

**T.C.
TRAKYA ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**ÜÇ BOYUTLU ARDIŞIK SİMULASYON YÖNTEMİ İLE KAYNAK İŞLEMİ
SONRASI MEYDANA GELEN KALINTI GERİLMELERİN TALAŞLI
İMALAT İŞLEMİ İLE DEĞİŞİMİNİN BELİRLENMESİ VE DENEYSEL
YÖNTEM İLE KARŞILAŞTIRILMASI**

İŞİK ÇETİNTAV

DOKTORA TEZİ

MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI

Tez Danışmanı: Prof. Dr. Yılmaz ÇAN

EDİRNE-2020

İŞİK ÇETİNTAV'ın hazırladığı “Üç boyutlu ardışık simulasyon yöntemi ile kaynak işlemi sonrası meydana gelen kalıntı gerilmelerin talaşlı imalat işlemi ile değişiminin belirlenmesi ve deneysel yöntem ile karşılaştırılması” başlıklı bu tez, tarafımızca okunmuş, kapsam ve niteliği açısından **Makine Mühendisliği** Anabilim Dalında bir **Doktora tezi** olarak kabul edilmiştir.

Jüri Üyeleri

İmza

Prof. Dr. Yılmaz ÇAN (Danışman)

.....

Prof. Dr. Mümin ŞAHİN

.....

Prof. Dr. Serdar Osman YILMAZ

.....

Doç. Dr. Erol TÜRKEŞ

.....

Doç. Dr. İlhan UMUT

.....

Tez Savunma Tarihi: 15/10/2020

Bu tezin Doktora tezi olarak gerekli şartları sağladığını onaylarım.

İmza

Prof. Dr. Yılmaz ÇAN

Tez Danışmanı

Prof. Dr. Nihat AKKUŞ

İkinci Tez Danışmanı

Trakya Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü onayı

Doç. Dr. Hüseyin Rıza Ferhat KARABULUT

Fen Bilimleri Enstitüsü Müdürü

T.Ü. FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI DOKTORA PROGRAMI
DOĞRULUK BEYANI

Trakya Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, tez yazım kurallarına uygun olarak hazırladığım bu tez çalışmasında, tüm verilerin bilimsel ve akademik kurallar çerçevesinde elde edildiğini, kullanılan verilerde tahrifat yapılmadığını, tezin akademik ve etik kurallara uygun olarak yazıldığını, kullanılan tüm literatür bilgilerinin bilimsel normlara uygun bir şekilde kaynak gösterilerek ilgili tezde yer aldığını ve bu tezin tamamı ya da herhangi bir bölümünün daha önceden Trakya Üniversitesi ya da farklı bir üniversitede tez çalışması olarak sunulmadığını beyan ederim.

15/10/2020

Işık ÇETİNTAV

İmza

Doktora Tezi

Üç boyutlu ardışık simulasyon yöntemi ile kaynak işlemi sonrası meydana gelen kalıntı gerilmelerin talaşlı imalat işlemi ile değişiminin belirlenmesi ve deneysel yöntem ile karşılaştırılması

T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü

Makine Mühendisliği Anabilim Dalı

ÖZET

Kalıntı veya artık gerilmeler, kaynak işlemi gibi yüksek ısı girdisi altında yapılan imalat işlemlerinde ana parçalar üzerinde ortaya çıkmaktadır. Bu gerilmeler kaynak işlemi yapılan parçanın talaşlı imalat gibi ek işlemlere maruz kalması sonucu malzemelerde farklı deformasyonlara neden olmaktadır. Bu deformasyonlar, iş parçasında geometrik tolerans dışına çıkılması ve bunu takiben imalat toleranslarının mikro seviyelere inmesi ile son bulmaktadır. Bu imalat endüstrisi için istenmeyen bir durumdur. Özellikle hassas çalışma şartları gerektiren havacılık ve savunma sanayinde kaynak ve talaşlı imalat işlemlerinden geçmiş malzemeler bu istenmeyen deformasyonlara bağlı olarak malzeme içyapısında gözle görülmeyen kusurlar ve toleranslar dışına çıkmış ürünler ortaya çıkabilmektedir. Bu tez çalışması ile kalıntı gerilmelerin simülasyon verilerine göre imalat işlemlerini uygun şartlara çekerek hem ekonomik hem de insan güvenliği açısından imalat endüstrisine büyük yararlar sağlaması amaçlanmaktadır. Çalışma kesme işleminin MSC.Marc® paket yazılımında modellenmesi, farklı kaynak ilerleme hızlarında oluşturulmuş kaynak dikişine sahip numunelerden farklı kesme parametreleri ile talaş kaldırma simülasyonunun yapılması ile bu parametrelerin kalıntı gerilmelere etkilerinin araştırılmasına dayanmaktadır. Sonlu elemanlar yöntemi ile yapılan talaşlı imalat işleminin benzetimi sonucu elde edilen sonuçların deney sonuçları ile mukayese edilerek ortaya doğrulanmış bir model çıkacaktır. Bu tez çalışması deneysel ve simulasyon olmak üzere iki parçadan oluşacaktır. Tezin nümerik kısmında sonlu elemanlar yöntemi yardımıyla kaynak ve talaş kaldırma işlemleri ile simüle edilmiş malzemedan elastik, plastik ve Von Mises

