ortalama	**1.70**			**0.041**

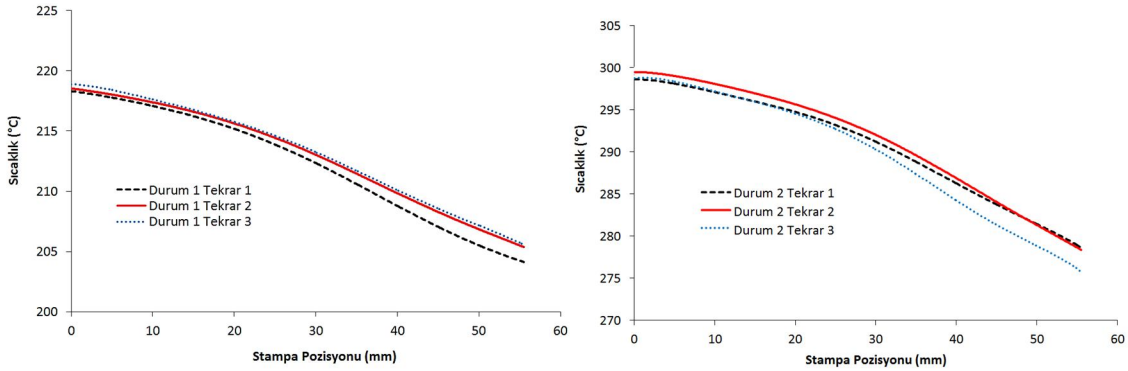
4.9. Tekrarlanabilirlik

IHDÇ deneylerinde kalıpların sıcaklıkları ve yükleme profillerinin uygulanmasındaki tekrarlanabilirlik değerlerini belirlemek için iki farklı şartta üçer tekrarlı olarak yapılan doğrulama deneylerinin sonuçları aşağıda verilmiştir.

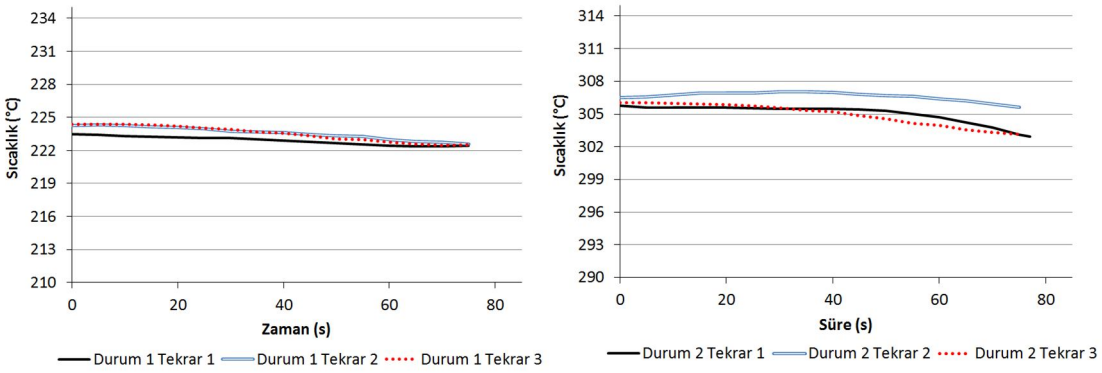
4.9.1. Kalıp sıcaklığının tekrarlanabilirliği

IHDÇ deneylerinde kalıpların en iç bölgesindeki termokupların ortalama değeri kontrol edildiği için kalıp sıcaklığı olarak bu değer referans alınmıştır. 220°C ve 300°C sıcaklıklarda gerçekleştirilen doğrulama deneylerinde, kalıp sıcaklığının tekrarlanabilirliği **Şekil 4.67**'de verilmiştir. Grafikten görüldüğü gibi kalıpların en iç bölgesinin sıcaklığı proses sırasında azalmıştır. Ortalama azalma değeri 220°C'de yapılan deney için 14°C iken 300°C'de yapılan deney için 22°C olmuştur. Sıcaklıktaki bu azalma, ıstampa yardımıyla soğutulan sacın kalıpların en iç bölgelerini de soğutmasından kaynaklanmaktadır. Kalıpların en iç bölgesindeki bu sıcaklık düşüşü muhtemel hasar bölgesi olan kalıp radyüsü bölgesindeki mukavemeti de artırdığı için Bölüm 4.7'de de bahsedildiği gibi faydalı olmuş, bu bölgedeki incelme eğilimini azaltmıştır. Sistem performansının ölçüldüğü ve 180, 220, 260 ve 300°C sıcaklıklarda gerçekleştirilen proseslerde kalıp sıcaklıkları 5°C civarında düşmüşken burada düşüşün daha fazla olmasının nedeni olarak, o deneylerde ıstampa saca temas ettikten sonra ön basınç altında beklenmezken, tekrarlanabilirlik deneylerinde 30-40 s civarında beklenmesinin bu sonuca neden olduğu düşünülmüştür. Kalıpların en iç bölgesinde sıcaklıklar 20°C civarında düşmüş olsa da, en içteki termokupllardan 10 mm dışarıdaki termokupl sıcaklıkları **Şekil 4.68**'deki gibi proses boyunca izlendiğinde bu bölgedeki sıcaklık düşüşünün Durum 1 ve Durum 2 deneylerinde ortalama olarak 1.4°C ve 2.2°C azaldığı görülmüştür. Bu sonuçtan sac üzerinde, kalıplardaki sıcaklık dağılımını da büyük miktarda etkileyen, önemli bir sıcaklık gradyanı olduğu anlaşılmaktadır.

Her ne kadar kalıpların en iç bölgesinin sıcaklığı proses boyunca sabit tutulamamış olsa da tekrarlar arasında kalıp sıcaklığındaki azalma neredeyse aynıdır. Her bir ıstampa pozisyonunda sıcaklık değerlerinin standart sapması hesaplandığında ortalama olarak 220°C'de yapılan deney için 0.5°C ve 300°C'de yapılan deney için de 0.9°C gibi çok küçük değerlerde bulunmuştur. Buradan kalıp sıcaklıklarının tekrarlanabilirliğinin oldukça yüksek olduğu sonucuna varılmıştır.



Şekil 4.67. Şekillendirme prosesi sırasında kalıpların en iç bölgesindeki sıcaklık değişimi



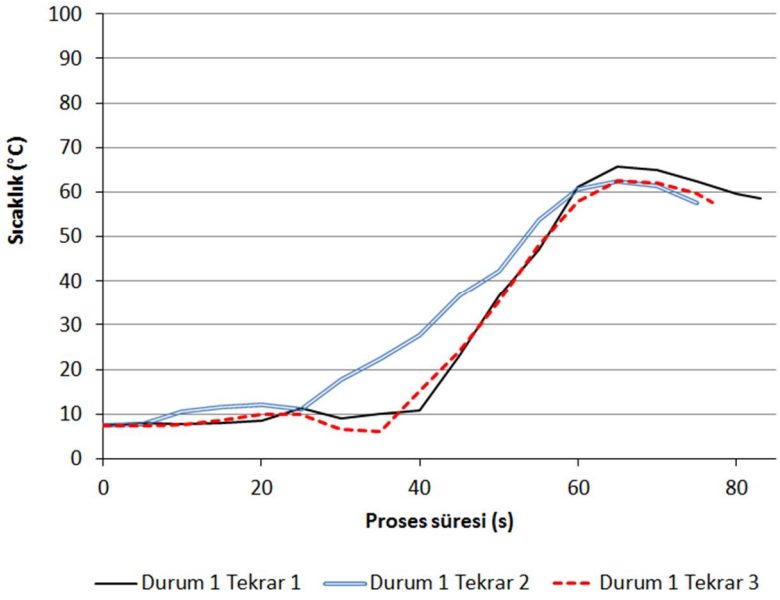
Şekil 4.68. Şekillendirme prosesi sırasında en içteki termokupllardan 10 mm dışarıda olan termokupllardan ölçülen sıcaklık değerleri

4.9.2. Istampa sıcaklığının tekrarlanabilirliği

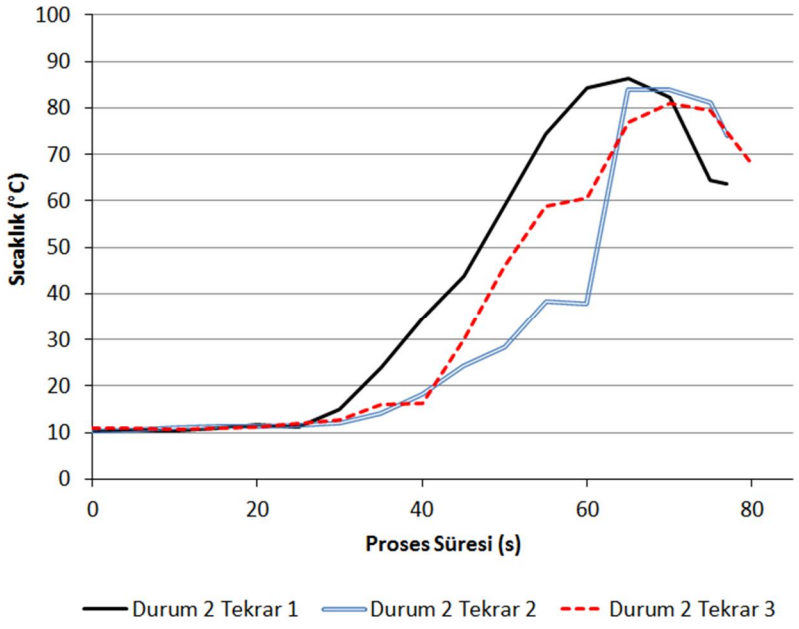
Tekrarlanabilirlik deneylerinde ıstampa sıcaklığının proses boyunca sahip olduğu değerler **Şekil 4.69**'da verilmiştir. Bu deneylerde proses süresi ıstampa saca temas ettikten sonra ön basınç uygulanınca başlatılmıştır. Grafiklerde ıstampa sıcaklığının artmaya başladığı zamanlarda ıstampanın da hareketine başladığı gözlemlenmiştir. Buradan ıstampa ilerlerken artan basınçla ve daha çok miktarda sacın ıstampaya temas etmesi nedeniyle, soğutulmasına rağmen ıstampa sıcaklığının arttığı anlaşılmaktadır. Istampa ilerleyinceye kadar sıcaklığının sabit kalmasından, sacın ıstampanın çevresini sarmadan sadece tabanına temas etmesi durumunda soğutmanın yeterli olduğu anlaşılmaktadır. Sıcaklığın sabit kaldığı süreye sacdan ıstampaya ısı transferi için geçen süre de etki etmektedir.

220°C sıcaklıkta yapılan deneylerde 1. ve 3. tekrarların eğrileri birbirine çok yakın çıkmasına rağmen 2. tekrarın eğrisinde sıcaklık daha erken artmaya başlamıştır. Bunun nedeni o deneyde ön basınç altında daha az beklenilmesidir. 300°C sıcaklıkta

yapılan deneylerde ise bekleme süresi yaklaşık aynı olmasına rağmen sıcaklık eğrileri birbirinden farklı çıkmıştır. Bununla birlikte hem 220°C hem de 300°C sıcaklıkta yapılan deneylerde sıcaklık 65-70 saniye aralığında maksimum değerine ulaşmış ve ulaşılan maksimum sıcaklıkların standart sapması Durum 1 ve Durum 2 deneylerinde sırasıyla 1.8°C ve 2.7°C hesaplanmıştır. Bu sonuçtan ıstampa sıcaklığının tekrarlanabilirliğinin iyi olduğu sonucuna ulaşılabilir.



a)

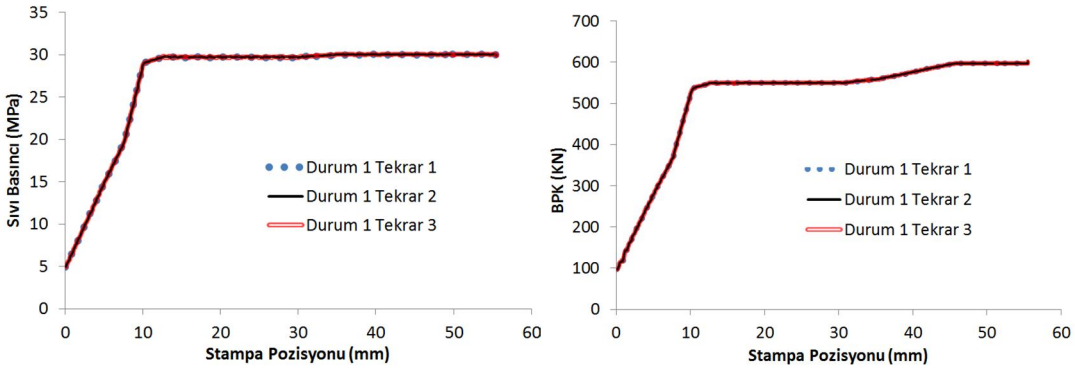


b)

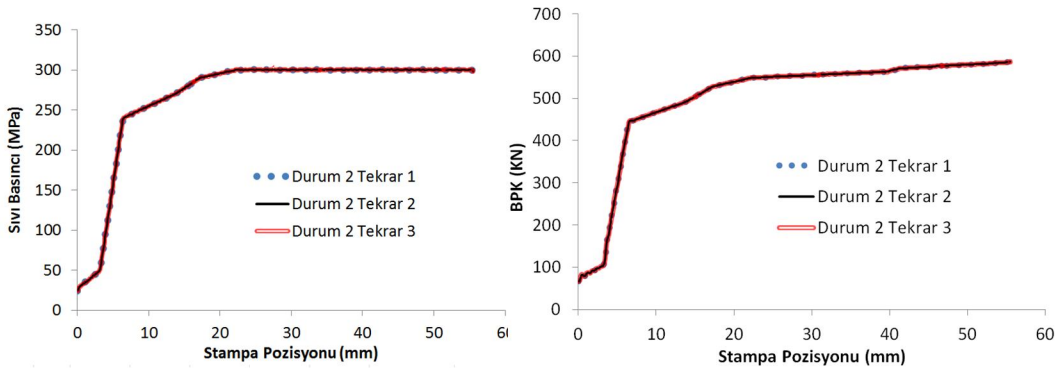
Şekil 4.69. Istampa sıcaklığının proses boyunca değişimi a) 220°C b)300°C sıcaklıklardaki deney sonuçları

4.9.3. Yükleme profillerinin tekrarlanabilirliği

Tekrarlanabilirlik deneylerinde ölçülen sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti profilleri 220°C sıcaklıkta yapılan deney için **Şekil 4.70**'te, 300°C sıcaklıkta yapılan deney için de **Şekil 4.71**'de görülmektedir. Her bir durumda farklı bir yükleme profili kullanılmıştır. Sonuçlar incelendiğinde her iki durumdaki tekrarlarda sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti eğrilerinin tam olarak üst üste çıktığı görülmektedir. Tekrarlarda her bir ıstampa pozisyonu için standart sapma değerleri hesaplanmıştır. Durum 1 deneyleri için sıvı basıncının standart sapmasının ortalama değeri 0.06 MPa, baskı plakası kuvvetininki ise 1 kN çıkmıştır. Durum 2 deneylerinde ise bu değerler 0.05 MPa ve 0.77 kN elde edilmiştir. Deney presindeki basınç sensörünün belirsizliğinin 0.1 MPa olduğu düşünüldüğünde sıvı basıncının kontrolündeki tekrarlanabilirliğin çok iyi olduğu sonucuna ulaşılmıştır. Baskı plakası kuvvetinde elde edilen 1 kN civarındaki tekrarlanabilirlik değeri, baskı plakası kuvvetinin kapasitesinin 600 kN olduğu düşünüldüğünde oldukça küçük bir değerdir. Bu nedenle baskı plakası kuvveti kontrolünün tekrarlanabilirliği de çok iyidir.



Şekil 4.70. 220°C sıcaklıkta yapılan Durum 1 deneylerinde ölçülen sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti profilleri



Şekil 4.71. 300°C sıcaklıkta yapılan Durum 2 deneylerinde ölçülen sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti profilleri

4.9.4. Parça kalitesinin tekrarlanabilirliği

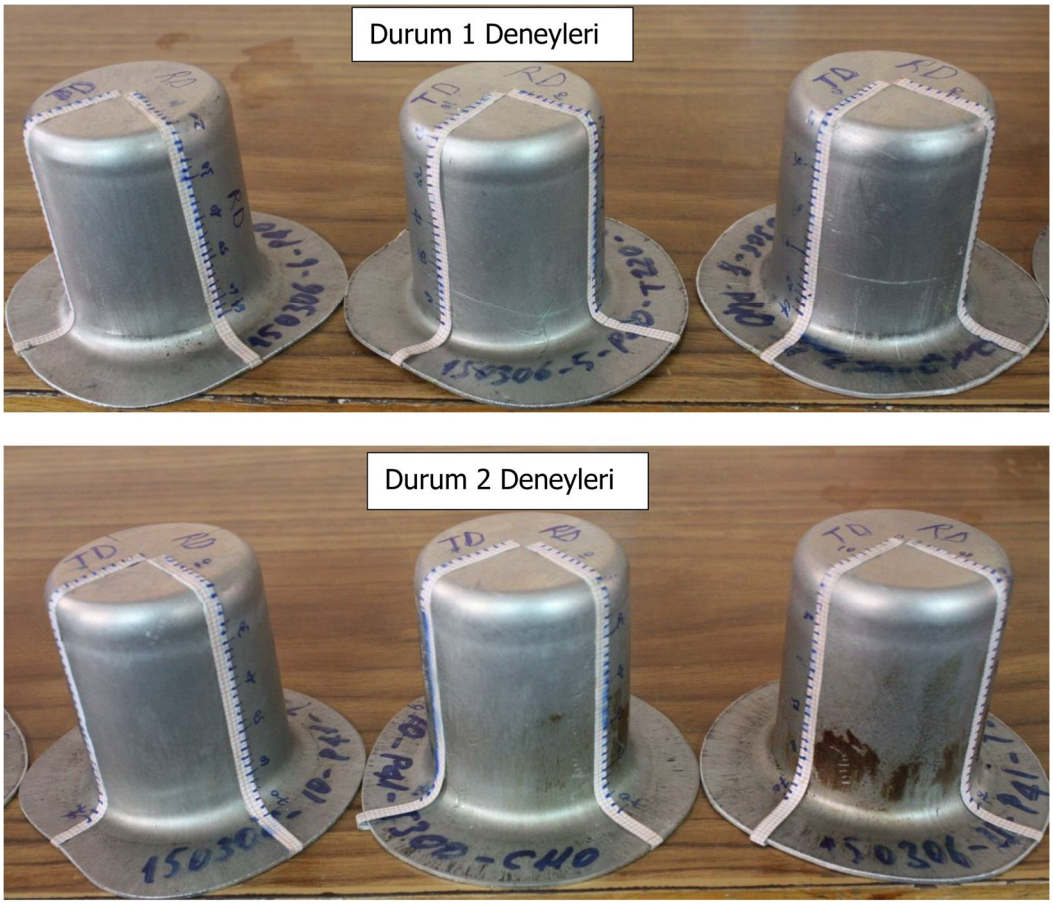
Proses parametrelerinin uygulanmasındaki belirsizliklerin yanında numune hazırlama, numunelerin yerleşimi ve kalıplarla ilgili belirsizlikler de IHDÇ prosesiyle üretilen parçalarda değişkenliğe neden olabilir. Deneylerde bu tür belirsizliklerin kaynağı olarak

- Baskı plakasının dengeli / paralel basmaması
- Kalıpların değiştirildiğinde aynı standartta bağlanamaması, merkezlemenin bağlamalar arasında değişkenlik gösterebilmesi
- Yükleme profillerinin uygulama performansının, özellikle de baskı plakası kuvveti profilinin tekrarlanabilirliğinin presin hidrolik ünitesi sıcaklığıyla değişebilmesi,
- İlk sac taslağı kesilirken dairesellikten bir miktar sapma olması
- Sacın her zaman aynı şekilde merkezli yerleştirilememesi
- Yağlayıcının deneyler arasında farklı uygulanabilmesi

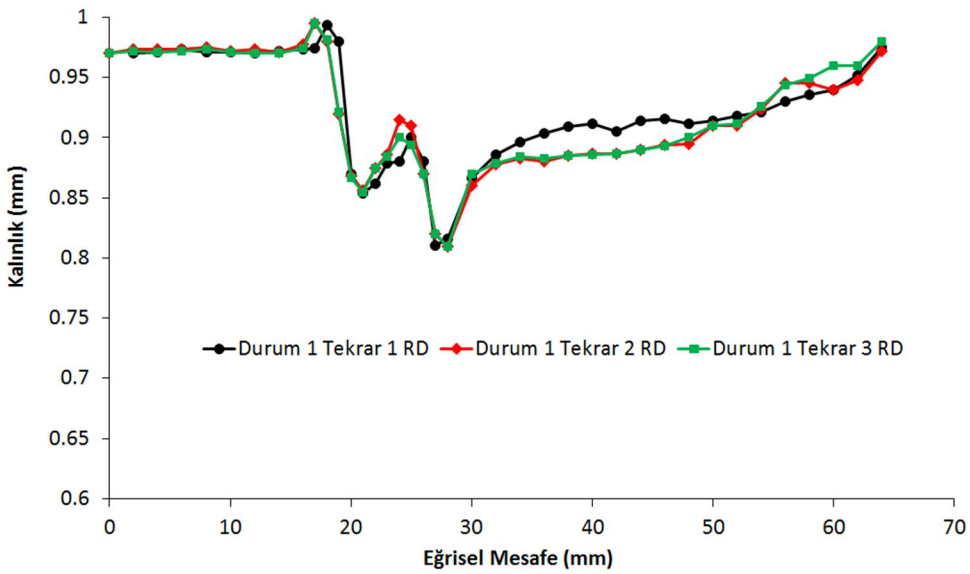
gibi faktörler düşünülmüştür. Tekrarlanabilirlik deneylerinde bu tür faktörlerin oluşturacağı belirsizliklerden mümkün olduğunca kaçınılarak sadece proses parametrelerini uygulamadaki belirsizliklerin parçalarda oluşturduğu değişkenlik araştırılmıştır.