gerilme verileri elde edilecektir. Deneysel kısmında gerçek ortam şartlarında yapılan kaynak ve talaş kaldırma işlemleri sonrasında gerilim ölçüm aletleri ile ölçümler yapılmış ve simülasyon verileri ile karşılaştırılarak bir model ortaya konmuştur.

Yıl : 2020

Sayfa Sayısı : 205

Anahtar Kelimeler : Kalıntı Gerilme, Kaynak, Talaşlı İmalat



PhD Thesis

Determination of the change of residual stresses that occur after welding and machining process with the three-dimensional sequential simulation method and comparison with the experimental method

Trakya University Institute of Natural Sciences

Department of Mechanical Engineering

ABSTRACT

Residual stresses occur on the main parts in manufacturing processes under high heat input such as welding. These stresses cause different deformations in the materials as a result of the subjection of the welded part to additional processes such as machining. These deformations end with going out of geometric tolerance in the workpiece and subsequently lowering the manufacturing tolerances to micro levels. This is undesirable for the manufacturing industry. Especially in the aviation and defense industry that require sensitive working conditions, materials that have undergone welding and machining processes may result in invisible defects in the material internal structure and products beyond tolerances due to these undesirable deformations. With this thesis, it is aimed that the residual stresses will bring great benefits to the manufacturing industry in terms of both economic and human safety by pulling the manufacturing processes according to the simulation data. Modeling of the working cutting process in MSC.Marc® package software is based on simulating metal removal with different cutting parameters from samples with weld seams created at different welding feed rates and investigating the effects of these parameters on residual stresses. A verified model will emerge by comparing the results obtained as a result of the simulation of the machining process performed by the finite element method with the experimental results. This thesis will consist of two parts as experimental and simulation. In the numerical part of the thesis, elastic, plastic and Von Mises stress data will be obtained from the material simulated by welding and chip removal processes with the help of finite element method. In the experimental part, after welding and chip

removal processes performed under real environment conditions, measurements were made with tension measuring instruments and a model was created by comparing with simulation data.

Year : 2020

Number of Pages : 205

Keywords : Residual Stress, Welding, Machining



TEŞEKKÜR

Çalışma konusunun belirlenmesinde ve çalışmanın hazırlanma sürecinin her aşamasında bilgilerini, tecrübelerini ve değerli zamanlarını esirgemeyerek bana her fırsatta yardımcı olan değerli hocalarım Sayın Prof. Dr. Yılmaz ÇAN ve Prof. Dr. Nihat AKKUŞ’a teşekkürü bir borç bilirim.

Tez çalışmam boyunca, beni “TÜBİTAK-BİDEB 2211-A Genel Yurt İçi Doktora Burs Programı” kapsamında destekleyen TÜBİTAK’a teşekkür ederim.

Bu tez çalışması, Trakya Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Birimi (TÜBAP) tarafından 2016/253 numaralı proje ile desteklenmiştir. Proje desteği için Trakya Üniversitesi TÜBAP birimine teşekkür ederim.

İÇİNDEKİLER

ÖZET.....	iv
ABSTRACT	vi
TEŞEKKÜR	viii
İÇİNDEKİLER	ix
SİMGELER DİZİNİ	xii
ÇİZELGELER DİZİNİ	xv
ŞEKİLLER DİZİNİ	xvi
BÖLÜM 1.....	1
GİRİŞ	1
BÖLÜM 2.....	10
LİTERATÜR ARAŞTIRMASI	10
2.1. Kaynak İşlemi.....	10
2.1.1. TIG Kaynağı ve Çalışma Prensibi	12
2.1.2. Kaynak Gerilmelerinin Sınıflandırılması ve Deformasyonlar	17
2.2. Talaşlı İmalat İşlemi	28
BÖLÜM 3.....	48
TEORİK MODELLEME VE MATEMATİKSEL ALTYAPI.....	48

3.1. Kaynak İşleminin Modellenmesi.....	48
3.1.1. Isıl Modelleme	50
3.1.2. Kaynak İşleminde Isı Kökeninin Modellenmesi.....	61
3.1.2.1. Isı Tedariği ve Kaynak Yöntemi.....	61
3.1.2.2. Yüzeysel Kaynak Isı Kökeni Modellerine Örnekler.....	63
3.1.2.3. Hacimsel Kaynak Isı Kökenlerine Örnekler	66
3.1.3. Mekanik Modelleme	73
3.1.3.1. Genleme Ayrışması.....	73
3.1.3.2. Yapısal Davranış Yasaları.....	74
3.1.3.3. Elastik Mükemmel Plastik Model.....	75
3.1.3.4. İzotropik Pekleşen Elasto-Plastik Model	77
3.1.3.5. Doğrusal Kinematik Pekleşen Elasto-Plastik Model	78
3.1.3.6. Doğrusal Olmayan Kinematik Pekleşmeli Elasto-Viskoplastik Model.....	78
3.1.3.7. Klasik Viskoplastik Modeller	79
3.2. Talaşlı İmalat İşleminin Modellenmesi	88
3.2.1. Dik Kesimde Kuvvet Modellemesi.....	90
3.2.2. Keskin Takım Kesme Kuvvetleri.....	91
3.2.3. Takım Kenar Yarıçapını Dikkate Alan Kuvvet Modellemesi	94
3.2.5. Dik Kesimde Sıcaklık Modellemesi	98
3.2.6. İş Parçası Sıcaklık Artışı Modellemesi	98

3.2.7. Dik Kesimde Kalıntı Gerilme Modellemesi	101
3.3. Isıl ve Mekanik Sonlu Eleman Denklemleri.....	108
BÖLÜM 4.....	111
DENEYSEL VE NUMERİK ANALİZ	111
4.1. Deneysel Yöntem	111
4.2. Numune Hazırlama ve Kaynak İşlemi.....	111
4.3. Talaşlı İmalat İşlemi	116
4.4. XRD Kalıntı Gerilme Analizi.....	119
BÖLÜM 5.....	130
ELDE EDİLEN VERİLER VE TARTIŞMA	130
BÖLÜM 6.....	159
SONUÇ VE ÖNERİLER.....	159
KAYNAKLAR	163
ÖZGEÇMİŞ.....	182

SİMGELER DİZİNİ

σ_{IRS}	başlangıçtaki kalıntı gerilmeler
σ_S	parçada kullanım esnasında ya da çalışır durumda gerilmeler
σ_{Real}	parçanın gerçek gerilme durumu
J	akım yoğunluğu
B	manyetik bir alanı
F	Lorentz kuvvetleri
P	Arkta harcanan toplam güç
U	elektrot ile iş parçası arasındaki voltaj düşüşü
I	arkta akan akım
P_{shear}	kesme düzlemi
P_n	kesme kenarına dik olan normal kesme düzlemi
P_s	kesici kenara teğet ve kesme hızı yönüne paralel kesme düzlemi
A_p	freze bıçağının tırmık yüzü
A	malzemenin iletkenliği
ρ	yoğunluk
C_p	ısı kapasitesi
G	muhtemel bir iç yoğunluk sebebi ile oluşan ısı miktarı
T_0	ortam sıcaklığı
T_{abs}	mutlak sıfır
T	parçanın kaynak sıcaklığı

σ_{SB}	Stefan-Boltzmann sabiti
ξ	radyasyona maruz kalan yüzeyin emisivitesi
h_{ter}	ısıl temas direncinden dolayı oluşan ısı transfer katsayısı
T_s	kaynak bölgesi ile temas eden ortamın sıcaklığı
ϵ	Birim sekil değıştirme
q	Düğüme ait sıcaklık
b	Uç açısı
a	Boşluk açısı
g	Talaş açısı
t	Talaş derinliğı
E	Malzeme elastikiyet modülü
M	Moment
C	Tarafsız eksen uzaklığı
L	Uzunluk
F_x	Kesme kuvveti
F_y	Radyal kuvvet
F_n	Normal kuvvet
F_f	Sürtünme kuvveti
j	Sürtünme açısı
μ	Sürtünme katsayısı
h	Talaş yüksekliğı
b	Talaş derinliğı
f	İlerleme miktarı
V	Kesme hızı