Kalıp sıcaklıkları ile yükleme profillerinin tekrarlanabilirlik değerlerinin IHDÇ prosesiyle üretilen parçalara etkisini araştırmak için tekrarlanabilirlik deneylerinde üretilen parçaların kalınlık dağılımları ölçülmüştür. İki farklı durumda şekillendirilmiş parçalar **Şekil 4.72**'de görülmektedir. Bu parçalar üzerinde milimetrik kâğıdın yapıştırıldığı hatlar boyunca yapılan kalınlık ölçümünün sonuçları Durum 1 için **Şekil 4.73**'de, Durum 2 için ise **Şekil 4.74**'te verilmiştir. Grafiklerde RD hadde doğrultusunu, TD de hadde doğrultusuna dik doğrultuyu belirtmektedir. Grafiklerden görüldüğü gibi her bir parçanın kalınlık dağılımı birbirine oldukça yakındır. Durum 1 şartlarında şekillendirilmiş üç parçada, ölçüm yapılan her bir konumun standart sapması hesaplanmış ve ortalama olarak standart sapma değeri RD için 0.009 mm, TD için ise 0.010 mm bulunmuştur. Bulunan standart sapma değerleri, ölçüm cihazının 0.007 mm olan belirsizlik değerine yakın olduğu için Durum 1 şartlarında üretilen parçaların

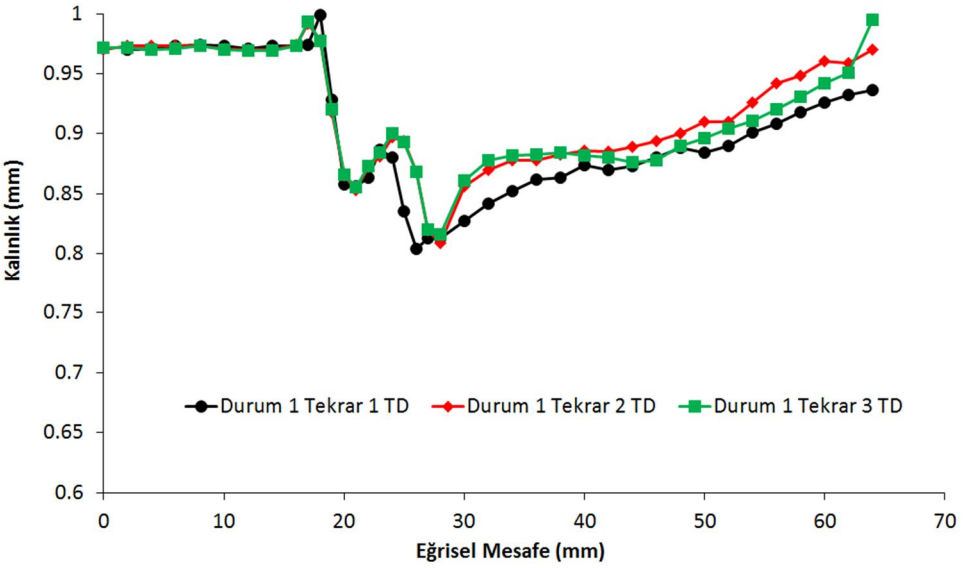
tekrarlanabilirliklerinin gayet iyi olduğu söylenebilir. Durum 2 şartlarında üretilen parçaların kalınlık dağılımlarının ortalama standart sapması her iki doğrultu için de 0.005 mm bulunmuştur. Bu sonuçlardan IHDÇ sisteminde kalıp sıcaklıkları ve yükleme profillerinin uygulanmasındaki belirsizlik değerlerinin, bu sistemle üretilen parçalarda bir değişkenlik meydana getirmediği yani parçaların kalitesini etkilemediği sonucuna ulaşılmıştır.



Şekil 4.72. Tekrarlanabilirlik deneylerinde iki farklı şartta üretilen parçalar

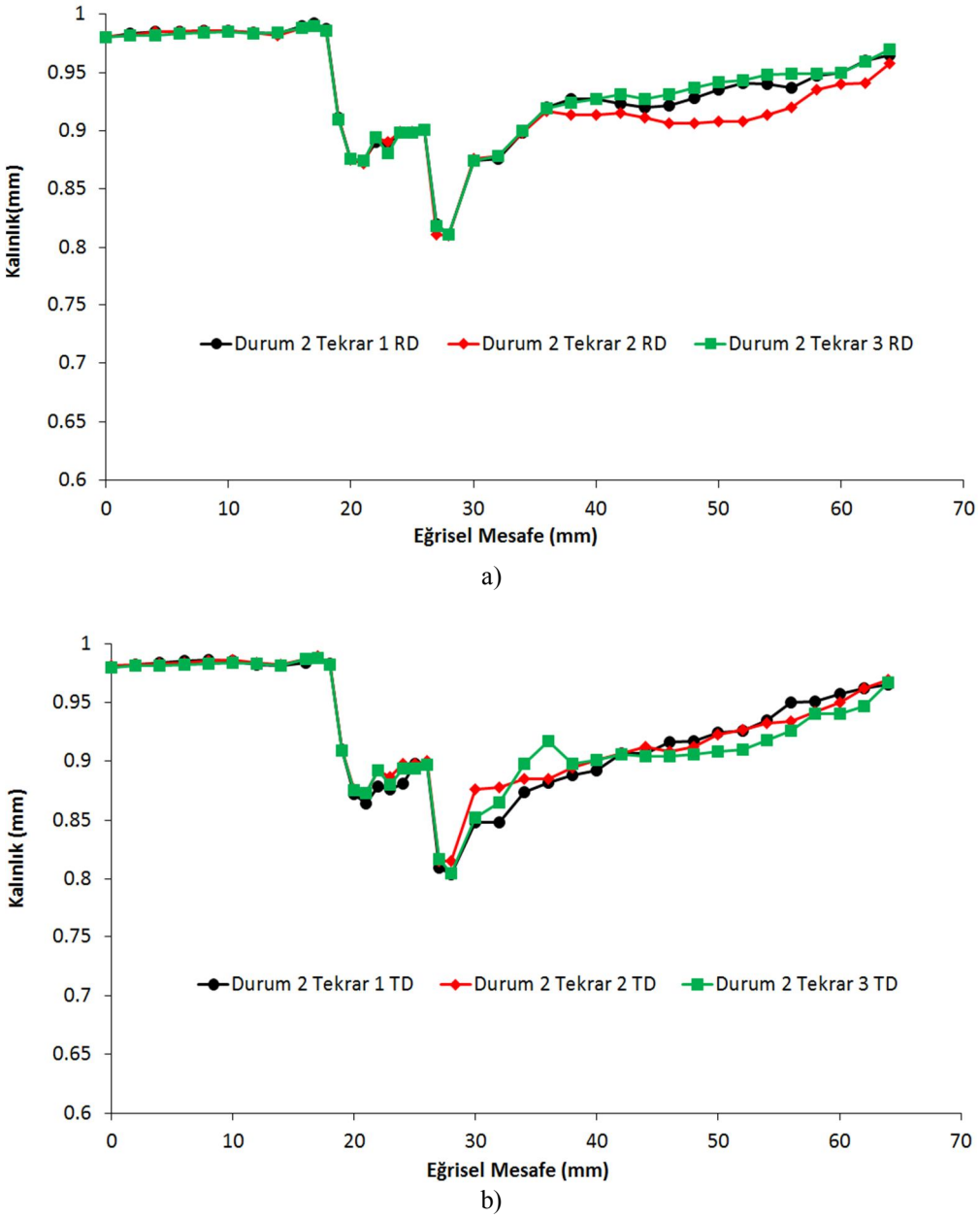


a)



b)

Şekil 4.73. Durum 1 şartlarında üretilen 3 parçaların kalınlık dağılımları a) Hadde doğrultusu (RD) b) Hadde doğrultusuna dik doğrultu (TD)



Şekil 4.74. Durum 2 şartlarında üretilen 3 parçaların kalınlık dağılımları a) Hadde doğrultusu (RD) b) Hadde doğrultusuna dik doğrultu (TD)

4.10. Endüstriyel Parça Üretimi

IHDÇ prosesinde SÇO değerinin hesaplanarak şekillendirilebilirliğin belirlenmesi amacıyla ilk olarak silindirik bir parça üretimi için sistem tasarımı yapılmış, SE modeli oluşturulmuş, BMKA ile optimum yükleme profilleri belirlenmiş ve deneyler gerçekleştirilmiştir. Daha sonra geliştirilen yöntemlerin genelleştirilebilmesi amacıyla endüstriyel bir parçanın üretimi yapılmıştır. Endüstriyel parça üretiminde silindirik parça için geliştirilen sızdırmazlık ve yalıtım çözümleri

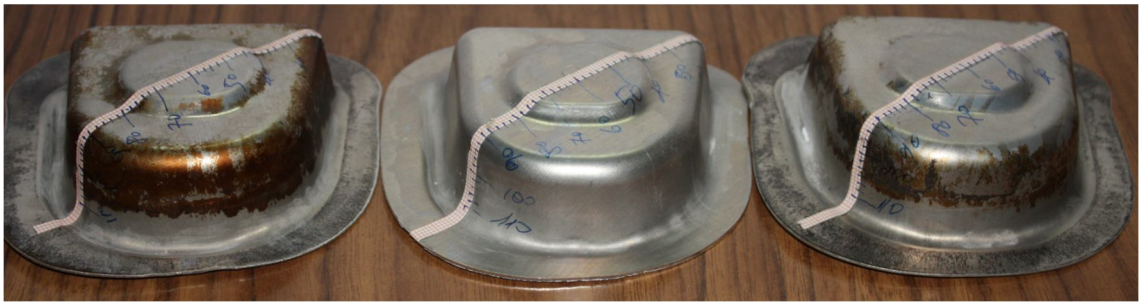
kullanılmış, kalıp tasarımı yapılmış, SE modeli oluşturulmuş, SE analizleri ile birlikte çalışan BMKA ile optimum yükleme profilleri belirlenerek deneyler gerçekleştirilmiştir. Sonuçta her üç üretim yöntemiyle endüstriyel parçalar **Şekil 4.75**'te görüldüğü gibi üretilmiştir. Her üç yöntemle de endüstriyel parça hasarsız olarak üretilmekle birlikte proses parametreleri farklı olduğu için parçaların kalınlık dağılımları ve geometrileri arasında farklılıklar bulunmaktadır. Bu farklılıklar ileride Bölüm 4.11.3'de Üretilen sac parçaların sağlamlıkları ve geometrik doğruluklarının karşılaştırılması başlığı altında tartışılmıştır.



HDÇ



IDÇ



IHDÇ

Şekil 4.75. Her üç üretim yöntemiyle de üretilmiş endüstriyel parçalar

4.11. Üretim Yöntemlerinin Karşılaştırılması

4.11.1. Şekillendirilebilirlik açısından karşılaştırma

Derin çekme işleminde malzemelerin şekillendirilebilirliğinin göstergesi olan ve ilk sac çapının ıstampa çapına oranıyla bulunun Sınır Çekme Oranı (SÇO) bu çalışmada şekillendirilebilirliğin karşılaştırılması amacıyla kullanılmıştır.

IHDÇ prosesinin IDÇ ve HDÇ yöntemlerine göre malzemelerin şekillendirilebilirliğini daha fazla oranda artırılabileceği hipotezinin doğrulanması amacıyla her üç yöntem için SÇO'lar belirlenmiştir. Deneyler, Bölüm 3.5.2'de anlatılan SEA ile belirlenmiş olan en uygun proses şartlarında ve BMKA ile belirlenmiş olan optimum yükleme profilleriyle gerçekleştirilmiştir. Sonuçta her üç yöntemle çekilebilen maksimum sac çapları ve elde edilen SÇO'lar **Çizelge 4.9**'da özetlenmiş ve **Şekil 4.76**'da karşılaştırılmıştır. Her üç yöntemde SÇO'ların elde edildiği parçalar **Şekil 4.77**'de görülmektedir. **Şekil 4.76**'dan görüldüğü gibi HDÇ prosesinde SÇO 2.5 iken, IDÇ'de 2.625 elde edilmiş ve IHDÇ prosesinde de SÇO, 3.125'e yükseltilerek diğer iki yönteme göre çok önemli bir oranda artırılabilmiştir. Böylece IHDÇ prosesinin IDÇ ve HDÇ'ye göre şekillendirilebilirliği daha fazla oranda artırdığı hipotezi kanıtlanmıştır. **Şekil 4.78**'de her üç yöntemle üretilen silindirik parçaların boyları karşılaştırılmıştır ancak ıstampa boyunun yetersiz gelmesinden dolayı IHDÇ deneylerinde saclar sonuna kadar çekilemeyip bir miktar flanş kaldığı için bu boy karşılaştırması çok gerçekçi olmamıştır. Bu nedenle ilk sac çapına göre parçaların sahip olacağı boylar hesaplanarak Şekil 4.79'da karşılaştırılmıştır. Grafikten anlaşılacağı üzere IHDÇ prosesiyle ulaşılan SÇO neticesinde parça boyu diğer iki prosese göre önemli oranda artırılmıştır. IHDÇ prosesinde SÇO, IDÇ'ye göre %19, HDÇ'ye göre %25 oranında artırılmışken, parça boyu düşünüldüğünde bu oranlar sırasıyla %49 ve %67 olmaktadır. Bu değerler IHDÇ prosesinin şekillendirilebilirlikte artış avantajı hakkında daha somut bilgi vermektedir.

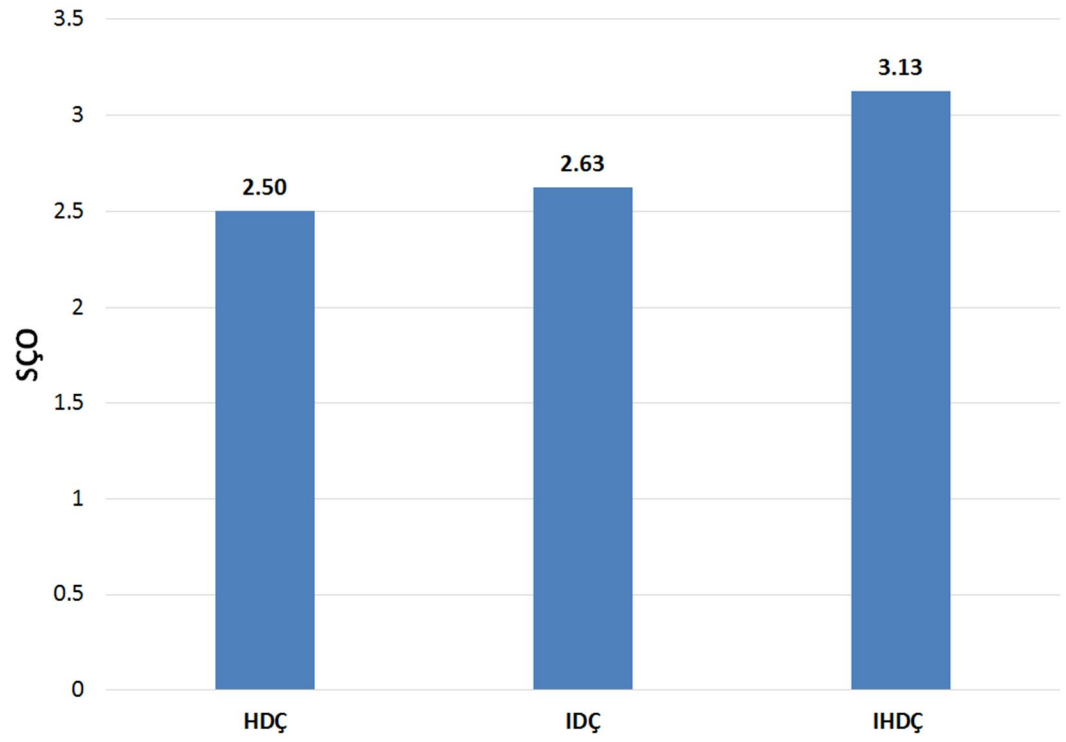
Bu çalışmada şekillendirilebilirlik açısından IDÇ prosesinin HDÇ'ye göre daha avantajlı olduğu sonucuna da ulaşılmıştır. Dolayısıyla malzemelerde daha fazla şekillendirilebilirlik için yüksek alt yapı yatırımı gerektiren ve prosesin karmaşıklığından dolayı uygulanması çok daha zor olan HDÇ prosesi yerine IDÇ prosesinin tercih edilmesinin çok daha mantıklı bir yaklaşım olduğu düşünülmektedir. Ancak HDÇ prosesinin sadece şekillendirilebilirlikte artış değil bunun yanında kalıp maliyetlerinde %90'a varan oranda azalma, kalıp uyumu aranmaması, farklı kalınlıklı

sacların tek bir kalıpla şekillendirilebilmesi, sıvının esnekliğinden yararlanarak çok karmaşık parçaların daha pürüzsüz ve daha mukavemetli olarak imal edilebilmesi ve daha küçük geometrik toleranslarda üretim yapılabilmesi gibi avantajları düşünüldüğünde, HDÇ prosesi çok daha kârlı bir tercih haline gelmektedir.

IHDÇ ve IDÇ prosesleri şekillendirilebilirlik açısından kıyaslandığında aynı kalıp sıcaklığı için IHDÇ ile şekillendirilebilirliğin IDÇ'ye göre önemli oranda arttığı görülmektedir. Bu durumda aynı oranda şekillendirilebilirlik için IHDÇ prosesinde gerekli kalıp sıcaklığı IDÇ'ye göre azalacaktır. Nitekim IDÇ'de 300°C sıcaklıkta şekillendirilebilen en büyük sac çapı 105 mm iken, IHDÇ prosesinde 180°C kalıp sıcaklığında sınır çap değeri 113 mm dir. Bu sonuçtan IHDÇ'nin gerekli kalıp sıcaklığını önemli ölçüde düşürdüğü anlaşılmaktadır. Bu durum IHDÇ prosesinde sarf edilen enerjinin de IDÇ'ye göre azalması anlamına gelmektedir.