Kısaltmalar

FZ	füzyon bölgesi
HAZ	ısıdan etkilenen bölge
TIG	Tungsten İnert Gaz kaynağı
GTAW	Gaz Tungsten Ark Kaynağı
MIG	Metal İnert Gaz kaynağı
MAG	Metal Aktif Gaz kaynağı
LBW	Lazer ışını kaynağına
FDM	Sonlu fark yöntemlerinin
FEA	Sonlu elemanlar analizi
FEM	Sonlu elemanlar yöntemi
MCA	Metalcore-arc tipi kaynak
FE	Sonlu elemanlar
XRD	X-ışını kırınımı
EDM	Elektrik deşarjı işleme
ECM	Elektro-kimyasal işleme

ÇİZELGELER DİZİNİ

Çizelge 3.1. Enerjinin hacim veya alana dağılımı.....	62
Çizelge 4.1. Malzemelerin kimyasal birleşimleri.	113
Çizelge 4.2. Malzeme kombinasyonları.....	114
Çizelge 4.3. Deney için seçilen kaynak parametreleri	114
Çizelge 4.4. AISI 304 malzemesinin sıcaklığa bağlı özellikleri.	122
Çizelge 4.5. AISI 316L malzemesinin sıcaklığa bağlı özellikleri.....	123
Çizelge 4.6. AA6061 malzemesinin sıcaklığa bağlı özellikleri.	123
Çizelge 4.7. AA5052 malzemesinin sıcaklığa bağlı özellikleri.	124

ŞEKİLLER DİZİNİ

Şekil 1.1. Farklı ölçeklerde üç farklı tipte kalıntı gerilmeler (Gao, 2014).....	1
Şekil 1.2. Kaynakta fiziksel olayların etkileşimi (Bhadeshia, 2002; Das ve Chandra, 1999).	5
Şekil 1.3. Üç çeşit kalıntı gerilme kategorisinin (Withers ve Bhadeshia, 2001).	6
Şekil 1.4. Kalıntı gerilme oluşumu (Klocke, 2013).	7
Şekil 1.5. Parçaların gerçek gerilme durumları (Sim, 2010).....	8
Şekil 2.1. Farklı kaynak işlemlerinin güç yoğunluğu (Maumder, 1993).	11
Şekil 2.2. Farklı kaynak yöntemleri arasında karşılaştırma (Darcourt, 2005).	12
Şekil 2.3. TIG sürecinde enerji transferi (Tissot, 1998).....	13
Şekil 2.5. Lorentz kuvvetlerinin konveksiyon hareketlerine etkisi (Tissot, 1998).	16
Şekil 2.6. Yüzey geriliminin etkisi veya Marangoni etkisi (Tissot, 1998).	17
Şekil 2.7. Birinci, ikinci ve üçüncü derece artık gerilmeler; kusurlar-yabancı ikame atomları, Frenkel defekti (boşluk ve ara düğüm atomu) (Radaj, 1992).	18
Şekil 2.8. T-kaynak işleminde kalıntı gerilme dağılımı (Francis, 2002).	19
Şekil 2.9. Kaynak sırasında çeşitli deformasyon modları (Berglund, 2001).	21
Şekil 2.10. Sistemin alın kaynaklı bir plakanın sıcaklık döngüsüne benzediği üç çubuklu sistem (Gao, 2014; Pilipenko, 2001; Van der Aa, 2007).	22

Şekil 2.11. Deng ve Murakawa (2008)'nin çalışmasında faz dönüşümleri ile ve faz dönüşümleri olmadan oluşturduğu iki durum sonucu kalıntı gerilme durumu.	24
Şekil 2.12. Deng ve Murakawa (2008) 'nın çalışmasında ince plakalarda üst yüzeyde ve alt yüzeyde oluşan kalıntı gerilme dağılımları.	26
Şekil 2.13. Benzer ve farklı numuneler için kalıntı gerilme dağılımları (Chang, Lee 2009).	27
Şekil 2.14. Teng ve Lin (1998)'in, çeşitli kaynak parametrelerinin etkisini incelemek için alın kaynaklı plakalar üzerinde yaptığı çalışmaların sonuçlarından bazıları.	28
Şekil 2.15. Frezelemede geometrik parametreler ve takım bağlantısı.	29
Şekil 2.16. Tipik frezeleme işlemi örnekleri (Newman, 2008).	31
Şekil 2.17. Analitik modelin ana tahmin prosedürü (Wan, Ye, Wen, Zhang, 2018).	31
Şekil 2.18. Dik kesimde talaş oluşumu (Wan, Ye, Wen, Zhang, 2018).	32
Şekil 2.19. Metal kesme tipleri (a) Dik kesim, (b) Eğik kesim (Rodkwan, 2003).	32
Şekil 2.21. Eğik kesimde referans düzlemler ve karşılık gelen koordinat sistemleri (Wang, Li, He, Xie, 2019).	34
Şekil 2.22. Liu ve Barash (1982) 'ın çalışmalarında uyguladığı değişkenler ve kalıntı gerilme değişimi.	35
Şekil 2.23. Schlauer, Peng ve Odén (2002) 'in yaptığı çalışmada yüzeyden derinlik boyutundaki kalıntı gerilmelerin farklı kesme hızlarındaki değişimi a) 10m/dk, b) 410 m/dk, c) 810 m/dk.	37
Şekil 2.24. Küçük(a) ve büyük(b) boyutlu parçalar için yorulma ömrünün işleme çeşidine göre değişimi (Matsumoto, Hashimoto ve Lahoti, 1999).	38
Şekil 2.25. Yüzey kalıntı gerilmesi için üretilen ampirik bir formülün katsayıları (Tsuchida, Kawada ve Kodama, 1975).	38

Şekil 2.26. Derinliğe bağlı olarak kalıntı gerilmelerin değişimi (Matsumoto, Barash ve Liu, 1986).....	40
Şekil 2.27. Akma dayanımı etkisi, kesme açısı etkisi, gerilme oranı etkisi, sıcaklık etkisi nedeniyle yükleme döngüsünün değiştirilmesi (Wu ve Matsumoto, 1990).....	40
Şekil 2.28. Frezeleme işlemi için hibrit yaklaşım (Valiorgue vd., 2007; Guillemot vd., 2011).	42
Şekil 2.29. Köşe yarıçapının artık gerilmeye etkisi (Denkena vd., 2008).	43
Şekil 2.30. Taşlama işleminin şematik gösterimi ve hareket eden ısı kaynağı yaklaşımı (Mishra ve Prasad, 1985).	44
Şekil 2.31. İş parçasındaki gerilme alanını belirlemek parçacık akışı kavramı (Lin vd., 1991).	44
Şekil 2.32. Başlangıçtaki sonlu eleman ağları ve eğim açısı $\sim \tan$ ımı, (a) $\alpha = -2^\circ$ ve $\alpha=0^\circ$ için başlangıç sonlu eleman ağı, (b) $\alpha= 5^\circ$ ve $\alpha=15^\circ$ için başlangıç sonlu eleman ağı (Shih, 1995).....	45
Şekil 2.33. Art arda kesme işleminde talaş oluşumu. (Guo ve Liu, 2002; Liu ve Guo, 2000).	46
Şekil 3.1. Metallerin termo-metalurjik-mekanik işlenmesinin simülasyonu için fiziksel alt modeller ve çift bağlantılar. Düz çizgilerle gösterilen güçlü bağlantılar, kesik çizgilerle gösterilen zayıf bağlantılar (Rae, 2019).	50
Şekil 3.2. Lagrangian ve Eulerian referansları (Depradeux, 2004).....	52
Şekil 3.3. Kararlı durum için çalışma alanı (Depradeux, 2004).....	55
Şekil 3.4. (a): Kesit modelleme,(b): 2D eksenel simetrik modelleme (silindirik boru durumunda), (c): Ortalama düzlemin 2D modellenmesi, (d): Boyuna bir kesitin 2D modellenmesi (Nickell ve Hibbitt, 1975; Hibbitt ve Marcal, 1973).	60
Şekil 3.5. R yarıçaplı disk üzerinde sabit enerji dağılımı.	63