Çizelge 4.9. HDÇ, IDÇ ve IHDÇ yöntemleriyle ulaşılan SÇO'lar

	HDÇ	IDÇ	IHDÇ
Sac çapı	100	105	125
Sınır Çekme Oranı	**2.5**	**2.625**	**3.125**



Şekil 4.76. HDÇ, IDÇ ve IHDÇ yöntemleriyle ulaşılan SÇO'lar



a)



b)

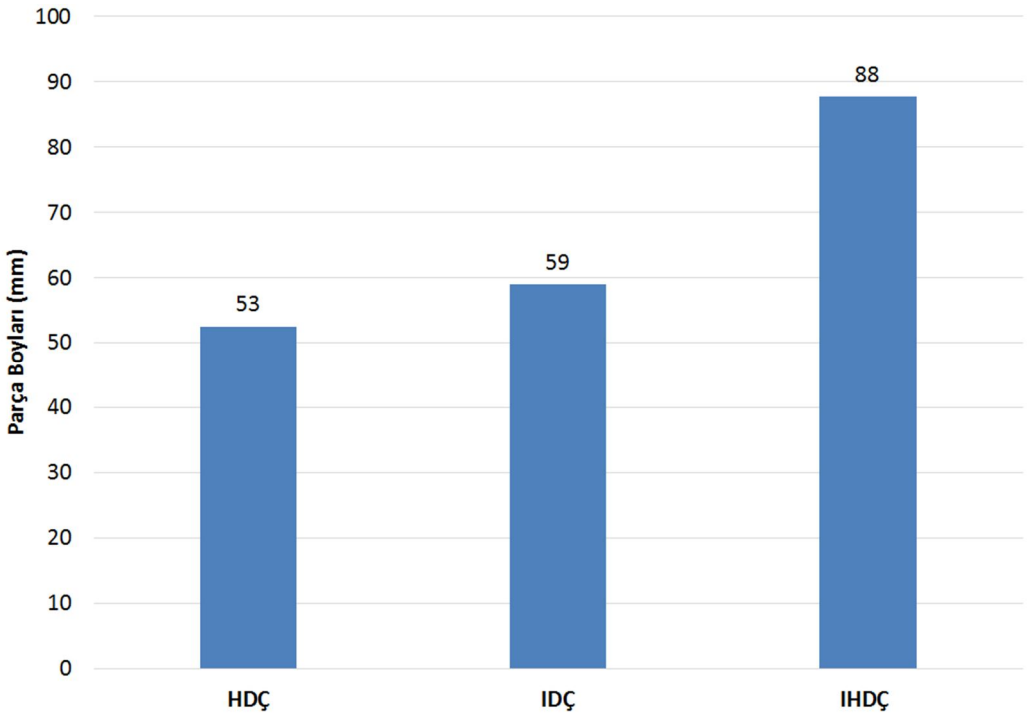


c)

Şekil 4.77. a) HDÇ, b)IDÇ ve c)IHDÇ proseslerinde sırasıyla 2.5, 2.625 ve 3.125 SÇO'ların elde edildiği deney numuneleri



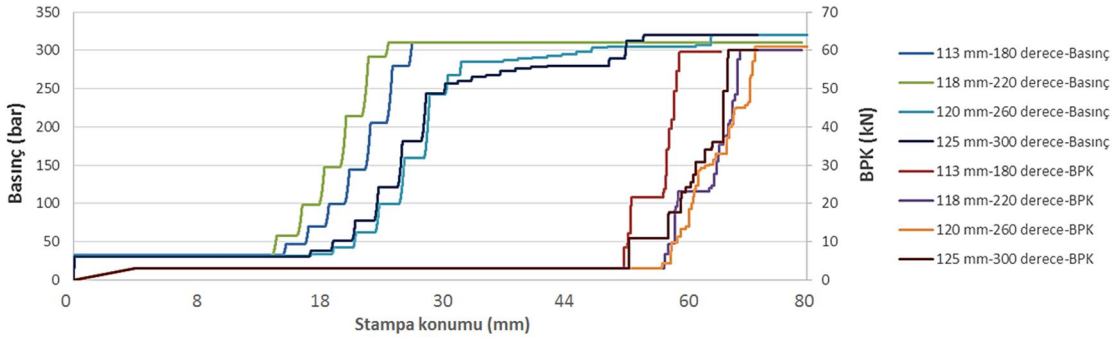
Şekil 4.78. Her üç yöntemle elde edilen parçaların boylarının karşılaştırılması



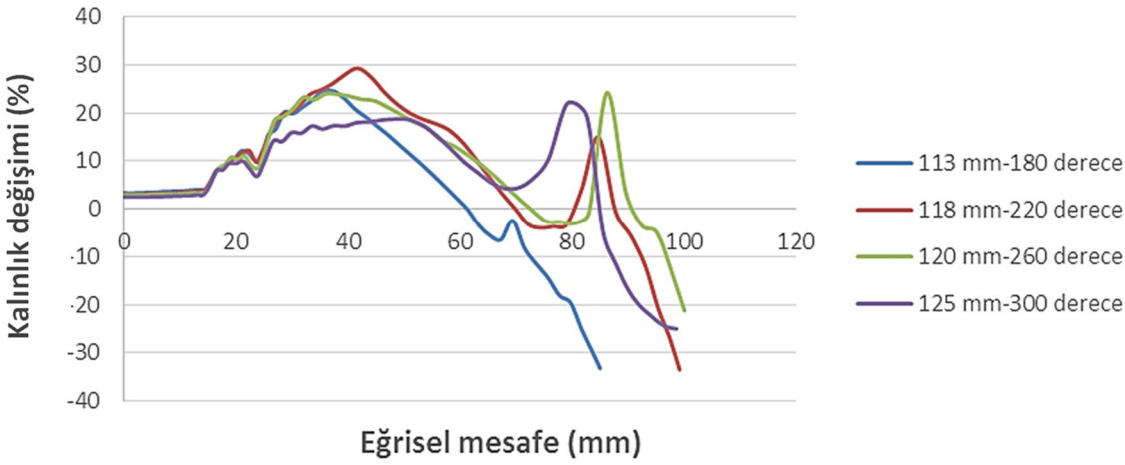
Şekil 4.79. Her üç proseste **Şekil 4.76**'daki SÇO değerlerinde parçaların sahip olacağı boylar

Bu bölümde ayrıca farklı ılık sıcaklıklarda, IHDÇ prosesinde elde edilebilecek SÇO'lar analizler yoluyla belirlenmiştir. Her analiz şartında BMKA ile, gerekli olan optimum yükleme profillerini **Şekil 4.80**'de görüldüğü gibi hesaplanmıştır. Analizler 180, 220, 260 ve 300 °C kalıp ve 25°C ıstampa sıcaklığında gerçekleştirilmiştir. Analizlerin sonucunda çekilebilecek maksimum sac çapları sırasıyla 113, 118, 120 ve 125 mm olarak elde edilmiştir. Böylece SÇO değerleri sırasıyla 2.825, 2.95, 3 ve 3.125 olmuştur. Analizlerde çekilebilecek maksimum sac çapı belirlenirken, sac malzeme elemanlarında meydana gelen aşırı şekil değişimi hasar kriteri olarak kabul edilmiştir.

Analizlerde 300°C'de gerçekleştirilen IHDÇ prosesi için sınır çap değeri 125 mm olarak belirlenmiştir. Yukarıda anlatıldığı gibi aynı sıcaklıktaki deneylerde de başarıyla şekillendirilebilecek sınır çap değeri 125 mm olarak tespit edilmiştir. Bu sonuç farklı sıcaklıklarda analizlerle elde edilen SÇO değerlerinin güvenilirliği hakkında da bilgi vermektedir. Yapılan analizler sonucunda sac malzemelerin kalınlık dağılımları Şekil 4.81'deki gibi elde edilmiştir. Şekilden görüldüğü gibi 220 °C ve üzerinde sacın kalıp radyüsü bölgesinde de incelmeler oluşurken 180 °C'de bu durum gözlemlenmemiştir. Özellikle 300 °C sıcaklıktaki analizde sacın cidar bölgesindeki incelme diğer sıcaklıklara göre daha da azalırken, kalıp radyüsü bölgesindeki incelme de artmıştır. Bu durum artan kalıp sıcaklığının kalıp radyüsü bölgesindeki malzemenin mukavemetini azaltmasından kaynaklanmaktadır. Buradan kalıp radyüsü bölgesi sıcaklığının 180 °C'nin altında tutulmasıyla SÇO değerinin daha da fazla artırılabileceği sonucuna ulaşılmıştır.



Şekil 4.80. SAE ile eş zamanlı çalışan BMKA ile 180, 220, 260 ve 300 °C kalıp sıcaklıkları için elde edilen yükleme profilleri



Şekil 4.81 Tüm ıstampa stroku boyunca kullanılan önerilen yöntem ile 180, 220, 260 ve 300 °C kalıp sıcaklıkları için elde edilen kalınlık değişimi

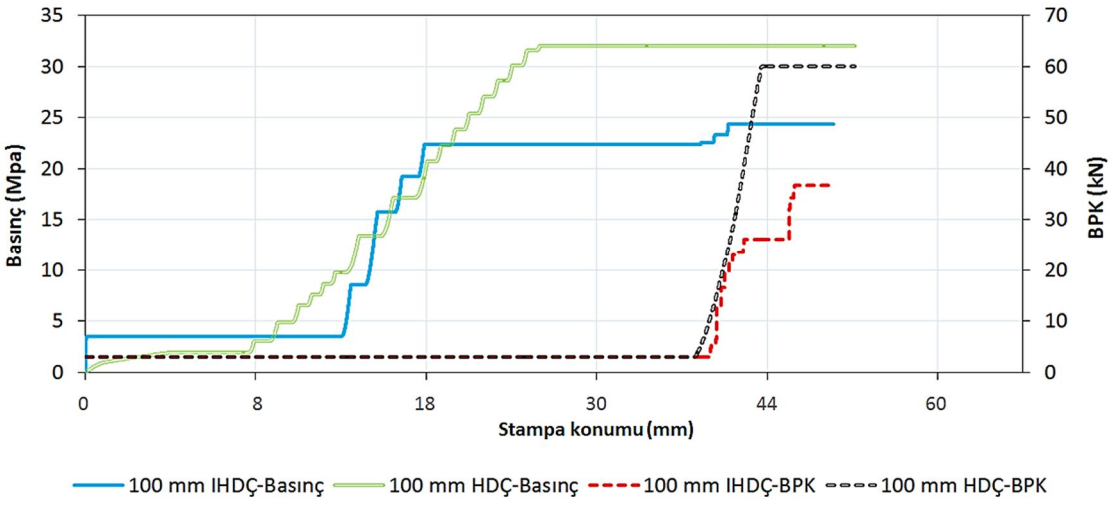
4.11.2. Gerekli pres kapasitesi açısından karşılaştırma

Bu çalışmanın dayandığı hipotezlerden biri IHDÇ prosesinde gerekli sıvı basıncının ve BPK'nin HDÇ'ye göre azalması ve bunun da gerekli pres kapasitesinde bir düşme meydana getirmesidir. Bu hipotezin kanıtlanması amacıyla silindirik parça üretiminde 100 mm sac çapı için yapılan IHDÇ ve HDÇ analizlerinde BMKA ile belirlenen yükleme profilleri **Şekil 4.82**'de karşılaştırılmıştır. Gerek Bölüm 4.3.6'da IHDÇ prosesi analizlerinin doğrulanması konusunda gerekse de Bölüm 4.11.1'de verilen sonuçlarda, proseslerin SE analizlerinde BMKA ile belirlenmiş olan optimum yükleme profillerinin deneylerde başarılı sonuçlar verdiği kanıtlanmıştır. Bu nedenle analizlerden, IHDÇ prosesiyle gerekli pres kapasitesinin ne kadar azaltılabileceği hakkında güvenilir sonuçların elde edildiği düşünülmüştür. **Şekil 4.82**'ye göre aynı sac parçanın üretimi için HDÇ'de 32 MPa maksimum basınç gerekliyken, IHDÇ prosesinde bu değer 24.3 MPa'a düşmüştür. Bu da sıvı basıncında %25'e varan oranda bir azalma demektir. Prosesler gerekli baskı plakası kuvveti açısından karşılaştırıldığında her iki yöntemde de şekillendirmenin çoğunda aynı BPK kullanılmasına rağmen şekillendirmenin sonuna doğru HDÇ'de gerekli kuvvet 60 kN'a çıkarken, IHDÇ'de 36.7 kN'a çıkmıştır. Buradaki BPK değeri sacın üzerine gelmesi gereken net BPK'dir. Bu değerler karşılaştırıldığında net BPK'da 23.3 kN değerinde yani %39 oranında bir azalma meydana gelmiştir. Deneylerde hidrolik silindirler tarafından baskı plakasına uygulanan kuvvet (toplam BPK), net BPK ile kalıpların açılmasını engellemek için uygulanan *kalıp alanı x sıvı basıncı* çarpımından elde edilen kuvvetin toplamından oluşmaktadır. Toplam BPK düşünüldüğünde prosesler arasında BPK'deki düşüş %4 kadar olmaktadır. Ancak sıvı basıncındaki azalmanın da toplam BPK'yi düşürdüğü düşünüldüğünde örnek olarak burada sıvı basıncının 7.7 MPa azalmasıyla, kalıpları bir arada tutmaya yarayan kapama kuvveti 141.1 kN azalarak 586.5 kN'dan 445.4 kN'a düşmüştür. Sonuçta toplam BPK HDÇ'de 646.5 kN, IHDÇ'de ise 482.1 kN olmuştur. Bu nedenle IHDÇ prosesinde gerekli pres tonajı 100 mm çaplı bir sacın şekillendirilmesinde HDÇ prosesine göre toplamda 164.4 kN azalmıştır. Bu da gerekli pres tonajında **%25** oranında bir azalmaya denk gelmektedir.

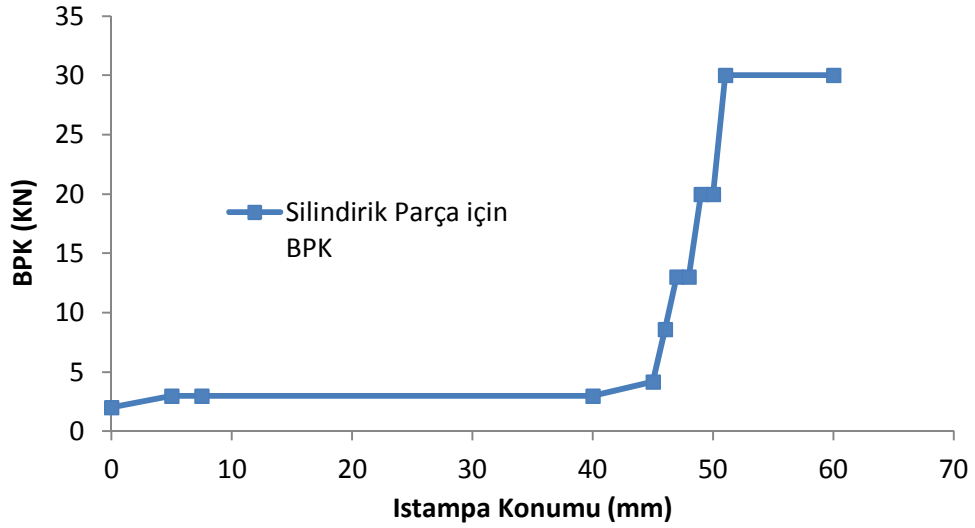
Şekil 4.84'de endüstriyel parçanın IHDÇ ve HDÇ yöntemiyle üretilmesinde kullanılan yükleme profilleri karşılaştırılmıştır. Silindirik parça için sıvı basıncı ve BPK'nin IHDÇ yönteminde azalmasına benzer bir sonuca endüstriyel parça üretimi için de ulaşılmıştır. Her iki yöntem arasında sıvı basıncındaki fark 8 MPa'a kadar çıkmıştır

ancak şekillendirmenin sonunda aradaki fark 2.25 MPa değerine kadar düşmüştür. BPK için de yine her iki yöntem arasındaki fark 7.5 ve 15 mm konumları arasında 347 kN'a kadar çıkmış ve şekillendirmenin sonunda 237 kN değerinde IHDÇ prosesi için daha az BPK uygulanmıştır. Proses boyunca da ortalama olarak IHDÇ prosesinde BPK HDÇ'ye göre 213 kN daha azdır. 600 kN pres kapasitesiyle oranlandığında IHDÇ prosesinin gerekli pres tonajını **%35** oranında azalttığı sonucuna ulaşılmıştır.

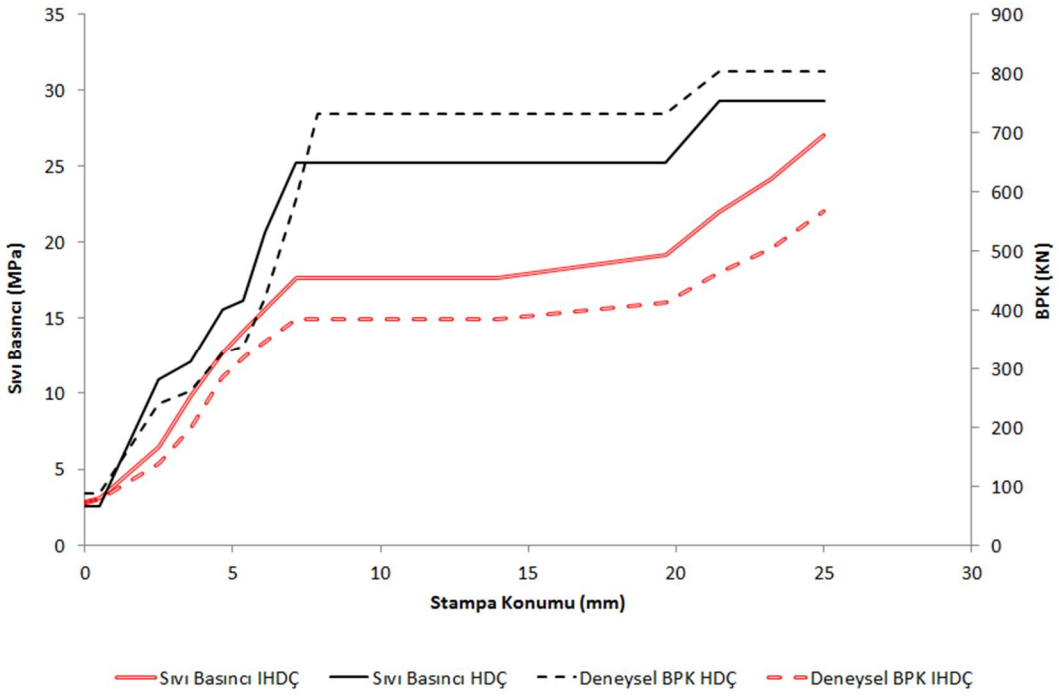
IDÇ prosesinde 105 mm çapındaki sacdan silindirik parça üretimi için gerekli BPK **Şekil 4.83**'teki gibi elde edilmişti. Şekilden görüldüğü gibi IDÇ prosesinde sıvı basıncı olmadığı için gerekli pres tonajı sadece 30 kN bulunmuştur. IHDÇ prosesindeki ~482 kN ve HDÇ'deki ~646 kN toplam BPK değerleriyle kıyaslandığında IDÇ prosesi için gerekli pres tonajı oldukça azdır. Hidro-şekillendirme imalat yönteminde pres tonajının çok büyük bir kısmı kalıpların sac yüzeyinden ayrılmaması için yani kalıpları bir arada tutmak amacıyla kullanılmaktadır. Bu nedenle aynı boyutlardaki parçaların şekillendirilmesi düşünüldüğünde hidro-şekillendirme presleri klasik şekillendirme ve ılık şekillendirme preslerine göre çok daha yüksek tonajlarda olmaktadır. Yüksek pres kapasitesi ve prosesin karmaşıklığı nedeniyle hidro-şekillendirme preslerinin maliyetleri yüksek olsa da hidro-şekillendirme imalat yöntemi daha önce bahsedilen avantajlarının elde edildiği durumlar için endüstride tercih edilmektedir. Bu çalışmada da IHDÇ prosesiyle şekillendirilebilirliğin HDÇ ve IDÇ'ye göre çok daha fazla arttığı ve HDÇ'ye göre gerekli pres kapasitesinin azaldığı deneysel olarak doğrulanmıştır. Böylece IHDÇ'nin endüstriyel olarak uygulanması yolunda önemli bir katkı sağlanmıştır.



Şekil 4.82. IHDÇ prosesiyle gerekli basıncın ve BPK'nin azalması



Şekil 4.83. 105 mm çapındaki sacın IDÇ prosesinde şekillendirilmesi için belirlenmiş olan BPK profili



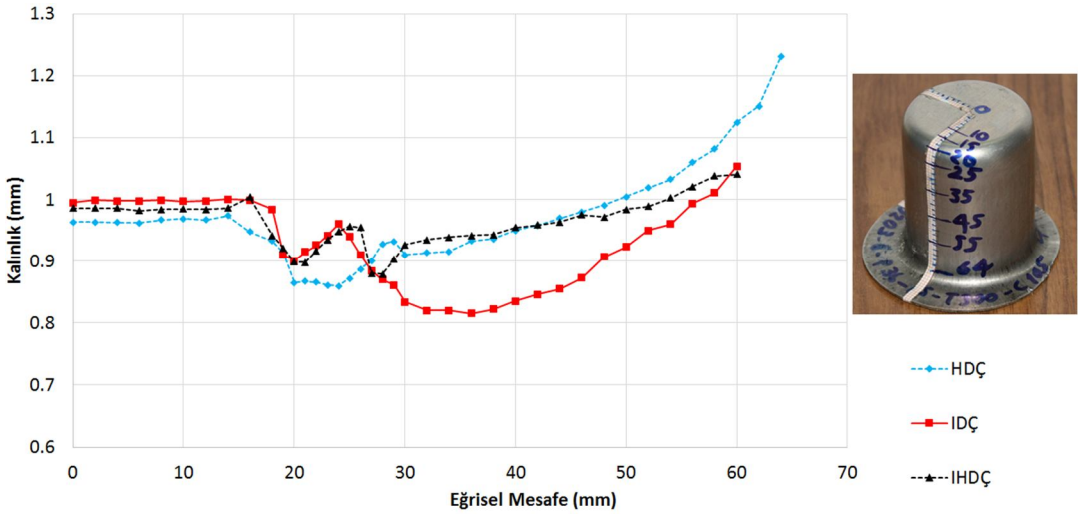
Şekil 4.84. Endüstriyel parçanın IHDÇ ve HDÇ yöntemleriyle üretilmesinde kullanılan yükleme profillerinin karşılaştırması

4.11.3. Üretilen sac parçaların sağlamlıkları ve geometrik doğrulukları açısından üretim yöntemlerinin karşılaştırılması

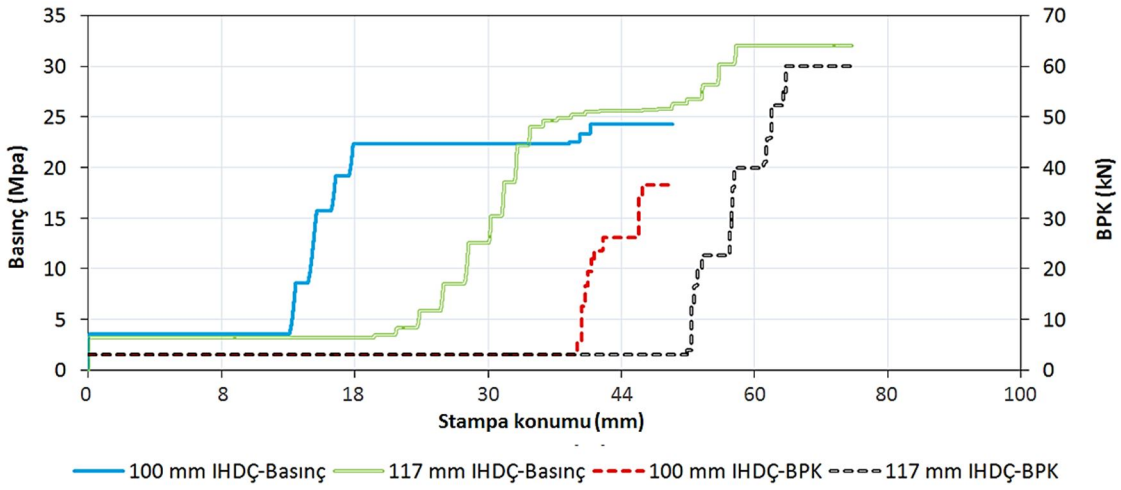
4.11.3.1. Silindirik parçalar için karşılaştırma

Uygulanan proseslerle aynı sac çapı ve aynı kalıplar kullanıldığında sacda daha az incelmeye neden olan prosesin hem şekillendirilebilirlikte artış sağladığı hem de bu

prosesle üretilen parçaların hasar oluşumundan daha uzak olduğu anlaşılır. Bu nedenle HDÇ, IDÇ ve IHDÇ yöntemleriyle silindirik parça kalıplarında, aynı yağlayıcılar kullanılarak şekillendirilen 100 mm çapındaki sacların kalınlıkları **Şekil 4.85**'te karşılaştırılmıştır. Grafikte üç tekrarlı olarak yapılan deneylerden ortalamayı temsil eden bir parçanın değerleri verilmiştir. Şekilden görüldüğü gibi en fazla incelme IDÇ prosesinde parçanın cidar bölgesinde meydana gelmiş ve 1 mm başlangıç sac kalınlığı 0.81 mm ye düşmüştür. Bununla birlikte ıstampa radyüsü bölgesinde (20 mm konum civarı) kalınlıklar IHDÇ prosesindeki kalınlıklara çok yakındır. 30 ila 50 mm arasında HDÇ ve IHDÇ parçalarının kalınlıkları neredeyse aynıdır. 50 mm konumundan sonra da HDÇ parçasında daha fazla kalınlaşma olmuştur. Sac parçalarda homojen kalınlık dağılımı arzu edildiği için aşırı kalınlaşma da istenmeyen bir durumdur. Bu açıdan IHDÇ ile üretilen parçanın kalınlık dağılımı daha homojendir. En az incelme değeri beklendiği gibi, hemen hemen tüm ölçüm hattı boyunca IHDÇ prosesinde meydana gelmekle birlikte HDÇ prosesine göre ciddi bir fark oluşmadığı görülmektedir. IHDÇ prosesinde sacın en ince yeri 0.88 mm iken HDÇ prosesinde de 0.86 mm olmuştur. IDÇ'de ise bu değer 0.81 mm dir. IHDÇ prosesinde şekillendirilebilirliğin önemli oranda artmasına rağmen sacdaki incelmenin HDÇ'ye yakın olmasına 124 mm çap için belirlenen optimum yükleme profillerinin 100 mm sac çapının şekillendirilmesinde kullanılmasının neden olabileceği düşünülmüştür. Bu düşüncenin doğruluğunu kanıtlamak için IHDÇ prosesinde 100 ve 117 mm sac çapı için BMKA ile optimum yükleme profilleri **Şekil 4.86**'daki gibi elde edilmiştir. Şekilden görüldüğü gibi sac çapına göre optimum profiller oldukça değişmiştir.

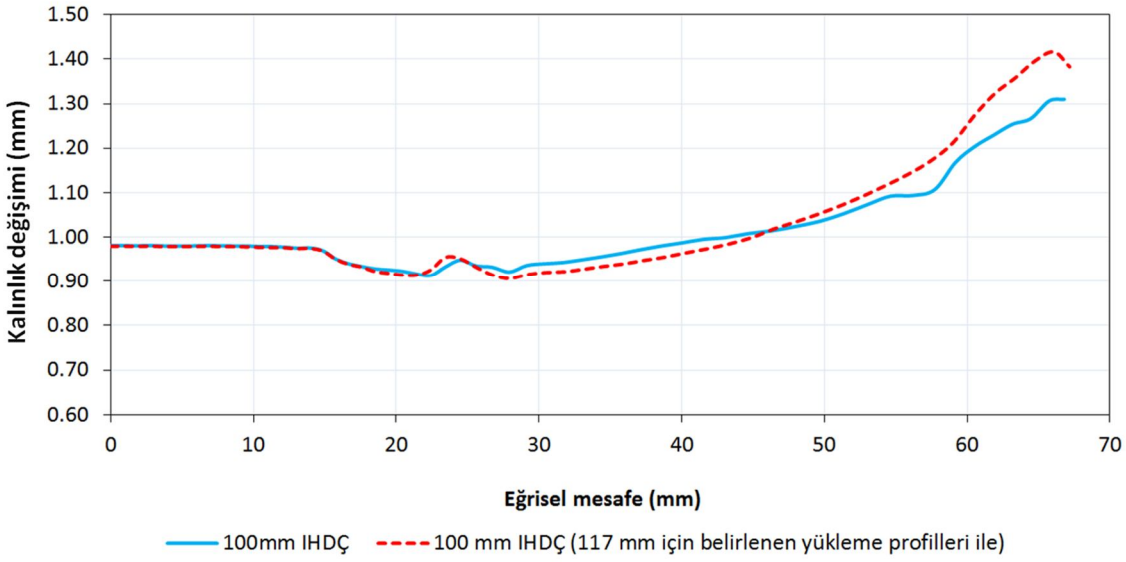


Şekil 4.85. 100 mm çapındaki sacın HDÇ, IDÇ ve IHDÇ Prosesleriyle şekillendirilmesi sonucunda elde edilen kalınlık dağılımları



Şekil 4.86. IHDÇ prosesinde 100 ve 117 mm sac çapı için BMKA ile elde edilen yükleme profilleri

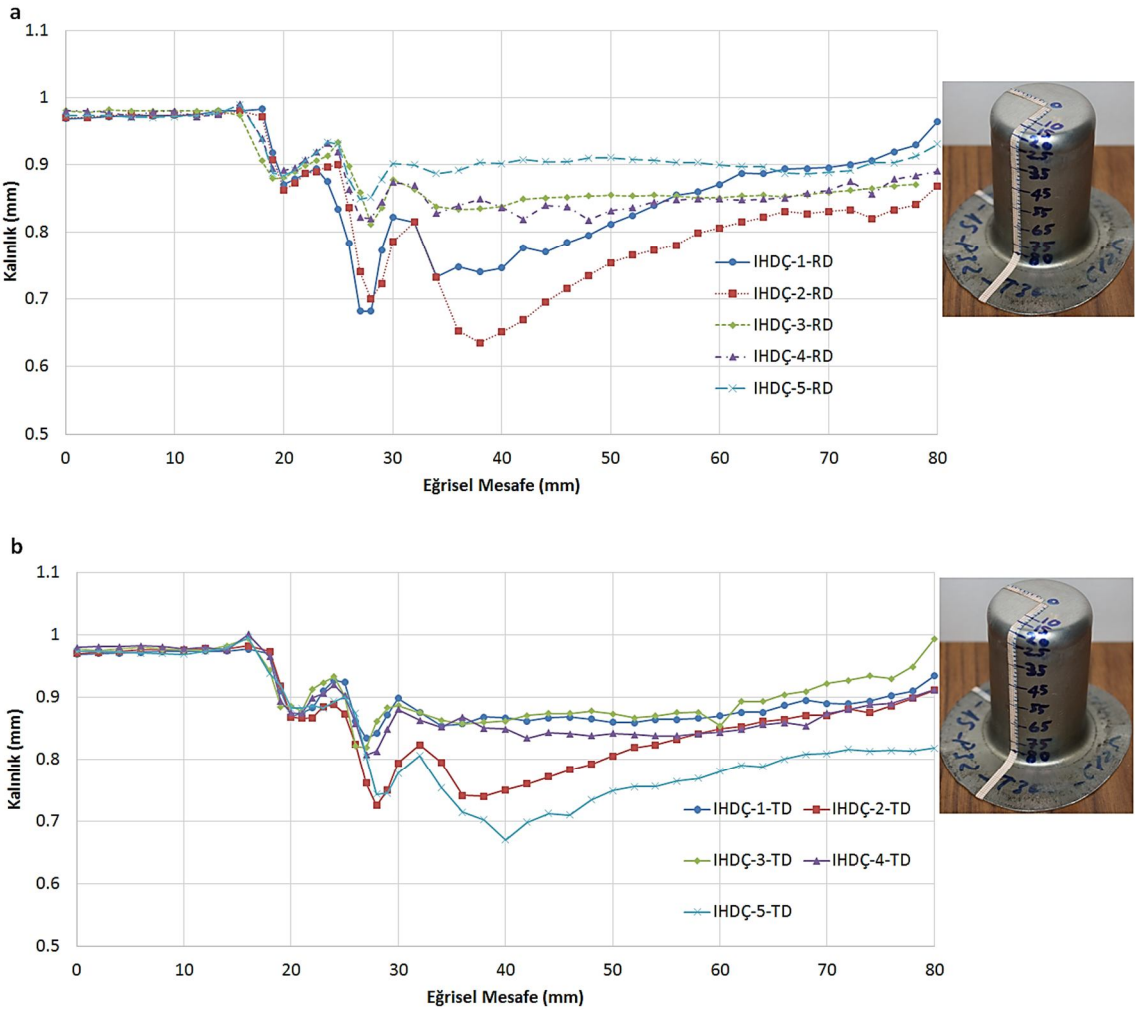
Her iki çap için belirlenen yükleme profilleri ile 100 mm çapındaki sacın şekillendirilmesi analizi yapıldığında ise kalınlık dağılımı **Şekil 4.87**'deki gibi olmuştur. Şekilden görüldüğü gibi 117 mm sac çapı için bulunan yükleme profillerinin 100 mm sac çapının şekillendirilmesinde kullanılması durumunda, parçanın kalınlık dağılımının homojenliği daha az olmuştur ve elde edilen minimum kalınlık 0.913 mm bulunmuştur. 100 mm sac çapı için belirlenen optimum profiller yine 100 mm'lik sacın şekillendirilmesinde kullanıldığında ise elde edilen minimum kalınlık 0.906 mm olmuştur. Sac parçanın kalınlık dağılımları iki durum arasında 0.1mm kadar farklılık gösterse de minimum kalınlıklar arasında önemsiz sayılabilecek bir fark meydana gelmiştir. Bu nedenle 124 mm sac çapı için belirlenen yükleme profillerinin 100 mm sac çapının şekillendirilmesinde kullanılmasının, IHDÇ ve HDÇ prosesindeki incelmelerin birbirine yakın olmasının nedeni olamayacağı belirlenmiştir. Bu nedenle HDÇ prosesinde sacda oluşan minimum kalınlık değeri 0.86 mm'ye karşı IHDÇ prosesinde 0.88 mm değeri elde edilmiştir. Bu sonuçtan IHDÇ prosesiyle HDÇ'ye göre sac parçada oluşan incelmenin yaklaşık %15 daha az olduğu belirlenmiştir. IDÇ prosesine göre ise bu oran %37 olmuştur.



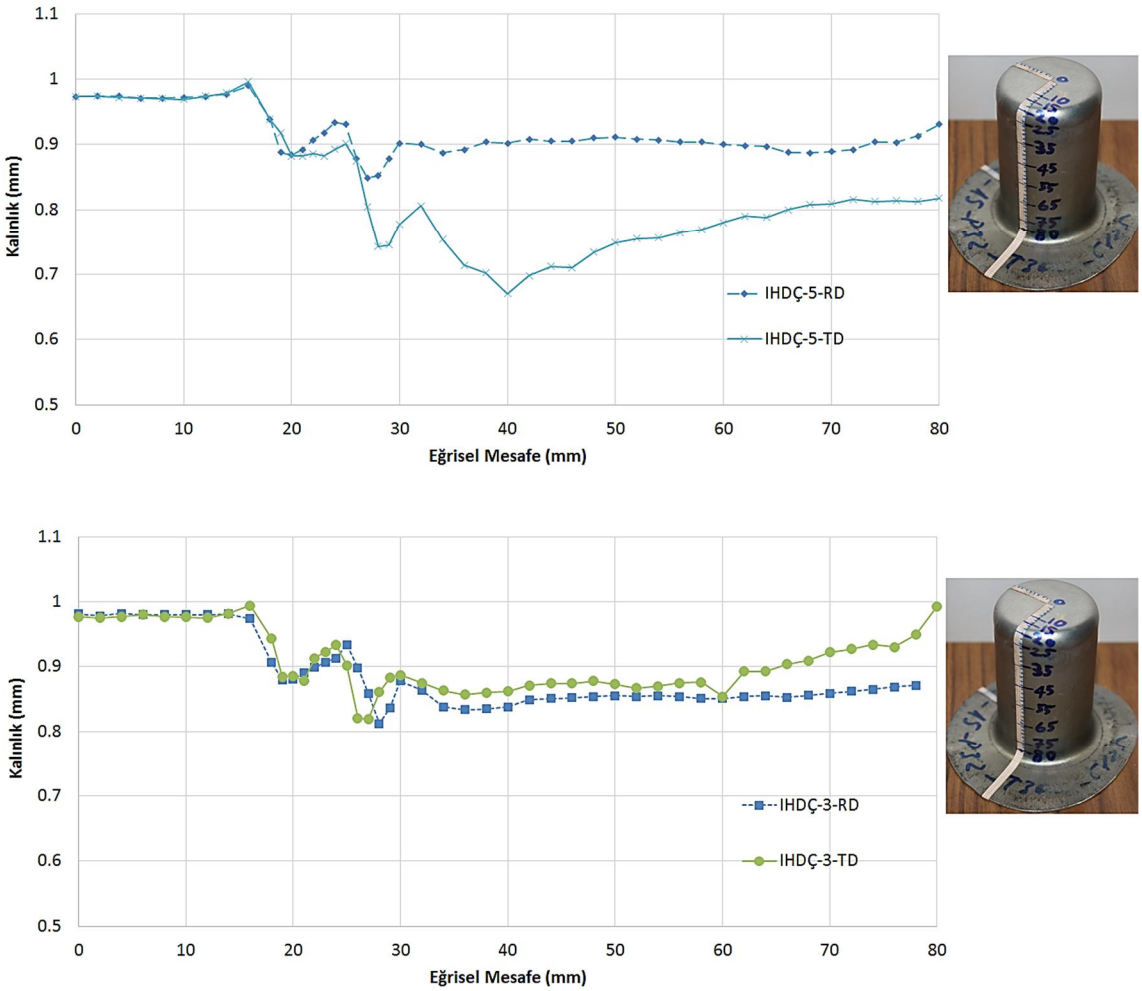
Şekil 4.87. Şekil 4.86'daki yükleme profilleri ile yapılan 100 mm çaplı sacın şekillendirme analizinden elde edilen kalınlık dağılımı

SÇO'ların elde edildiği ve ilk taslak çapları HDÇ'de 100, IDÇ'de 105 ve IHDÇ'de 125 mm olan parçaların sağlamlıklarının kontrolü amacıyla kalınlık dağılımları hadde (RD) ve hadde doğrultusuna dik doğrultuda (TD) ölçülmüştür. **Şekil 4.88**'de IHDÇ parçalarının kalınlık dağılımları görülmektedir. IHDÇ'de her iki doğrultuda da 2 eğrinin diğer sonuçlardan uzaklaştığı görülmektedir. Ancak bu eğrilerden IHDÇ-2 parçasına ait olanı her iki doğrultuda da diğer sonuçlardan uzakta iken IHDÇ-5 parçası RD doğrultusunda diğer sonuçlara uyum göstermişken TD doğrultusunda diğer sonuçlardan çok uzakta yer almıştır. Dolayısıyla hadde doğrultusuna göre kalınlık dağılımı bu parçada büyük değişkenlik göstermiştir. **Şekil 4.91**'de IHDÇ-5 ve IHDÇ-3 numunelerinin hadde doğrultusuna göre kalınlık dağılımın değişimi görülmektedir. IHDÇ-5 numunesinde kalınlık dağılımı RD doğrultusunda en üstte yer almaktayken, TD doğrultusunda diğer sonuçlardan ayrılarak en altta yer almıştır. Bununla birlikte IHDÇ-3 numunesinde her iki doğrultuda da kalınlık dağılımı birbirine çok yakın çıkmıştır. Parçalar arasında kalınlık dağılımının hadde doğrultusuna göre değişiminin hep aynı olmamasının nedeni olarak daha önce de bahsedilen baskı plakasının sac yüzeyine homojen basmaması sorununun neden olduğu düşünülmüştür. Bu sorun her ne kadar azaltılmış olsa da özellikle IHDÇ parçalarında hem sac çapı büyük hem de sıcaklık yüksek olduğu için kendini daha çok göstermektedir. **Şekil 4.90**'da bu sorunun daha etkin olduğu ve azaltıldığı durumlarda üretilen parçaların flanşında neden olduğu dairesellikten sapmalar görülmektedir. Bu sorun nedeniyle sac numunenin kalıba yerleştirilme durumuna bağlı olarak hadde doğrultusuna göre kalınlık

dağılımının bazen birbirine yakın, bazen de birbirinden çok farklı çıktığı düşünülmüştür. **Şekil 4.88**'de görülen grafiklerden elde edilen bir diğer sonuç kalınlık bir parçada 0.635 mm'ye kadar düşmesine yani parçadaki yüzde incelme %36'yı geçmesine rağmen parçada hasar oluşmamıştır. Bu durumun da sıcaklıkla birlikte sacın yüzde uzamasının artmasından kaynaklandığı düşünülmüştür.