Şekil 3.6. Sonsuz Gauss dağılımı.....	64
Şekil 3.7. R_s yarıçapına sahip bir disk şeklindeki ısı kökeninin Gauss dağılımı.	66
Şekil 3.8. Yarıçapı R yarı küre boyunca sabit enerji dağılımı.	67
Şekil 3.9. Sabit olmayan Gauss dağılımı benzeri enerji dağılımı.	68
Şekil 3.10. Goldak vd. (1984) oluşturduğu kaynak ısı kökenini için çift elipsoid geometri.....	69
Şekil 3.11. 2B simülasyon durumunda uygulanan sıcaklık geçmişi (Desroches, 2001; Roelens, Maltrud ve Lu, 1996; Waeckel, 1995).	71
Şekil 3.12. Uygulanan akının geçici dağılımı.	72
Şekil 3.13. Kaynak sırasında gerilim üretim kinetiği (Pilipenko, 2001).....	82
Şekil 3.14. Kaynak sırasında sıcaklık ve boyuna gerilme dağılımının şematik gösterimi (Pilipenko, 2001).....	83
Şekil 3.15. Yarı sabit sıcaklık alanındaki gerilme-şekil değiştirme çevrimleri (Radaj, 1992; El-Ahmar, 2007).	85
Şekil 3.16. Enine kalıntı gerilmeler: (a) uzun plakada hızla biriken kaynak; (b) kısa plakada hızla biriken kaynak; (c) uzun plakada yavaşça biriken kaynak, (d) enine sınırlandırılmayan kaynak (Radaj, 1992).....	87
Şekil 3.17. Kalınlık boyunca enine kaynak gerilmesi; (a) nispeten geniş plastik olarak deforme olmuş bölge ile; (b) dar plastik olarak deforme olmuş bölge ile. (Pilipenko, 2001).	88
Şekil 3.18. Çeliklerin kesilmesinde metal-termo-mekanik bağlantı (Inoue, 2002).	89
Şekil 3.19. Analizde kullanılan talaş oluşumunun modeli (Oxley, 1989).	91
Şekil 3.20. Waldorf (2004)'un kazıma için kayma alanı.....	95

Şekil 3.21. Manjunathaiah (1998)'tan uyarlanmıştır. Ortalama eğim açısının hesaplanması için şema.	97
Şekil 3.22. Huang (2002) 'dan uyarlanmıştır. İş parçasına göre birincil kaynağın ısı transfer modeli.	99
Şekil 3.23. Huang (2002) 'dan uyarlanmıştır. İş parçasına göre sürtünme ısı kaynağının ısı transfer modeli.	100
Şekil 3.24. Temas gerilme yükü geçmişi (Su, 2006).	101
Şekil 3.25. Kalıntı gerilme modellemesi için gerilme kaynakları (Su, 2006).	102
Şekil 3.26. Johnson (1985)'dan uyarlanan sınır gerilmelerinin şeması.	103
Şekil 3.27. İş parçasına göre kesme düzleminin koordinat sistemi (Su, 2006).	104
Şekil 4.1. Plaka alın kaynağı teknik çizimi.	112
Şekil 4.2. Silindirik Boru alın kaynağı teknik çizimi.	112
Şekil 4.3. B1 parçasının kaynak işlemi yapılmış hali.	115
Şekil 4.4. A1 parçasının kaynak işlemi yapılmış hali.	115
Şekil 4.5. A2 parçasının kaynak işlemi yapılmış hali.	115
Şekil 4.6. A3 ve A4 parçalarının kaynak işlemi yapılmış hali.	116
Şekil 4.7. Talaşlı imalat işleminde kullanılan freze çakıları.	117
Şekil 4.8. Talaşlı imalat sonrasında parçaların son durumları.	119
Şekil 4.9 (a) $\psi=0$. (b) $\psi=\psi$ (örnek, bilinen bir ψ açısı boyunca döndürülmüş). D, x-ışını detektörü; S, x-ışını kaynağı; N, yüzey normali.	120
Şekil 4.10. Örnek regresyon çizgileri ve hesaplama yöntemi (Chang, Teng, 2004; Preve'y, 1986).	121

Şekil 4.11. Yerel Koordinat Boyutlarını gösteren Çift Elipsoidal Kaynak Akısı.	126
Şekil 4.12. CATIA yoluyla takım yollarının ve takım geometrisinin tanımı.....	126
Şekil 4.13. Kesici takım geometrisinin tanımı.	127
Şekil 4.14. Simülasyonun basit akış şeması.....	129
Şekil 5.1. Parçaların koordinat sistemi.....	131
Şekil 5.2. İki boyutlu simülasyonda A1 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.	133
Şekil 5.3. İki boyutlu simülasyonda A1 numaralı malzeme için enine (x-yönünde, σ_{xx}) gerilme dağılımı.	134
Şekil 5.4. İki boyutlu simülasyonda A2 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.	136
Şekil 5.5. İki boyutlu simülasyonda A2 numaralı malzeme için enine (x-yönünde, σ_{xx}) gerilme dağılımı.	136
Şekil 5.6. İki boyutlu simülasyonda A3 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.	138
Şekil 5.7. İki boyutlu simülasyonda A3 numaralı malzeme için enine (x-yönünde, σ_{xx}) gerilme dağılımı.	139
Şekil 5.8. İki boyutlu simülasyonda A4 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.	139
Şekil 5.9. İki boyutlu simülasyonda A4 numaralı malzeme için enine (x-yönünde, σ_{xx}) gerilme dağılımı.	140
Şekil 5.10. Üç boyutlu simülasyonda A1 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.	142