Şekil 4.88. IHDÇ prosesinde SÇO'nun elde edildiği 125 mm ilk sac çapına sahip parçalarda a)hadde, b)hadde doğrultusuna dik doğrultuda kalınlık dağılımları



Şekil 4.89. IHDÇ-5 ve IHDÇ-3 parçalarında kalınlık dağılımının hadde doğrultusuna göre değişimi



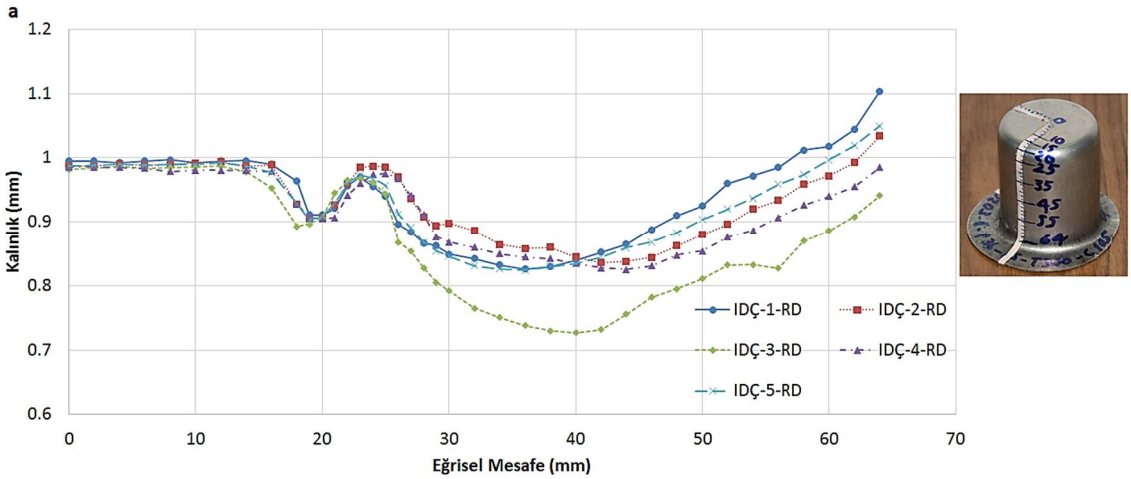
a)

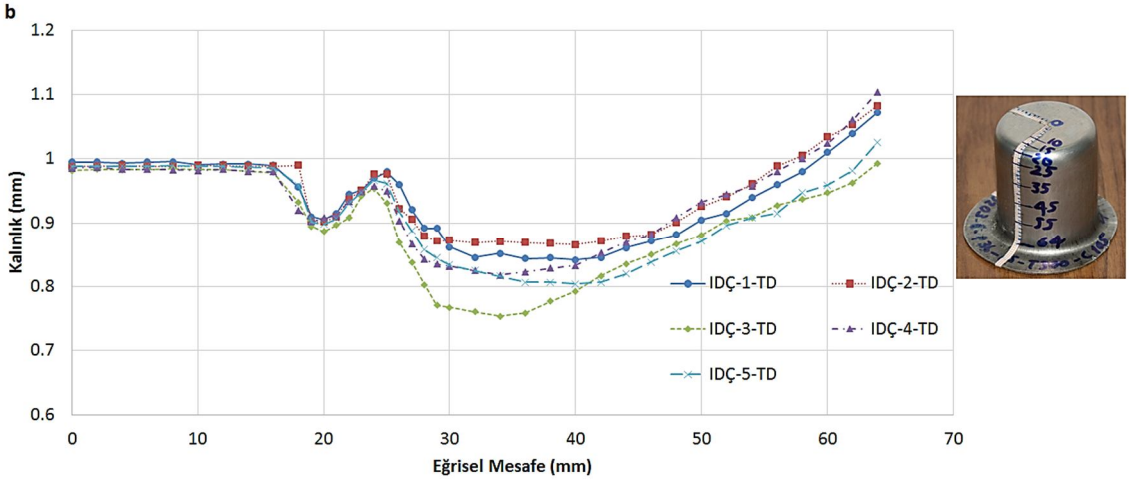


b)

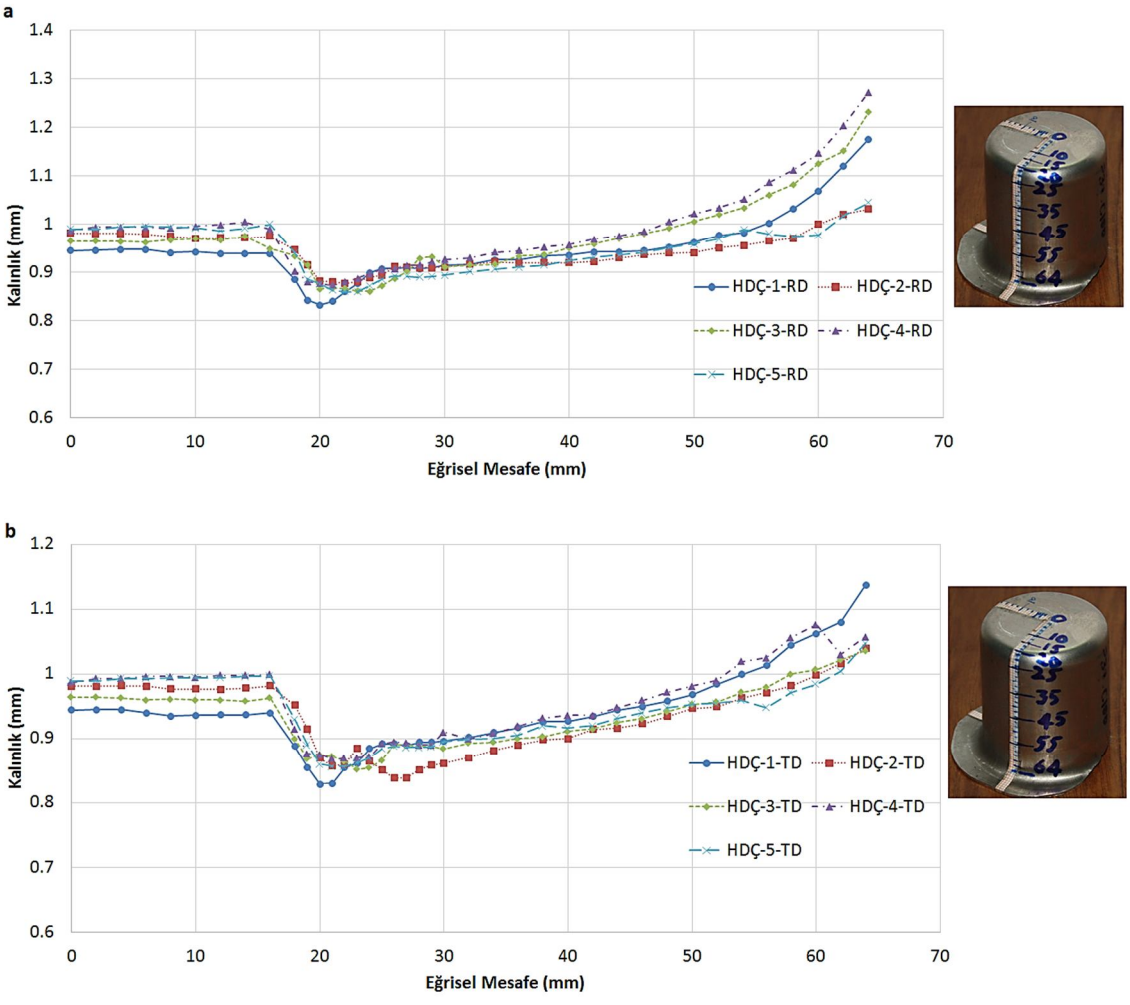
Şekil 4.90. Baskı plakasının paralel basmama sorunun a) öncesi ve b) sorunun azaltılmasından sonra şekillendirilen numuneler

Şekil 4.91'de IDÇ ve **Şekil 4.92**'de de HDÇ prosesiyle üretilmiş parçaların kalınlık dağılımları verilmiştir. IDÇ prosesinde 3 numaralı numunenin kalınlık dağılımı her iki doğrultuda da diğer parçalardan farklılık göstermiştir. Bu sonuç ihmal edildiğinde her iki doğrultuda da kalınlık dağılımları birbirine yakındır ve hadde doğrultusuna göre az değişkenlik göstermiştir.





Şekil 4.91. IDÇ prosesinde SÇO'nun elde edildiği 105 mm ilk sac çapına sahip parçalarda a)hadde, b)hadde doğrultusuna dik doğrultuda kalınlık dağılımları



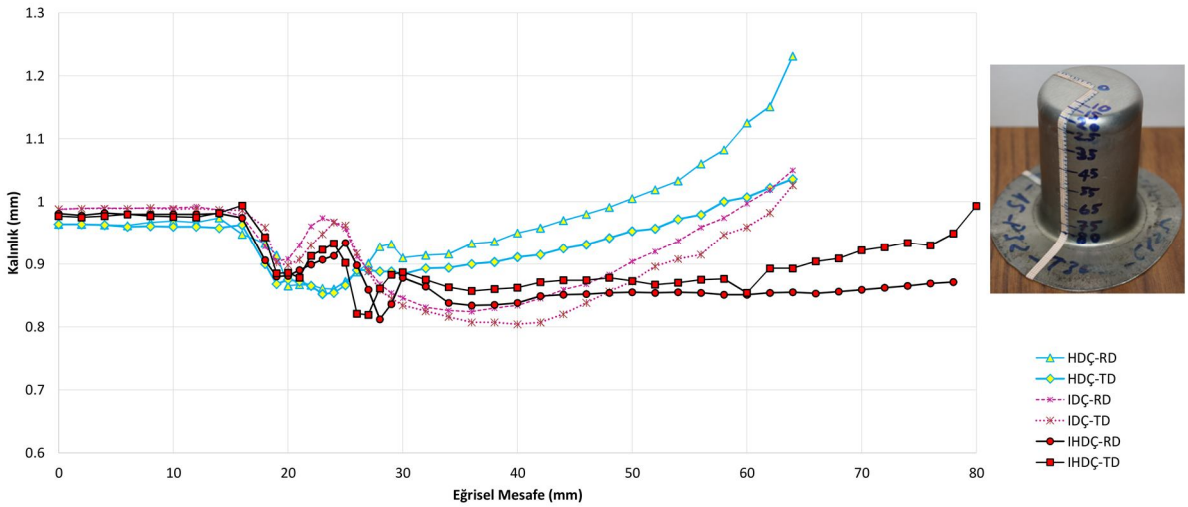
Şekil 4.92. HDÇ prosesinde SÇO'nun elde edildiği 100 mm ilk sac çapına sahip parçalarda a)hadde, b)hadde doğrultusuna dik doğrultuda kalınlık dağılımları

Yukarıda verilen her üç prosesteki kalınlık dağılımlarından ortalamayı temsil eden birer parçanın sonucu **Şekil 4.93**'te birbirleriyle karşılaştırılmıştır. Şekilde HDÇ

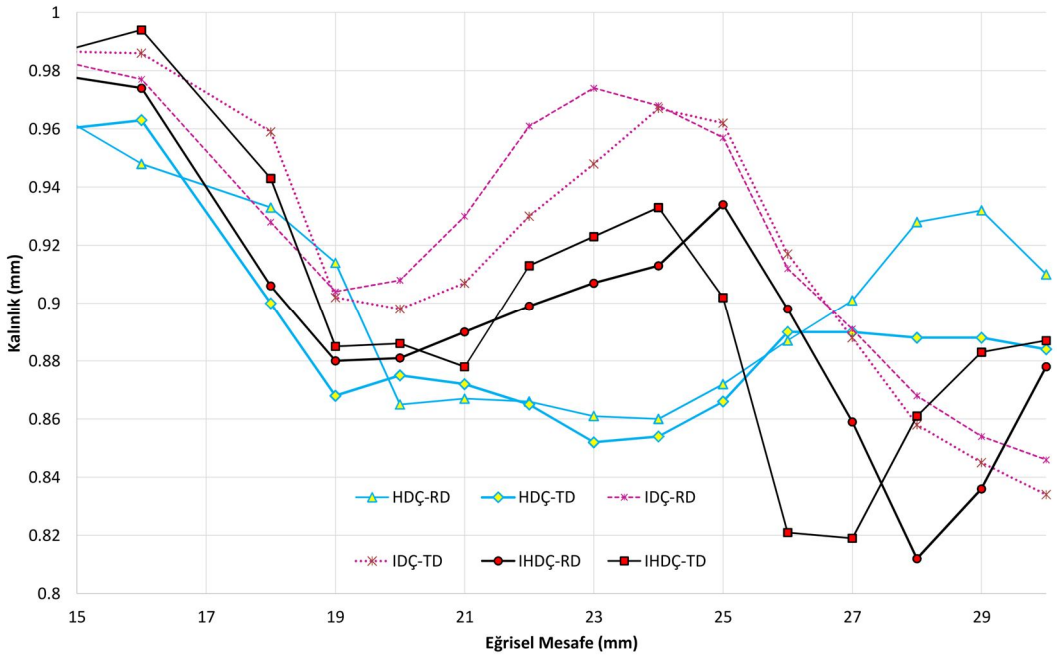
prosesinde en fazla incelmenin ıstampa radyüsü bölgesinde meydana gelirken diğer iki proseste cidarda meydana geldiği görülmektedir. Bu durum IDÇ ve IHDÇ'de radyüs bölgesinin daha soğuk olmasından kaynaklanmıştır.

Grafikte 30 mm konumundan sonra parçadaki kalınlaşma eğiliminin başlamasıyla birlikte HDÇ parçasının kalınlığı IHDÇ parçasından daha fazla değerler almıştır. HDÇ parçasında kalıp radyüsü bölgesinde kalınlık 1.23 mm'ye kadar artarken IHDÇ parçasında aynı bölgedeki kalınlık en fazla 1 mm olmuştur. Bu nedenle IHDÇ parçasının çok daha homojen bir kalınlık dağılımına sahip olduğu söylenebilir. Parçalarda en az incelme 40 mm eğrisel mesafe konumunda 0.804 mm değeri ile IDÇ yöntemiyle üretilen parçada meydana gelmiştir.

Parçaların ıstampa radyüsü bölgesindeki kalınlıklar incelendiğinde (**Şekil 4.94**) ıstampa radyüsü üzerine denk gelen 21 ve 25 mm konumları arasında IHDÇ parçasının kalınlığının HDÇ parçasından daha fazla olduğu görülmektedir. Bu bölgede HDÇ parçasındaki ortalama kalınlık 0.863 mm iken IHDÇ parçasında 0.904 mm olmuştur. Bu durum IHDÇ prosesiyle üretilen silindirik parçanın ıstampa radyüsünde, çok daha az incelmelerin olduğunu göstermektedir. Ancak 26-29 mm konumları arasında IHDÇ parçasında kalınlığın HDÇ'nin altına düştüğü görülmektedir. IHDÇ parçasında kalınlığın en fazla azaldığı yer burasıdır. Sonuçta IHDÇ prosesinde minimum kalınlık 0.812 mm ile bu bölgede meydana gelirken HDÇ parçasındaki minimum kalınlık değeri 0.852 mm ile 23 mm konumunda oluşmuştur. Böylece IHDÇ parçasındaki incelme HDÇ parçasına göre 0.04 mm daha fazla olmuştur. Ancak her iki yöntemle üretilen parçaların ilk sac çaplarındaki farklılık düşünüldüğünde (HDÇ'de 100 mm iken IHDÇ'de 125 mm) IHDÇ parçasındaki incelmenin daha fazla olması normaldir.



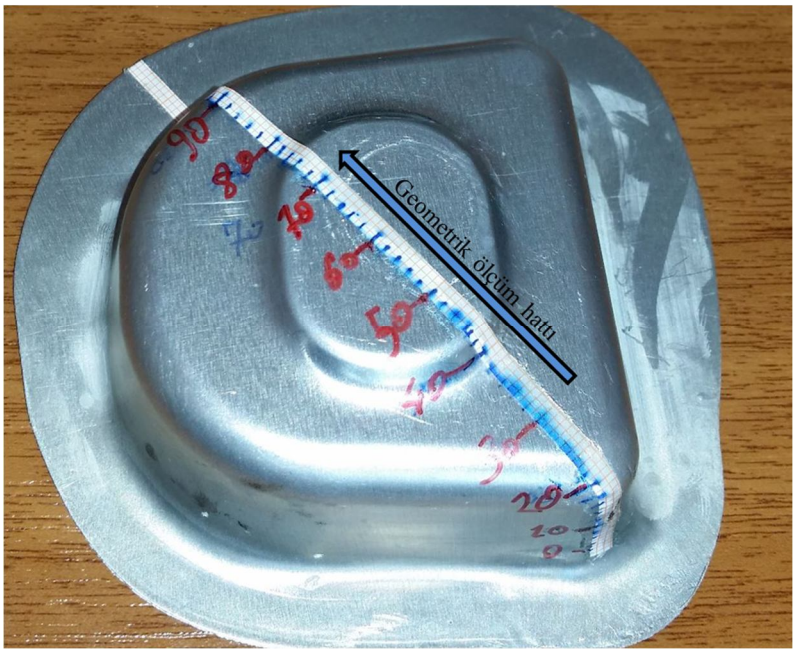
Şekil 4.93. Üç şekillendirme yönteminde SÇO'ların elde edildiği parçaların kalınlık dağılımları



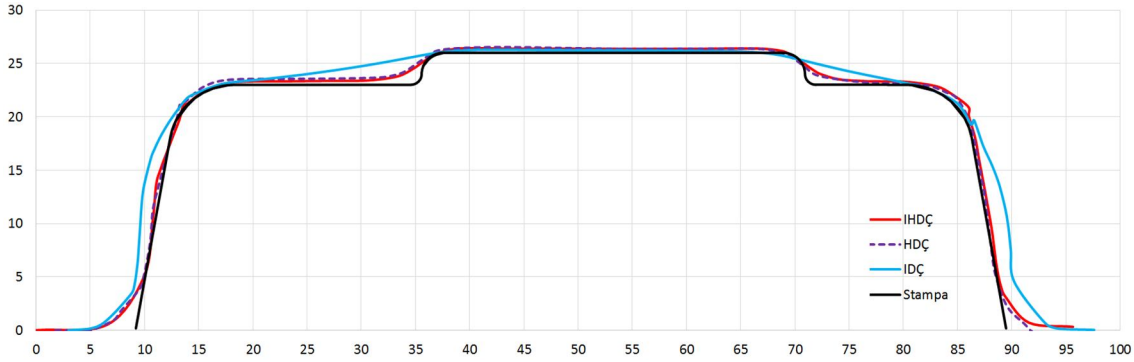
Şekil 4.94. Istampa radyüsü bölgesindeki kalınlık dağılımı

4.11.3.2. Endüstriyel parçalar için karşılaştırma

IHDÇ, IDÇ ve HDÇ yöntemleri ile imal edilen parçaların geometrik doğrulukları açısından karşılaştırması sadece endüstriyel parçalar için yapılmıştır. Çünkü silindirik parçalarda her üç yöntemle de sac büyük oranda ıstampanın şeklini alabilirken, daha karmaşık bir geometriye sahip endüstriyel parçada sacın tam olarak ıstampanın şeklini alması daha zordur. Bu amaçla her üç yöntemle şekillendirilmiş endüstriyel parçalar **Şekil 4.95**'te görülen hat boyunca CMM tezgahında ölçülmüş ve geometrik profiller **Şekil 4.96**'da görüldüğü gibi karşılaştırılmıştır. IHDÇ ve HDÇ ile elde edilmiş parçaların geometrileri arasında bir fark bulunmamıştır. Bu duruma soğutulan ıstampanın saca şekil verirken sac sıcaklığını düşürmesinin neden olduğu böylece geometrik doğruluk bakımından prosesler arasındaki farkın azaldığı düşünülmüştür. Ilık hidro-şekillendirmenin hidro-şekillendirmeye göre özellikle iç bükey radyüslerin olduğu bölgelerde sacın mukavemetinin az olması hedeflenen radyüslerin daha kolay elde edilmesini sağlayacağı için dişi kalıpla ılık hidro-şekillendirme yönteminde geometrik doğruluğun daha iyi olacağı düşünülmüştür. IDÇ yöntemiyle şekillendirilen parçada ise yan duvarlar, köşe radyüsleri ve elips unsur tam olarak elde edilememiştir.



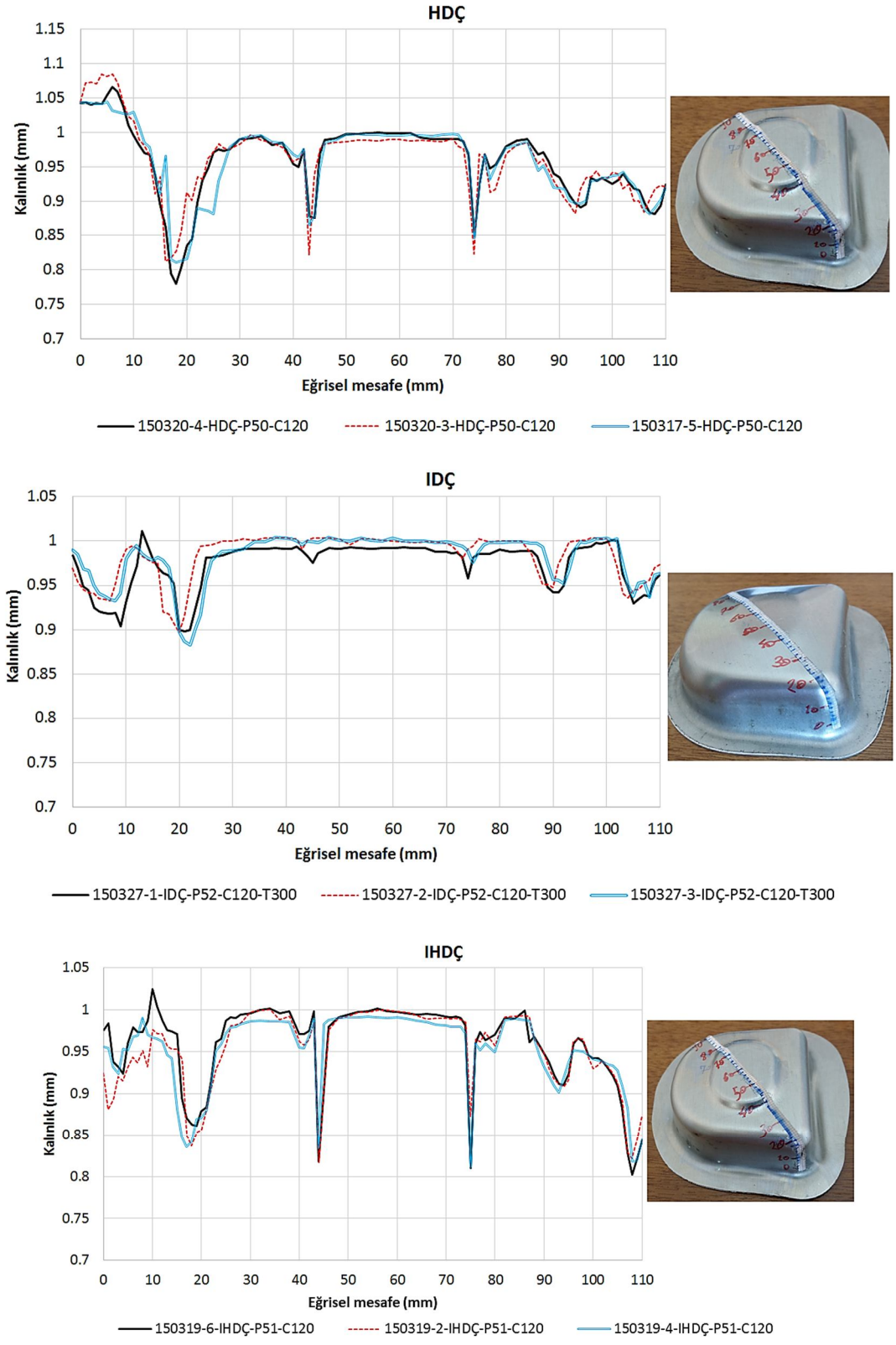
Şekil 4.95. Geometrik ölçüm hattı



Şekil 4.96. HDÇ, IDÇ ve IHDÇ yöntemleri ile üretilen endüstriyel parçaların geometrilerinin karşılaştırılması

IHDÇ, IDÇ ve HDÇ yöntemleri ile imal edilen parçaların sağlamlıkları açısından bir diğer karşılaştırması endüstriyel parça üzerinden yapılmıştır. Aynı çapa sahip saclarla, aynı kalıplar ve yağlayıcılar kullanılarak yapılan şekillendirme işlemi sonucunda her üç yöntemle üretilen parçaların kalınlık dağılımları Şekil 4.97'de verilmiştir. Ölçümler tüm parçalarda en fazla incelmelerin meydana geldiği şekilde görülen hat boyunca yapılmıştır. Şekilde her üç yöntemle üretilmiş parçalardan üç tekrarın sonucu verilmiştir ve ölçüm sonuçları birbirine çok yakın çıkmıştır. Buradan endüstriyel parça üretiminin tekrarlanabilirliğinin yüksek olduğu sonucuna ulaşılmıştır. IDÇ yöntemiyle üretilen parçada hedeflenen geometri tam olarak elde edilemediği için IDÇ parçasının kalınlık dağılımı diğer yöntemlerle karşılaştırılmamıştır. HDÇ ve IHDÇ yöntemleriyle üretilen parçaların kalınlık dağılımına bakıldığında incelmelerin en fazla

17 mm konumundaki üç radyüsün birleştiği köşede, 44 ve 75 mm konumlarındaki elips şeklindeki unsurun üst köşe radyüsünde ve 90 mm konumundaki radyüste meydana geldiği görülmektedir.



Şekil 4.97. HDÇ, IDÇ ve IHDÇ yöntemleriyle üretilen endüstriyel parçaların kalınlık dağılımları

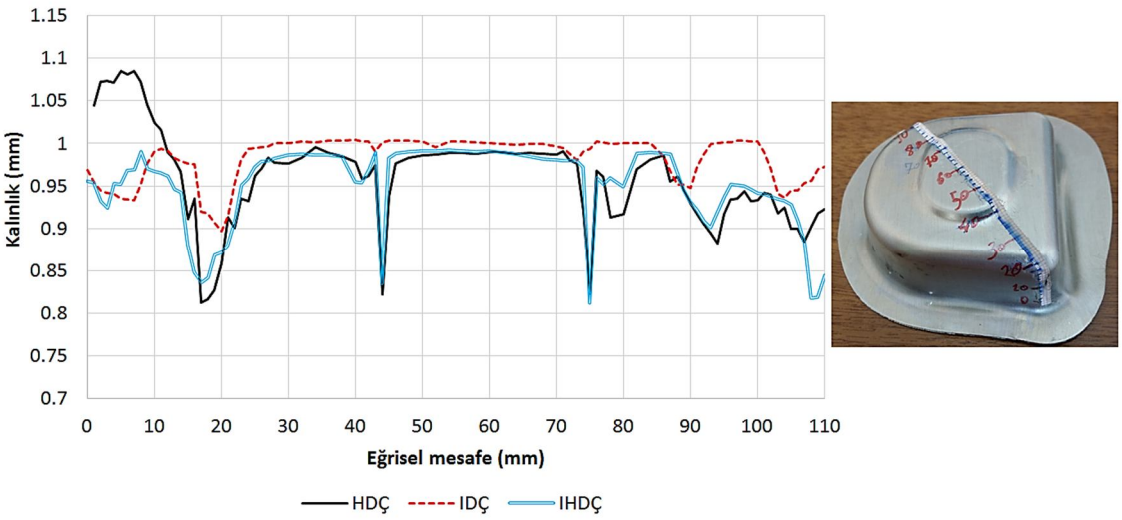
Farklı yöntemlerle üretilen parçaların sağlamlıkları açısından karşılaştırılması amacıyla **Şekil 4.97**'de verilen sonuçlardan ortalamayı temsil kalınlık dağılımları **Şekil 4.98**'de karşılaştırılmıştır. Şekilden görüldüğü gibi IDÇ yöntemiyle üretilen parçada minimum kalınlıklar diğer iki yöntemle karşılaştırıldığında oldukça azdır. IHDÇ prosesiyle üretilen parçada 17 mm ve 94 mm konumundaki radyüste incelme HDÇ'ye göre daha az olmuştur. 17 mm konumunda IHDÇ parçalarının ortalama kalınlığı 0.845 mm iken, HDÇ parçalarında 0.800 mm olmuştur. Bu da köşe radyüsündeki incelmenin IHDÇ prosesinde HDÇ'ye göre %22.5 az olması anlamına gelmektedir. 94 mm konumunda ise HDÇ parçalarında ortalama kalınlık 0.89 mm iken IHDÇ parçasında 0.906 mm olmuştur. Bu bölgelerde HDÇ parçasındaki incelmenin daha fazla olmasının nedeni olarak, sacın flanş bölgesinin mukavemeti IHDÇ prosesindekine göre daha fazla olduğu için şekillendirme için gerekli olan çekme kuvvetinin de fazla olmasıyla bu bölgenin daha fazla incelmiş olduğu düşünülmüştür.

Elips unsurun üst kenar radyüsünde IHDÇ prosesiyle üretilen parçada ortalama kalınlık 0.827 mm iken HDÇ parçasında kalınlık 0.846 mm olmuş yani IHDÇ prosesinde incelme daha fazla olmuştur. IHDÇ parçasında ilk olarak kalıbın bu bölgesi şekillendirilirken, sac sıcaklığının ıstampa tarafından yeterince soğutulamamasından kaynaklanan mukavemet düşüklüğü nedeniyle bu bölge daha fazla incelmiştir. HDÇ parçasında ise sacın mukavemeti daha yüksek olduğu için incelme daha az olmuştur.

Parçalarda elips unsurun taban radyüsüne denk gelen 40 ve 80 mm konumlarında da diğer radyüsler kadar olmamakla birlikte incelme meydana gelmiştir. 40 mm konumundaki radyüste HDÇ ve IHDÇ parçalarının kalınlıkları birbirine yakınken 80 mm konumundaki radyüste HDÇ parçasında kalınlık 0.913 mm ve IHDÇ parçasında ise 0.943 mm olmuştur.

IHDÇ parçasının HDÇ parçasına göre daha fazla inceldiği bir diğer bölge 108 mm konumundaki parçanın kalıp radyüsü bölgesidir. Burada HDÇ parçalarında ortalama kalınlık 0.883 mm olmuşken IHDÇ parçalarında 0.814 mm'ye kadar azalmıştır. Bu durum, **Şekil 4.99**'da görüldüğü gibi 110 mm konumundan sonra kalıp ve ıstampa arasındaki boşluğun parça eğimli olduğu için fazla olması nedeni ve bu bölgedeki malzemenin sıvı basıncı ve yüksek sıcaklıktan dolayı şekil değişim oranının fazla olmasından kaynaklanmaktadır. HDÇ ile üretilen parçalarda ise sac malzemenin bu bölgedeki mukavemeti yüksek sıcaklıktan dolayı azalmadığı için, buradaki incelmeler daha az olmuştur. Ancak bu bölge parçanın sonu olduğu için IHDÇ prosesinde gerçek parça üretimleri yapılacağı zaman kalıp tasarımının geliştirilmesiyle

bu bölgenin parçadan uzaklaştırılması sağlanarak bu bölgedeki fazla incelme sorunundan kaçınılabilir.



Şekil 4.98. HDÇ, IDÇ ve IHDÇ yöntemleri ile üretilen endüstriyel parçaların kalınlık dağılımı karşılaştırması



Şekil 4.99. Kalıp ve ıstampa arasındaki bölgede tersine doğru şişme

5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

5.1 Sonuçlar

Taşıt ağırlığını azaltmak için kullanılan hafif alaşımlı sac malzemelerin sünekliklerinin az olması nedeniyle şekillendirilmesi genellikle zordur. Bu malzemeler derin çekme, ılık şekillendirme ve hidro-şekillendirme ile şekillendirilmektedir. Ancak bazı durumlarda bu prosesler malzemenin şekillendirilmesi için yeterli olmamaktadır. Buna çözüm olarak söz konusu proseslerin avantajlarının tümünü kapsayan, ılık hidroşekillendirme 2000'li yılların başından beri laboratuvar düzeyinde araştırılmaktadır. Bu konuda literatürde sıcaklığın proses üzerine etkisi ve sığ parçaların gerdirme yöntemiyle üretilmesi üzerinde yoğunlaşan kısıtlı sayıda çalışma vardır. Daha derin parçaların üretilebilmesi için gerdirme yerine baskı plakası kuvvetinin kontrol edilmesiyle, sacın akışına izin veren, Ilık Hidromekanik Derin Çekme (IHDÇ) prosesi araştırılmaktadır. Yöntemin yapılabilirliği, ekonomikliği ve hızı konusundaki problemler nedeniyle, henüz endüstride ılık hidro-şekillendirmeyle üretim yapılmamaktadır.

IHDÇ prosesinde, alüminyum alaşımları için 300 °C'yi bulan ılık şekillendirme sıcaklıklarında yalıtım ve sızdırmazlık önemli problemlerdir. Bunun yanında, proses süresince sıvı basıncı ve baskı plakası kuvvetinin (BPK) optimum değerlerinin (optimum yükleme profillerinin) de sistematik bir yaklaşımla belirlenmesi gerekir. Literatürde optimum yükleme profilleri adaptif Sonlu Elemanlar Analizleri ile eş zamanlı çalışan Bulanık Mantık Kontrol Algoritması (BMKA) ile sayısal olarak elde edilmiştir. Ancak elde edilen yükleme profillerinin doğrulaması yapılmamış ve IHDÇ prosesinde ne oranda bir şekillendirilebilirlik artışı sağladığı deneysel olarak ortaya konulmamıştır.

Bu doktora tezinde AA 5754 alaşımlı alüminyum sacın, IHDÇ prosesiyle şekillendirilmesi için, yalıtım ve sızdırmazlık problemleri çözülmüş, BMKA ile optimum yükleme profilleri sayısal olarak belirlenip deneysel doğrulaması yapılmıştır. BMKA için literatürden farklı olarak yeni bir yöntem önerilmiş ve yükleme profilleri, tüm ıstampa stroku boyunca, sacda daha az incelme oluşturacak şekilde elde edilebilmiştir. Böylece AA 5754 malzemesinin şekillendirilebilirliği IHDÇ prosesiyle önemli oranda artırılmıştır. Bu çalışmada prosesin hızı, ekonomikliği ve farklı malzemelerle ilişkisi incelenmemiştir.

Bu doktora tezinde yürütülen deneysel ve sayısal çalışmalar neticesinde elde edilen sonuçlar aşağıda anlatılmıştır.

- AA 5754 alaşımlı alüminyum levhanın akma eğrisi hem çekme hem de hidrolik şişirme deneyinde 140 °C'ye kadar hemen hemen değişim göstermemiş, bu sıcaklıktan sonra akma gerilmesi önemli oranda düşerken, yüzde uzama önemli oranda artmıştır. Hidrolik şişirme deneyinden elde edilen akma eğrileri, iki eksenli gerilme durumu nedeniyle çekme testinden elde edilenlere göre daha yüksek BŞD değerlerine kadar elde edilebilmiştir. Hidrolik şişirme deneyi verileriyle yapılan analiz sonuçları deneysel sonuçlara %90 oranında uyum göstermiş böylece başarılı ve robust bir IHDÇ işlemi için gerekli olan proses şartlarının analizler kullanılarak güvenle belirlenebileceği bulunmuştur. Çekme testi verileriyle yapılan analiz sonuçları ise hidrolik şişirme testi analiz sonuçlarından %12 oranında farklı çıkmıştır. Bu nedenle çekme testinden elde edilen akma eğrileriyle yapılan malzeme modelinin de analizlerde büyük hatalara neden olmadan kullanılabileceği sonucuna ulaşılmıştır.
- IHDÇ ve IDÇ proseslerinde en fazla şekillendirilebilirliğin elde edildiği sıcaklıklar analizler yoluyla kalıp için 300 ºC ve ıstampa için 25 ºC olarak belirlenmiştir.
- IHDÇ ve HDÇ proseslerinde BMKA ile optimum sıvı basıncını belirlemek için ıstampa ile kalıp arasındaki elemanların seviyesini kontrol eden "desteksiz bölge kriteri" önerilmiştir. Önerilen yöntem ile Choi ve ark. (2007) çalışmasındaki ıstampa duvarına temas kriteri karşılaştırılmış ve ıstampa duvarına temas kriteri kalıp radyüsünün merkezine gelinceye kadar sıvı basıncını hesaplayamazken, desteksiz bölge kriteri ile tüm ıstampa hareketi boyunca sıvı basıncı değerleri belirlenebilmiştir. Ayrıca önerilen yöntemin karmaşık parça geometrileri için ıstampa duvarına temas kriterine göre çok daha kolay bir şekilde uygulanabildiği görülmüştür. Ek olarak önerilen yöntemin sacda daha az incelmeyle daha üniform kalınlık dağılımı verdiği bulunmuştur.
- Belirlenen optimum yükleme profilleri ve proses şartlarında IHDÇ, HDÇ ve IDÇ yöntemlerinde elde edilen SÇO değerleri sırasıyla 3.125, 2.625

ve 2.5 olmuştur. Böylece IHDÇ prosesinde SÇO bazında şekillendirilebilirlik IDÇ'ye göre %19, HDÇ'ye göre de %25 oranında artırılmıştır. Ulaşılan parça yükseklikleri bazında ise bu oranlar sırasıyla %49 ve %67 olmuştur. Böylece IHDÇ prosesinin IDÇ ve HDÇ yöntemlerine göre şekillendirilebilirliği önemli oranda artırdığı kanıtlanmıştır.

- IHDÇ prosesinde IDÇ'ye göre aynı şekillendirilebilirliği elde etmek için kalıp sıcaklığının ~120 °C daha az olabileceği, HDÇ'ye göre ise pres kapasitesinin %35 oranında düşürebileceği bulunmuştur.
- IHDÇ prosesinde, sacda oluşan maksimum incelme HDÇ'ye göre %15, IDÇ'ye göre de %37 oranında daha az olmuştur. Böylece IHDÇ yöntemiyle hasardan daha uzak olan sağlam parçalar üretilebilmiştir.
- IHDÇ prosesinde yükleme profillerinde %10 değişkenlik olması durumunda, sıvı basıncının proses üzerindeki etkisi %99.6 olurken BPK'nin etkisi sadece %0.4 bulunmuştur. Bu nedenle proses için gerekli baskı plakası kuvvetinin çok hassas olarak ayarlanmasına gerek olmadığı sonucuna ulaşılmıştır.

5.2 Öneriler

Ilık hidromekanik derin çekme prosesiyle ilgili ileride yapılabilecek çalışmalara ışık tutması açısından konuyla ilgili öneriler aşağıda sıralanmıştır:

- Prosesin uygulama maliyetini düşürmek için daha düşük maliyetli sızdırmazlık elemanları ve yalıtım plakaları konusunda araştırmalar yapılabilir.
- Farklı yağlayıcılarda IHDÇ prosesinin performansı araştırılabilir.
- Sistem tasarımında kalıp radyüs bölgesini de soğutacak geliştirmeler yapılarak, kalıp radyüsü sıcaklığının şekillendirilebilirliğe etkisi araştırılabilir.
- Sistem tasarımı ıstampa sıcaklığını daha düşük seviyelerde tutacak ve soğutma hızını ayarlayabilecek şekilde geliştirilebilir. Böylece IHDÇ prosesinde ıstampa sıcaklığındaki değişimin ve sac sıcaklığı gradyanının etkisi araştırılabilir. Soğutma hızının ayarlanmasıyla ısıl işlem etkisi

oluşturularak özellikle faz dönüşümü olan malzemelerle üretilen parçaların belirli mekanik özellikler kazanması sağlanabilir.

- Şekillendirme hızının IHDÇ prosesine etkisi araştırılabilir.
- AA 5754'ün farklı temperlerinin ve/veya farklı malzemelerin IHDÇ prosesiyle şekillendirilebilirliği araştırılabilir.
- Üretilen parçaların şekil fonksiyonunun sağlanmasının yanında mukavemeti konusunda da araştırma yapılabilir.
- Sac malzemenin yüksek sıcaklıktaki bekleme süresinin şekillendirilebilirliğe ve üretilen parçaların özelliklerine etkisi araştırılabilir.
- IHDÇ prosesinin malzeme içyapısıyla olan ilişkisi incelenebilir.

KAYNAKLAR

Acar D. 2014. Ilık Hidromekanik Derin Çekme Prosesinin Sonlu Elemanlar Analizi Ve Parametrik Optimizasyonu, Yüksek Lisans Tezi, *Karadeniz Teknik Üniversitesi Fen Bilimler Enstitüsü*, Trabzon

Abedrabbo, N., Pourboghrat, F. ve Carsley, J., 2007, Forming of AA5182-O and AA5754-O at Elevated Temperatures Using Coupled Thermo-mechanical Finite Element Models, *International Journal of Plasticity*, 23, 841-875.

Akay S. 2014. Hidromekanik Derin Çekmede Sıvı Basıncı ve Baskı Plakası Kuvveti Eğrilerinin Belirlenmesi, Yüksek Lisans Tezi, *Selçuk üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Konya

Akay S.B., Şükür E.F., Turkoz M., Halkaci S., Koç M., Avcı S., 2014. Determination of Proper Loading Profiles for Hydro-mechanical Deep Drawing Process using FEA, *Applied Mechanics and Materials*, 648, 540-548.

Akbayır, E., 2013. Hidromekanik derin çekme yönteminde şekillendirici sıvı basıncının ve pot baskı kuvvetinin ürün kalitesine etkisinin sonlu elemanlar yöntemiyle incelenmesi, *Afyon Kocatepe Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Afyon, 1-10.

Altan, T., 2002. Warm forming of aluminum alloys-academic exercise or practical opportunity? *Stamping J.*, 14, 58–59.

Altan T. 2006. Processes for hydroforming sheet metal. Stamping Journal : 400-418.