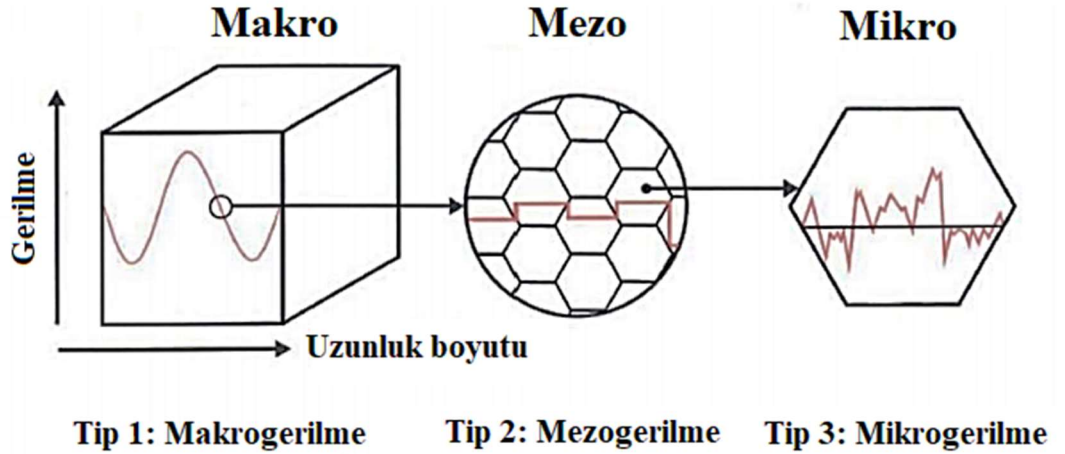
Şekil 5.12. Üç boyutlu simülasyonda A2 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.	144
Şekil 5.13. Üç boyutlu simülasyonda A2 numaralı malzeme için enine (x-yönünde, σ_{xx}) gerilme dağılımı.	145
Şekil 5.14. Üç boyutlu simülasyonda B1 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.	146
Şekil 5.15. Üç boyutlu simülasyonda B1 numaralı malzeme için enine (x-yönünde, σ_{xx}) gerilme dağılımı.	147
Şekil 5.16. Üç boyutlu simülasyonda A3 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.	148
Şekil 5.17. Deneysel çalışma sonrası parçanın durumu ve simule edilmiş hali (a) Orijinal Parça (b) Simulasyon sonrası gerilme durumu 1:1 ölçekte (c) Simulasyon sonrası gerilme durumu ve deformasyon etkisi 60:1 ölçekte.....	149
Şekil 5.18. Deneysel çalışma sonrası parçanın durumu ve simule edilmiş hali (a) Orijinal Parça (b) Simulasyon sonrası gerilme durumu 1:1 ölçekte (c) Simulasyon sonrası gerilme durumu ve deformasyon etkisi 100:1 ölçekte.....	150
Şekil 5.19. Deneysel çalışma sonrası parçanın durumu ve simule edilmiş hali (a) Orijinal Parça (b) Simulasyon sonrası gerilme durumu 1:1 ölçekte (c) Simulasyon sonrası gerilme durumu ve deformasyon etkisi 100:1 ölçekte.....	150
Şekil 5.20. Deneysel çalışma sonrası parçanın durumu ve simule edilmiş hali (a) Orijinal Parça (b) Simulasyon sonrası gerilme durumu 1:1 ölçekte (c) Simulasyon sonrası gerilme durumu ve deformasyon etkisi 100:1 ölçekte.....	151
Şekil 5.21. Kaynak işlemi sonrasında üç farklı talaş kaldırma durumunda uzunlamasına (z-yönünde) gerilme değişimi (A1).....	152
Şekil 5.22. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında denk von mises gerilme dağılımı (A1).	153

Şekil 5.23. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında kaynak kesiti boyunca uzunlamasına veya boyuna (z-yönü) gerilme dağılımı (A1).	154
Şekil 5.24. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında kaynak kesiti boyunca enine gerilme (x-yönü) dağılımı (A1).....	154
Şekil 5.25. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında denk von mises gerilmesi dağılımı (A1).....	154
Şekil 5.26. Silindirik geometride kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında denk von mises gerilmesi dağılımı (B1).	155
Şekil 5.27. Silindirik geometride kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında uzunlamasına ya da boyuna (z-yönünde) gerilme dağılımı (B1).....	155
Şekil 5.28. Silindirik geometride kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında enine (x yönündeki) gerilme dağılımı (B1).....	156
Şekil 5.29. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında kalınlık boyunca (y-yönünde) gerilme dağılımı (A1).	157
Şekil 5.30. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında kalınlık boyunca (y-yönünde) gerilme dağılımı (A2).	157
Şekil 5.31. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında kalınlık boyunca (y-yönünde) gerilme dağılımı (A3).	158
Şekil 5.32. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında kalınlık boyunca (y-yönünde) gerilme dağılımı (B1).....	158