Anonim, 2015, http://www.aichi-brand.jp/corporate/type/fabricated/noguchi-seisakusho-e.html [Ziyaret Tarihi: 5 Nisan 2015].

Anonim, http://www.matweb.com

Anonymous, 2013, The Aluminium automotive manual, European Aluminium Association, 1-84.

Aust, M., 2001, Fem-Process-Simulation of Hydromechanical Deep-Drawing, *Dynalook 3rd European LS-DYNA Conference*, Germany.

Aydemir, A., De Vree, J.H.P., Brekelmans, W.A.M., Geers, M.G.D., Sillekens, W.H., Werkhoven, R.J., 2005, An adaptive simulation approach designed for tube hydroforming processes, *Journal of Materials Processing Technology*, 159, 303-310.

Boogaard T., 2002. Thermally enhanced forming of aluminium sheet modelling and experiments. Ph.D. Thesis, *Universiteit Twente*, Netherlands

Campbell F.C., 2012. Lightweight Materials: Understanding the Basics, ASM International, ABD.

Candra, S., Batan, I.M.L., Berata, W., Pramono. A.S., 2015, Analytical study and FEM simulation of the maximum varying blank holder force to prevent cracking on cylindrical cup deep drawing, *Procedia CIRP*, 26, 548-553.

Carpenter, J.A., 2004, The Freedom CAR Challenge and Steel, American Iron and Steel Institute, Great Designs in Steel Seminar, *Livonia*, MI, 96-111.

Choi H., 2006, A Study On Warm Hydroforming of Lightweight Sheet Materials: Process Optimization, Doktora Tezi, *University of Michigan*, ABD.

Choi H., Koc M., Ni J., 2007a, Determination of optimal loading profiles in warm hydroforming of lightweight materials, *Journal of Materials Processing Technology*, 190, 230-242.

Choi H., Koc M., Ni J., 2007b, A study on the analytical modeling for warm hydro-mechanical deep drawing of lightweight materials, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47,1752–1766.

Choi H., Koc M., Ni J., 2008, A Study on Warm Hydroforming of Al and Mg Sheet Materials: Mechanism and Proper Temperature Conditions, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 130, 1-14.

Çetin H., 2005 Alüminyum alaşımı hafif metal levhaların prizmatik derin çekmede biçimlendirilebilirlik özelliklerinin araştırılması, Yüksek Lisans Tezi, *Süleyman Demirel Üniversitesi Fen Bilimler Enstitüsü* Isparta.

Dilmec M., Türköz M., Halkaci, H.S. 2007, Design of Stamping and Sheet Hydroforming Test Unit, *Archives of Materials Science*, vol. 28/1-4, pp. 25-29.

Ducker Worldwide, 2011, Aluminum in 2012 North American Light Vehicles, Troy, Michigan, 1-54.

Etik, N., Allahverdi, N., Sert, İ. U., Sarıtaş, İ., 2009, Fuzzy expert system design for operating room air-condition control systems, *Expert Systems with Applications*, 36, 9753-9758.

Gedikli H., Necati Ö.C., Koç M., 2011, Comparative investigations on numerical modeling for warm hydroforming of AA5754-O aluminum sheet alloy, *Materials and Design*, 32, 2650–2662.

Ghassemieh E., 2011, Materials in Automotive Application, State of the Art and Prospects, Chiaberge M., *Intech*, Shanghai, China, 366-384.

Groche P., Huber R., Dorr J., Schmoeckel D., 2002, Hydromechanical Deep-Drawing of Aluminium Alloys at Elevated Temperatures, *CIRP Annals- Manufacturing Technology*, 51, 215-218.

Groche, P., Metz, C., 2006, Investigation of active-elastic blank holder systems for high-pressure forming of metal sheets, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46, 1271-1275.

Gutscher G., Wu H.C., Ngaile G., Altan T. 2004. Determination of flow stress for sheet metal forming using the viscous pressure bulge (VPB) test. *Journal of Materials Processing Technology*, 146:1-7.

Halkaci M., Türköz M., Dilmec M., Halkaci H. S., B Dağhan., 2011. Increasing the Limiting Drawing Ratio of AA 5754 Aluminum Sheet by Hydromechanical Deep Drawing Process, Proc. 10th *International Conference Technology Plasticity (ICTP 2011)*, pp. 472 476, Aachen, Germany.

Halkacı M., Halkacı H. S., Türköz M., Dağhan B., 2012. A Study on DOE Methods for Hydromechanical Deep Drawing Process Parameters, *Applied Mechanics and Materials*, 217-219, 1602-1608.

Halkacı, H.S., Türköz, M., Dilmeç, M., 2014, Enhancing formability in hydromechanical deep drawing process adding a shallow drawbead to the blank holder, *Journal of Materials Processing Technology*, 214, 1638-1646.

Hallquist, J.O., 2007, LS-DYNA Keyword User's Manual, Livermore Software Technology Corporation, 970.

Hosford F. W. , Caddell R.M., 2007, Metal Forming, *Cambridge University Press*.

Intarakumthornchai T., Jirathearanat S., Juntaratin J., 2011. Determination of loading paths in hydromechanical deep drawing process of parabolic cup with FEA based 2-D interval halving and fuzzy logic, *METEC 2011*, Düsseldorf.

Jawad, W.K. ve Mohamed, J.H., 2008, Studying the effect of punch nose radius on deep drawing operation, *Eng. &Tech*., Vol.26, No.1, 55-73.

Kaya S., 2008, Improving the formability limits of lightweight metal alloy sheet using advanced processes - finite element modeling and experimental validation, Doktora Tezi, *The Ohio State University*, Ohio.

Kaya S., Altan T., Groche P., Klopsch C., 2008, Determination of the flow stress of magnesium AZ31-O sheet at elevated temperatures using the hydraulic bulge test, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 48, 550–557.

Keigler M., Bauer H., Harrison David, K.M. Anjali, Silva D., 2005, Enhancing the formability of aluminium components via temperature controlled hydroforming, *Journal of Materials Processing Technology*, 167, 363-370.

Kim, H. S., Koç, M., and Ni, J., 2004, "Determination of Appropriate Temperature Distribution for Warm Forming of Aluminum Alloys," *Trans. NAMRC/SME*, 32, pp. 573–580.

Kim H.S., Koç M., Ni J., 2006a, Determination of Proper Temperature Distribution for Warm Forming of Aluminum Sheet Materials, *Transactions of the ASME*, 128, 622-633.

Kim H.S., Koç M., Ni J., Ghosh A., 2006b, Finite element modeling and analysis of warm forming of aluminum alloys—validation through comparisons with experiments and determination of a failure criterion, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 128, 613-621.

Kleiner, M., Krux, R., Homberg, W., 2004, Analysis of Residual Stresses in High-Pressure Sheet Metal Forming, *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, Volume 28, Issue 1, 211-214.

Koç M. ve Taylan A., 2001. An overall review of the tube hydroforming (THF) technology, *Journal of Materials Processing Technology*, 108, 384-393.

Koç M. ve Cora, Ö.N., 2008, Introduction and state of the art of hydroforming, Hydroforming for advanced manufacturing, Koç M., *Woodhead Publishing Ltd.*, Cambridge England, 1-29.

Koç M., 2008, Warm hydroforming of lightweight materials, Hydroforming for advanced manufacturing, Koç M., Woodhead Publishing Ltd. *Cambridge England*, 352-380.

Koç M. Billur E., Cora Ö. N., 2011a, An experimental study on the comparative assessment of hydraulic bulge test analysis methods, *Materials and Design*, 32: 272-281.

Koç M., Agcayazi A., Carsley J., 2011b, An Experimental Study on Robustness and Process Capability of the Warm Hydroforming Process, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 133, 2.

Koç M., Mahabunphachai S., Billur E., 2011c, Forming characteristics of austenitic stainless steel sheet alloys under warm hydroforming conditions, *Int J Adv Manuf Technol*, 56, 97–113.

Kurz G., 2004, Heated Hydro -Mechanical Deep Drawing of Magnesium Sheet Metal, *Magnesium Technology 2004*, 67-71.

Lang, L., Danckert, J., Nielsen, K.B., 2004, Investigation into the effect of pre-bulging during hydromechanical deep drawing with uniform pressure onto the blank, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44, 649-657.

Lang L., Li T., An D., Chi C., Nielsen K.B., Danckert J., 2009, Investigation into hydromechanical deep drawing of aluminum alloy—Complicated components in aircraft manufacturing, *Materials Science and Engineering A*, 499, 320-324.

Li D., Ghosh A., 2003, Tensile deformation behavior of aluminum alloys at warm forming temperatures, *Materials Science and Engineering*, A352, 279-286.

LS-Dyna DRAFT_Vol I Keyword Manual. ed. LSTC.

Mahabunphachai S., Koç M., 2010, Investigations on forming of aluminum 5052 and 6061 sheet alloys at warm temperatures, *Materials and Design*, 31, 2422–2434.

Meng B., Wan M., Wu X., Yuan S., Xu X.,Liu J. 2014. Development of sheet metal active-pressurized hydrodynamic deep drawing system and its applications, *International Journal of Mechanical Sciences*, 79, 143-151.

Michael K., Bauer H., Harrison David, K.M. Anjali, Silva D., 2005, Enhancing the formability of aluminium components via temperature controlled hydroforming, *Journal of Materials Processing Technology*, 167, 363-370.

Moon Y.H., Kang Y.K., Park J.W., Gong S.R., 2001, Tool temperature control to increase the deep drawability of aluminum 1050 sheet, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 41, 1283–1294.

Naka, T., and Yoshida, F., 1999, "Deep Drawability of Type Aluminum-Magnesium Alloy Sheet Under Various Conditions of Temperature and Forming Speed," *Journal of Materials Processing Technology*, 89–90, 19–23.

Naka T., Yoshida F., 1999, Deep drawability of type 5083 aluminium±magnesium alloy sheet under various conditions of temperature and forming speed, *Journal of Materials Processing Technology*, 89-90, 19-23.

Naka T., Torikai G., Hino R., Yoshida F., 2001, The effects of temperature and forming speed on the forming limit diagram for type 5083 aluminum–magnesium alloy sheet, *Journal of Materials Processing Technology*, 113, 648-653.

Nakamura, K., ve Nakagawa, T., 1987, Sheet Metal Forming with Hydraulic Counter Pressure in Japan, *Annales of CIRP*, 36, 191-194.

Novotny S., Geiger M., 2003, Process design for hydroforming of lightweight metal sheets at elevated temperatures, *Journal of Materials Processing Technology*, 138, 594–599.

Önder, E., Tekkaya, A.E., 2008, Numerical simulation of various cross sectional workpieces using conventional deep drawing and hydroforming technologies, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 48, 532-542.

Özçelik, G., 2008, Derin çekme işleminin simülasyonu, Yüksek Lisans Tezi, *Sakarya Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Sakarya, 1-2.

Öztürk E., 2015, Hidromekanik Derin Çekmede Yükleme Profillerinin Bulanık Mantık Kontrol Algoritmasıyla Belirlenmesi, Yüksek Lisans Tezi, *Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Konya.

Padmanabhan, R., Oliveira, M.C., Alves, J.L., Menezes, L.F., 2007, Influence of process parameters on the deep drawing of stainless steel, *Finite Elements in Analysis and Design*, 43, 1062-1067.

Palaniswamy, H., Ngaile, G., and Altan, T., 2004, "Finite Element Simulationof Magnesium Alloy Sheet Forming at Elevated Temperatures," *J. Mater. Pro-cess. Technol.*, 146, pp. 52–60.

Reddy L.K., Principles Of Engineering Metallurgy, *New Age International Limited Publishers*, 2001.

Reissner, J., Hora, P., Matthias, E., 1981, Hydro-mechanical deep-drawing, *CIRP Annals-Manuf. Technol*., 30, 207-210.

Schultz, R. A., 1999, Aluminum for Light Vehicles an Objective Look at the Next Ten to Twenty Years, *14th International Aluminum Conferenc*e, Montreal, Canada, Ducker Research.

Shamsi-Sarband, A., Zahedi, S.A., Bakhshi-Jouybari, M., Hossinipour, S.J., Banabic, D., 2012, Optimization of the pressure path in sheet metal hydroforming, *Proceedings of the Romanian Academy*, Series A, 13, 351-359.

Shehata, F., Painter, M.J., Pearce, R., 1978. Warm forming of aluminum/magnesium alloy sheet, *J. Mech. Work Technol.*, 2, 279–291.

Sheng, Z.Q., Jirathearanat, S., Altan, T., 2004, Adaptive FEM simulation for prediction of variable blank holder force in conical cup drawing, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44, 487-494.

Siegert, K. ve Wagner, S., 1994, Deep Drawing, TALAT Lecture 3704, 3-14.

Siegert, K., Haussermann, M., Lösch, B., Rieger, R., 2000, Recent developments in hydroforming technology, *Journal of Materials Processing Technology*, 98, 251-258.

Siegert K. ve Jager S., 2004a, Pneumatic Bulging of Magnesium AZ31 Sheet Metal at Elevated Temperatures, *Magnesium Technology 2004*, 87-90.

Siegert K. ve Jager S., 2004b, Warm forming of magnesium sheet metal, SAE 2004 *World Congress & Exhibition*, Detroit.

Singh, C.P. ve Agnihotri, G., 2015, Study of Deep Drawing Process Parameters: A Review, *International Journal of Scientific and Research Publications*, Volume 5, Issue 2, 1-15.

Şanay, B., 2010, Prediction of plastic instability and forming limits in sheet metal forming, *The Graduate School of Natural and Applied Sciences of Middle East Technical University*, Ankara, 2-3.

Şükür E.F., 2014, AL 5754 Sac Malzemenin Ilık Sıcaklıklardaki Akma Eğrilerinin Şişirme Deneyiyle Belirlenmesi, Yüksek Lisans Tezi, *Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Konya.

Takuda, H., Mori, K., Masuda, I., Abe, Y., and Matsuo, M., 2002, FiniteElement Simulation of Warm Deep Drawing of Aluminum Alloy Sheet WhenAccounting for Heat Conduction, *Journal of Materials Processing Technology,* 120, 412–418.

Thiruvarudchelvan, S. ve Travis, F.W., 2003, Hydraulic-pressure-enhanced cup-drawing processes-an appraisal, *Journal of Materials Processing Technology*, 140, 70-75.

Tınkır, M., Dilmeç, M., Türköz, M., Halkacı, H.S., 2015. Investigation of the Effect of Hydromechanical Deep Drawing Process Parameters on Formability of AA5754 Sheets Metals by Using Neuro-Fuzzy Forecasting Approach, *Journal of Intelligent and Fuzzy Systems*, Volume 28, Number 2, 647-659.

Toros S., Ozturk F., Kacar I., 2008, Review of warm forming of aluminum–magnesium alloys, *Journal of Materials Processing Technol*ogy, 207, 1-12.

Türköz M., 2009, AL 2024 ve AL 5754 Alaşımlı Alüminyum Sacların Şekillendirilebilme Kabiliyetinin Araştırılması, Yüksek Lisans Tezi, *Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Konya.

Türköz M., Halkacı H.S., Koç M., 2012, The Effect of Temperature and Strain-Rate Sensitivity on Formability of AA 5754. *Applied Mechanics and Materials*, 217-219, 1596-1601.

Turkoz M., Halkaci H. S., Dilmec M., 2013, Investigation on the Effect of the Part Shape to the Optimal Fluid Pressure Path in Hydromechanical Deep Drawing Process, *Materials Science and Technology (MS&T) 2013*, Montreal, Quebec, Canada

Wilson, D.V., 1988, Aluminum versus steel in the family car-The formability factor. *J. Mech. Work Technol.*, 16, 257–277.

Xu, Y., Kang, D, Zhang, S., 2004, Investigation of SUS304 Stainless Steel with Warm Hydro-mechanical Deep Drawing, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.20 No.1, 92-93.

Zhang, S.H. ve Danckert J., 1998, Development of hydro-mechanical deep drawing, *Journal of Materials Processing Technol*ogy, 83, 14-25.

Zhang, S.H., 1999, Developments in hydroforming, *Journals of Materials Processing Technology*, 91, 226-244.

Zhang S.H., Jensen M.R., Danckert J., Nielsen K.B., Kang D.C., Lang L.H., 2000a. Analysis of the hydromechanical deep drawing of cylindrical cups, *Journal of Materials Processing Technology* 103, 367-373.

Zhang, S.H., Nielsen K.B., Danckert J., Kang D.C., Lang L.H., 2000b, Finite element analysis of the hydromechanical deep-drawing process of tapered rectangular boxes, *Journal of Materials Processing Technol*ogy, 102, 1-8.

Zhang, S.H., Wang, Z.R., Xu, Y., Wang, Z.T., Zhou, L.X., 2004, Recent developments in sheet hydroforming technology, *Journal of Materials Processing Technology*, 151, 237-241.

EKLER

EK-1 Hidro-şekillendirme Laboratuvarında Bulunan Makine ve Ekipmanların Kullanım ve Güvenlik Talimatları

	HİDROŞEKİLLENDİRME LABORATUVARINDA BULUNUN MAKİNE VE EKİPMANLARIN KULLANIM VE GÜVENLİK TALİMATLARI	Doküman No	MM-TL-XX
		Revizyon Tarihi	01.04.2015
		Revizyon No	00
		Sayfa No	9/9
Hazırlayan Arş. Gör. Mevlüt TÜRKÖZ		**Onaylayan** Prof. Dr. Ali ÜNÜVAR	

1. **AMAÇ VE KAPSAM:** Hidroşekillendirme laboratuvarında yapılacak çalışmalarda ve laboratuvarda bulunan makine ve ekipmanların kullanımında uyulması gereken iş sağlığı ve güvenliği kurallarını tanımlamak, çalışanların iş güvenliğini sağlamak, yangınları, can ve mal kaybını önlemek.
2. **SORUMLULUK:** Öğretim elemanları, öğrenciler ve teknisyenler kendisinin ve çalışma ortamında bulunanların can güvenliğini tehlikeye sokmamak için hidroşekillendirme laboratuvarında çalışırken bu kurallara uymak zorundadır.
3. **UYGULAMA:**

A- LABORATUVAR GÜVENLİK TALİMATLARI

3.1. Her laboratuvar çalışması veya deney çalışması öncesi ilgili laboratuvar sorumlusu tarafından, çalışacak kişilere laboratuvardaki cihazların kullanımı ve iş sağlığı - güvenliği önlemleri anlatılmalı, gerekli eğitim verilmelidir.

3.2. Laboratuvarda çalışma yapacak kişiler, laboratuvar güvenlik ile deney uygulama ve güvenlik talimatlarına uygun olarak çalışacaklarına ve aksi bir halde sorumluluğun kendilerine ait olacağını kabul ettiklerine dair formu imzalarlar. Bu form Laboratuvar Sorumlusu ve Atölye/Laboratuvar Koordinatörü tarafından da imzalanır.

3.3. Laboratuvarda bulunan makine ve teçhizatın listesi EK-A'da verilmiştir.

3.4. Laboratuvarda çalışma yaparken iş önlüğü veya iş tulumu ve gerektiği durumlarda kullanılması gereken kişisel koruyucu donanımlar (KKD) kullanılacaktır. Kullanmayanlara tutanak tutulacaktır.

3.5. Yerlerin yağdan arındırılmış ve temiz olması sağlanacaktır.

3.6. Pres çalıştırılmadan önce mekanik ve elektrik aksamında herhangi bir arıza veya sızıntı olup olmadığı gözle kontrol edilecektir.

3.7. Hidrolik akümülatörün üstünde yer alan basınçölçerde çalışması basıncı gözle takip edilecektir.

3.8. Hidrolik akümülatörler sadece nitrojenle şarj edilecektir. Bakım, onarım veya dolum işlerinde yetkili kişilere haber verilecektir. Bireysel olarak hiçbir işlem yapılmayacaktır.

3.9. Hidrolik akümülatörlerin çalışma sıcaklıkları -16 0C ile 70 0C arasında olmalıdır.

3.10. Hidrolik akümülatörlerin bakımı yalnızca üretici firmalar tarafından yapılmalıdır. Hiçbir şekilde kaynak, lehim veya delme işlemi yapılmamalıdır.

3.11. Presin altında yağ dolan tava dolmuşsa yağ, yağ doldurma tenekesine aktarılacaktır.

3.12. Bilgisayarda çalışırken sandalye, laboratuvar zeminindeki yükselti farkına dikkat edilerek yerleştirilecektir.

3.13. Pres üzerindeki güvenlik tertibatının özellikleri bozulmayacak ve devreden çıkartılmayacaktır.

3.14. Deney yapılırken, presin arkasında kesinlikle kimse durmayacaktır

3.15. Preste yapılacak ayar, bakım ve onarım sadece yetkili elemanlar tarafından ve her türlü enerji bağlantıları kesilerek yapılacaktır.

3.16. Pres normal kapasiteleri içinde ve özelliklerine uygun olarak çalıştırılacaktır.

3.17. Tezgâhta operatörün etrafında, rahatça çalışacağı bir açıklık bulunmalıdır.
3.18. Yapılan işle ilgili bütün gerekli koruyucular, yerinde ve çalışır durumda bulunmalıdır.
3.19. Preste ayarlama veya onarım yapılacağı zaman veya işbaşında ayrılmayı gerektiren hallerde pres durdurulmalıdır.
3.20. Tezgâh operatörünün dikkatini dağıtacak olaylar önlenmelidir.
3.21. Laboratuvarda bulunan ekipmanların kullanımında 6331 sayılı iş sağlığı ve güvenliği kanununun 30 ve 31. Maddeleri ile 9/1/1985 tarihli ve 3146 sayılı çalışma ve sosyal güvenlik bakanlığının teşkilat ve görevleri hakkında kanunun 2 ve 12 maddelerine dayanılarak ve 3/10/2009 tarihli ve 2009/104/EC sayılı Avrupa Birliği Direktifine paralel olarak hazırlanmış İŞ EKİPMANLARININ KULLANIMINDA SAĞLIK VE GÜVENLİK ŞARTLARI YÖNETMELİĞİ'nin ilgili maddelerine uyulmalıdır.

B- HİDROŞEKİLLENDİRME PRESİ KULLANIM VE GÜVENLİK TALİMATI

Kalıpları Bağlama

3.22. Çalışma sırasında koruyucu eldiven, iş tulumu ve iş ayakkabısı kullan
3.23. Presi elektronik kontrol ünitesini kullanarak çalıştır
3.24. Pres çalışırken koruyucu kapakları kapat
3.25. Stampa silindirini en aşağı ve baskı plakası silindirini de yeterince yukarı bir konuma ilerlet
3.26. Kalıplar bağlanırken, hidrolik motoru durdur
3.27. Stampayı, stampa silindirine vidalayarak bağla
3.28. Baskı plakası tablasını yeterince aşağı bir konuma al
3.29. Alt kalıbı baskı plakası tablasındaki yerine yerleştir
3.30. Üst kalıbı alt kalıp üzerine yerleştir ve baskı plakası tablasını üst kalıbın cıvatalarla bağlanabileceği bir konuma kadar yükselt
3.31. Üst kalıbın hidrolik giriş nipeli ile basınç kabının nipelinin aynı yöne baktığından emin ol
3.32. Cıvatalarla üst kalıbı, sabit duran basınç kabına bağla
3.33. Rakorlanmış çelik boruyu basınç kabı ve üst kalıp arasına 14 numara anahtar kullanarak bağla
3.34. Sıvı çıkış vanasını üst kalıp üzerindeki nipele yine 14 numara anahtar kullanarak bağla

Deney Yapma

3.35. Çalışma sırasında koruyucu eldiven, iş tulumu ve iş ayakkabısı kullan
3.36. Bilgisayardan pres kontrol yazılımı olan Winped programını aç
3.37. Winped'de yapacağın deneyle ilgili programı aç

3.38. Programda gerekli "R Parameter" penceresinden stampa alt konumu, üst konumu ve stampa hızlarını ayarla. "Curves" penceresinden de stampa konumuna göre uygun sıvı basıncı ve baskı plakası kuvveti parametrelerini ayarla.
3.39. Kontrol ünitesi PLC konumundayken manuel olarak baskı plakasını ve stampayı numune yerleştirmek için uygun konumlara getir
3.40. Hazırlanmış numuneyi maşa kullanarak alt kalıp üzerine yerleştir
3.41. Tezgâhta iki kişi çalışırken, kontrol ünitesi başındaki operatör, preste çalışan operatör numune yerleştirirken, ayar yaparken veya parça alırken presi kesinlikle çalıştırmayacaktır.
3.42. Pres muhafaza kabininin kapaklarını kapat, pres çalışırken kapakları kesinlikle açma
3.43. Hidrolik akümülatörleri kontrol ünitesini kullanarak doldur
3.44. Kontrol ünitesini HNC konumuna al. Böylece pres artık bilgisayarda ayarlanan parametrelere uygun olarak otomatik çalışacaktır.
3.45. Baskı plakası ve stampayı deneye başlamadan önceki konumlarına alırken pres muhafaza kabini içerisine kimsenin elini sokmasına izin verme, birilerinin eli/kolu pres muhafaza kabininin içindeyken presi kesinlikle çalıştırma
3.46. Baskı plakasını kapat
3.47. Stampayı alt konumuna ilerlet
3.48. Sıvı çıkış vanasının açık olduğundan emin ol ve ön doldurma yap
3.49. Sıvı çıkış vanasını kapat
3.50. Basınç yükselticiyi çalıştır
3.51. Stampayı ilerlet ve şekillendirme işleminin tamamlanmasını bekle
3.52. Şekillendirme bitince kontrol ünitesini PLC konumuna al
3.53. Manual olarak stampayı ve baskı plakasını aşağıya, parçayı alabileceğin konumlara al
3.54. Maşa kullanarak şekillenmiş parçayı kalıpların arasından al
3.55. Tehlike söz konusu olduğunda, kontrol ünitesi üzerindeki acil durdurma butonuna bas

Yukarıdaki yönergeler oda sıcaklığında yapılacak deneyler içindir. Eğer **ılık hidroşekillendirme** deneyi yapılacaksa yukarıdaki yönergelere ilaveten uyulacak talimatlar aşağıda belirtilmiştir:

3.56. Ilık şekillendirme deneyinde mutlaka koruyucu eldiven ve kolları tamamen kapatan bir iş tulumu giy
3.57. Numuneyi kalıba yerleştirirken ve parçayı kalıptan alırken, yüksek sıcaklıktaki kalıplara ve kalıptan damlayan yağa karşı çok dikkatli ol, mutlaka maşa kullan
3.58. Kalıplar ısıtılmaya başlamadan önce havalandırmayı çalıştır
3.59. Laboratuvar çok sıcaksa klimayı çalıştır
3.60. Kalıpları ısıtmak için sıcaklık kontrol ünitesini aç
3.61. İndüksiyon ısıtma sisteminde soğuk su sirkülasyonu sağlayan soğutucuyu çalıştır

3.62. İndüksiyon cihazını, bağlı olduğu prizin sigortasını kaldırarak çalıştır, cihazı çalıştırmadan önce, soğutucunun çalıştığından emin ol
3.63. Sıcaklık kontrol ünitesinde, kalıpların ısıtılacağı sıcaklık değerini ayarla
3.64. Sıcaklık kontrol ünitesinde, güvenlik önlemi olarak girilen "kalıp maksimum sıcaklık" değerini kesinlikle 300 °C'nin üzerinde ayarlama. 300 °C'nin üzerindeki sıcaklıklarda deney yapılması gerektiği zaman, şekillendirme sıvısı olarak mevcut sıcaklığa dayanıklı özel yağ kullan. Aksi halde şekillendirme yapan yağın alevlenme riski vardır.
3.65. "Fark denetleme sıcaklık değerini kalıpların ısıtılacağı sıcaklığın en az 10 °C altında ayarla.
3.66. Şekillendirme bitip parçayı kalıplar arasından aldıktan sonra soğumasını bekle, daha sonra parçayı temizle
3.67. Tehlike söz konusu olduğunda, sıcaklık kontrol ünitesi ve indüksiyon cihazı acil durdurma butonuna bas

B- SAC KESME MAKİNASI KULLANIM VE GÜVENLİK TALİMATI

3.68. Sac kesme makinasını, üzerindeki cetvele bakarak keseceğin çap için ayarla
3.69. Sacla ilgili işlemler yaparken koruyucu eldiven kullan
3.70. Sacı kesme ağzına yaklaştırıp sabitle
3.71. Kesme kolunu döndürerek sacı kes
3.72. Kesme sırasında kolu çok hızlı döndürme, makine yakınına bir başkasının yaklaşmasına izin verme, dairesel hareket yapan saca karşı dikkatli ol
3.73. Kesme işleminden sonra aşağı düşen hurdayı al, dikkatlice katlayıp hurda kutusuna at
3.74. Kesilen sacı makinadan al, kenarındaki çapakları eğeleyerek yok et
3.75. Yağlayıcıları sac üzerine sürerken, sac kenarlarının elini kesmesine karşı dikkatli ol

C- HAVALANDIRMA SİSTEMİ KULLANIM VE GÜVENLİK TALİMATI

3.76. Gözle havalandırma borusu üzerindeki menfezin açık olup olmadığını kontrol et
3.77. Havalandırma menfezi kapalı ise üzerindeki kolu çevirerek menfezi aç
3.78. Elektrik panosu içerisindeki havalandırma sistemi sigortasını kaldırarak havalandırma sistemini çalıştır

ÖZGEÇMİŞ

KİŞİSEL BİLGİLER

Adı Soyadı : Mevlüt TÜRKÖZ
Uyruğu : TC
Doğum Yeri ve Tarihi : Konya, 30.09.1984
Telefon : 0537 3599407- 0332 2231982
Faks :
e-mail : mevlutturkoz@hotmail.com, mevlutturkoz@selcuk.edu.tr

EĞİTİM

Derece		Adı, İlçe, İl	Bitirme Yılı
Lise	:	Meram Anadolu Lisesi, Meram, Konya	**2003**
Üniversite	:	Selçuk Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü	**2007**
Yüksek Lisans	:	Selçuk Üniversitesi Makine Mühendisliği ABD	**2009**
Doktora	:	Selçuk Üniversitesi Makine Mühendisliği ABD	**2015**

İŞ DENEYİMLERİ

Yıl	Kurum	Görevi
2013-Devam Ediyor	Selçuk Üniversitesi, Mühendislik Fak. Makine Müh. Bölümü	Araştırma Görevlisi
2012-Devam Ediyor	4M1S Ar-Ge Müh. Mak. Eğt. ve Dan. Ltd. Şti.	Genel Müdür
2011-2013	Selçuk Üniversitesi, Seydişehir Ahmet Cengiz Mühendislik Fak. Makine Müh.	Araştırma Görevlisi

UZMANLIK ALANI: Sac Metal Şekillendirme, Hidro-şekillendirme, Ilık Hidro-şekillendirme, Sonlu Elemanlar Analizi, Makine Tasarımı

YABANCI DİLLER: İngilizce

GÖREV ALINAN PROJELER

Destekleyen Kuruluş	Proje No	Proje Adı	Yıl	Görev
TÜBİTAK	5140028	Sac Hidro-şekillendirme Pres Tasarımı-İmalatı Ve Endüstriyel Bir İş Parçası Üretimi	2014-Devam ediyor	Bursiyer
TÜBİTAK	112M913	Ilık Hidromekanik Derin Çekmede Sıcaklık, Sıvı Basıncı ve Baskı Plakası Kuvvetinin Prosese ve Üretilen Parçalara Etkilerinin Araştırılması	2013-2015	Bursiyer
TÜBİTAK	2130096	Küçük Boyutlu Sürekli Akış Sağlayan Basınç Yükselticilerin Tasarımı ve İmalatı	2013-2014	Ar-Ge Personeli

Bilim, Sanayi ve Teknoloji Bakanlığı	475.TGSD. 2012	Basınç yükseltici sistemlerin tasarımı, imalatı ve performans deneyleri	2012-2013	Proje yürütücüsü
TÜBİTAK	108M516	Baskı plakasına süzdürme çubuğu eklenmesiyle alaşımlı alüminyum sacların hidro şekillendirme yöntemi ile şekillendirilebilme kabiliyetinin artırılması	2009-2011	Bursiyer

YAYINLAR

SCI, SSCI, AHCI indekslerinde giren dergilerde yayınlanan makaleler

1. **Türköz M.**, Halkacı H.S., Koç M., Halkacı M., Dilmeç M., Avcı S., Design, Fabrication and Experimental Validation of a Warm Hydroforming Test System, Materials and Design, (Sunuldu) (Doktora tezinden yapılmıştır)
2. H.Selcuk Halkaci, **Mevlut Turkoz**, Murat Dilmec (2014) Enhancing Formability in Hydromechanical Deep Drawing Process Adding a Shallow Drawbead to the Blank Holder, Journal of Material Processing Technology, 214, 8, 1638-1646.
3. Mustafa TINKIR , Murat DİLMEÇ, **Mevlüt TÜRKÖZ** and H. Selçuk HALKACI, "Investigation of the effect of hydromechanical deep drawing process parameters on formability of AA5754 sheets metals by using neuro-fuzzy forecasting approach", Journal of Intelligent and Fuzzy Systems, (accepted) DOI:10.3233/IFS-141346, 2014.
4. **Mevlut Turkoz**, H.Selcuk Halkaci, Osman Yigit, Murat Dilmec, Fahrettin Ozturk, 2014, A New Method for Determining Limit Strains of Materials Show Post-Uniform Elongation Behavior, Journal of Engineering Manufacture, Vol. 228, 3, pp. 450-457. (Yüksek lisans tezinden yapılmıştır)
5. Murat Dilmec, H.Selcuk Halkaci, Fahrettin Ozturk, **Mevlut Turkoz,** 2013, Effect of sheet thickness on anisotropy and thickness distribution for AA2024-T4, Materiali in Tehnologije / Materials and Technology, 47, 5, 605-610.
6. Murat Dilmec, H. Selcuk Halkaci, Fahrettin Ozturk and **Mevlut Turkoz**, 2013, Detailed Investigation of Forming Limit Determination Standards for Aluminum Alloys, Journal of Testing and Evaluation, 41, 1, 10-21.

EI Compendex, Thomson ISI (ISTP) ve diğer indekslerde taranan dergilerdeki makaleleri

1. **Mevlüt Türköz**, H.Selçuk Halkacı, Muammer Koç, The Effect of Temperature and Strain-Rate Sensitivity on Formability of AA 5754. Applied Mechanics and Materials, vols. 217-219, pp. 1596-1601, 2012.
2. Mehmet Halkacı, H. Selçuk Halkacı, **Mevlüt Türköz**, Behçet Dağhan, A Study on DOE Methods for Hydromechanical Deep Drawing Process Parameters. Applied Mechanics and Materials, vols. 217-219, pp. 1602-1608, 2012.
3. H.Selçuk Halkacı, **Mevlüt Türköz**, Osman Yiğit, Effects of Heat Treatment Conditions on the Mechanical Properties of AA 2024 Alloy, Applied Mechanics and Materials, vols. 217-219, pp. 1225-1229, 2012.

4. **Mevlüt Türköz**, Osman Yiğit, Murat Dilmec, Hüseyin Selcuk Halkaci, Behcet Dağhan, Numerical and Experimental Comparison of Hemispherical Punch Stretching Test, Journal for Technology of Plasticity, vol. 36, Number: 2, pp. 87-95, 2011.
5. **Mevlüt Türköz**, Murat Dilmec, Hüseyin Selcuk Halkaci. Investigation on Earing Behavior of AA 2024-T4 and AA 5754-O Aluminum Alloys, Advances in Materials and Processing Technologies, vol. 264 265, pp.12-17, 2011. (Times Cited: 1, A sınıfı SCI makaleden) (Aynı zamanda AMPT 2009'da bildiri olarak sunuldu).
6. M. Dilmec, **M. Türköz**, H. Selcuk Halkaci, Design of Stamping and Sheet Hydroforming Test Unit, Archives of Materials Science, vol. 28/1-4, pp. 25-29, 2007. (Aynı zamanda TMT 2008'de bildiri olarak sunuldu).

Uluslararası bilimsel toplantılarda sunulan ve bildiri kitabında (Proceedings) basılan bildiriler

1. Dogan Acar, **Mevlut Turkoz**, Hasan Gedikli, Omer Necati Cora, Finite Element Analysis and Experimental Validation of Warm Hydromechanical Deep Drawing Process, ITMS 2014, 16-17 Sept 2014, Singapore.
2. Ekrem Ozturk, **Mevlut Turkoz**, Selcuk Halkaci, Mehmet Halkaci, An Application of Fuzzy Logic Control Algorithm in Hydro mechanical Deep Drawing Process, ITMS 2014, 16-17 Sept 2014, Singapore.
3. S.B. Akay, E.F. Şükür, **M. Turkoz**, S. Halkaci, M. Koç, S.Avcı, Determination of Proper Loading Profiles for Hydro-mechanical Deep Drawing Process using FEA, ITMS 2014, 16-17 Sept 2014, Singapore.
4. Emine Feyza Şükür, Hüseyin Selçuk Halkacı, **Mevlüt Türköz**, Murat Dilmeç, Determination of flow curves by using bulge test for various temperatures, ITMAR 2014, 20-21 October, Istanbul, Turkey,
5. M. Huseyin CETIN, Mevlut TURKOZ, Adem Fatih OZALP, Osman YIGIT, Erol ARCAKLIOGLU, "Tool Design Including Heating and Cooling Units for Warm Deep Drawing Process", The First International Symposium on Industrial Design Engineering (ISIDE14, May 8-9, 2014, Karabük, Turkey).
6. Huseyin Selcuk Halkaci , Murat Dilmec, **Mevlut Turkoz**, Design of an Apparatus to Determine Coefficients of Friction in Deep Drawing Process at the Flange and the Radius Regions, MS&T 13, Montreal, Kanada, 27–31 October 2013.
7. **Mevlut Turkoz**, Huseyin Selcuk Halkaci , Murat Dilmec, Investigation on the Effect of the Part Shape to the Optimal Fluid Pressure Path in Hydromechanical Deep Drawing Process, MS&T 13, Montreal, Kanada, 27–31 October 2013
8. **Mevlüt Türköz**, H.Selçuk Halkacı, Muammer Koç, The Effect of Temperature and Strain-Rate Sensitivity on Formability of AA 5754, ADME 2012, Taiyuan, China, 16-18 August 2012. (Aynı zamanda Applied Mechanics and Materials dergisinde basıldı).
9. Mehmet Halkacı, H. Selçuk Halkacı, **Mevlüt Türköz**, Behçet Dağhan, A Study on DOE Methods for Hydromechanical Deep Drawing Process Parameters, ADME 2012, Taiyuan, China, 16-18 August 2012. (Aynı zamanda Applied Mechanics and Materials dergisinde basıldı).
10. H.Selçuk Halkacı, **Mevlüt Türköz**, Osman Yiğit, Effects of Heat Treatment Conditions on the Mechanical Properties of AA 2024 Alloy, ADME 2012, Taiyuan, China, 16-18 August 2012. (Aynı zamanda Applied Mechanics and Materials dergisinde basıldı).

11. M. Halkaci, **M. Türköz**, M. Dilmec, H. S. Halkaci, B. Dağhan, Increasing the Limiting Drawing Ratio of AA 5754 Aluminum Sheet by Hydromechanical Deep Drawing Process, Proc. 10th International Conference Technology Plasticity (ICTP 2011), pp. 472 476, 2011, Aachen, Germany.
12. **Mevlüt Türköz**, Osman Yiğit, Murat Dilmec, H.Selcuk Halkaci, Construction of Forming Limit Diagrams for AA 5754 and AA 2024 Aluminium Alloys, Proceedings of the 12th International Conference on Aluminium Alloys, pp. 516 521, September 5-9, 2010, Yokohama, Japan. (Yüksek Lisans tezinden yapılmıştır)
13. **Mevlüt Türköz**, Murat Dilmec, Hüseyin Selcuk Halkaci, Investigation on Earing Behavior of AA 2024-T4 and AA 5754-O Aluminum Alloys, The International Conference on Advances in Materials and Processing Technologies (AMPT2009), pp.16, 26-29 October 2009, Kuala Lumpur, Malaysia. (Aynı zamanda Advances in Materials and Processing Technologies dergisinde basıldı).
14. Fahrettin Ozturk, Murat Dilmec, **Mevlüt Türköz**, Remzi E. Ece, Hüseyin S. Halkaci, Grid Marking and Measurement Methods for Sheet Metal Formability, 5th International Conference and Exhibition on Design and Production of Machines and Dies/Molds, pp. 41 49, 18 21 June 2009, Aydın, Turkey.
15. Murat Dilmec, **Mevlüt Türköz**, H. Selcuk Halkaci, Design of Stamping and Sheet Hydroforming Test Unit, TMT 2008, Istanbul, Turkey, 26-30 August, pp. 165-168, 2008. (Aynı zamanda Archives of Materials Science dergisinde basıldı).

Ulusal hakemli dergilerde yayınlanan makaleler

1. **Türköz M.**, Halkacı H.S. 2009 Sacların Hidrolik Şekillendirilmesinde Proses Parametrelerinin Belirlenmesi İçin Deney Tasarımı, Mühendis ve Makine Cilt 50, Sayı 591