BÖLÜM 1

GİRİŞ

Kalıntı ya da artık gerilmeler, ısıtma işlemi, talaşlı işleme veya temel şekillendirme operasyonlarını içeren çoğu imalat işlemi sırasında bir malzemenin şeklini ve özelliklerini değiştiren malzeme deformasyonlarına sebep olan gerilmelerdir. Bu gerilmeler, harici yük veya termal gradyanların yokluğunda bir parça içinde mevcut olan gerilmeler olarak tanımlanabilmektedir. Başka bir deyişle, bir yapısal malzeme veya bileşen içindeki kalıntı gerilmeler, herhangi bir işlem veya diğer dış yükler uygulanmadan nesnede var olan gerilmelerdir. Kalıntı gerilmeler aşağıdaki Şekil 1.1'deki gibi farklı ölçeklerde üç farklı tipte sınıflandırılmaktadır.



Şekil 1.1. Farklı ölçeklerde üç farklı tipte kalıntı gerilmeler (Gao, 2014).

Bir mikro-gerilme dağılımı, bir malzeme tanesinde bulunan gerilmeyi tarif etmektedir, mezo-stresler, taneler arasındaki gerilme dağılımını temsil etmektedir ve makro-stresler, birçok tane arasındaki gerilme gelişimini belirtmektedir. Kaynaklı bir bağlantıda, gerilmeler genellikle makro ölçeğe görülmektedir.

Üretim süreçleri, kalıntı gerilmenin en yaygın nedenleridir. Döküm, kaynak, talaşlı imalat, kalıplama, ısıtma işlemi, bükme, haddeleme veya dövme sırasında plastik deformasyon gibi hemen hemen imalat işlemleri üretilen parçaya kalıntı gerilmeler getirmektedir. Kalıntı gerilmeler, keskin bir çentik nedeniyle veya kumla vurma veya yüzey sertleştirme gibi belirli yüzey işlemlerinden dolayı malzemenin yerel olarak etkilenmesinden de kaynaklanabilmektedir. Kalıntı gerilmelere neden olduğu bilinen faktörler arasında, parçanın çeşitli bölümlerinde deformasyon gradyanlarının termal gradyanların geliştirilmesi, katılaşma sırasında veya katı hal dönüşümlerinden kaynaklanan hacimsel değişiklikler ve termal genişleme katsayısındaki farklılıklardan geliştirilmesi bulunmaktadır. Malzeme mukavemeti, özellikle yorulma üzerinde ihmal edilemez bir etkiye sahiptirler. Bu nedenle, iç gerilme durumu ile ilgili bazı bilgilerin ya ölçümlerden ya da benzetim tahminlerinden çıkarılabilmesi önemlidir. Bu tezin amacı, frezeleme ve kesme gibi talaş kaldırma işlemlerinden sonra kaynak işlemi sonrası kalıntı gerilme alanının meydana geldiği modifikasyonu ve evrimi tahmin etmektir. Sayısal sonuçlar, deneysel ölçümlerle eleştirel olarak karşılaştırılmıştır ve sayısal tekniklerin potansiyelini ve aynı zamanda sınırlarını göstermektedir.

Kalıntı gerilmeler, bir yapının mukavemetinde yaygın mekanik gerilmelerle aynı role sahiptir. Bununla birlikte, dış yüklerden kaynaklanan gerilme bir dereceye kadar doğrulukla hesaplanabilirken, kalıntı gerilmelerin öngörülmesi zordur. Bu nedenle, bunları doğrudan yüzeye minimum hasarla ölçebilen güvenilir bir yöntemle sahip olmak çok önemlidir. Kalıntı gerilmeler, bir bileşenin zaman zaman hasara uğramasını açıklamak veya önlemek için önemli bir rol oynayabilmektedir. Hasarı önleyen kalıntı gerilmelerin bir örneği, bileşenin yorulma ömrünü arttıran yüzey basma gerilmelerini artırmak için parçanın bilyeli sertleştirme işlemine maruz kalmasıdır. Bunun aksine bir bileşenin hasarını artırabilecek konumlarda kalıntı gerilmelerini artırabilecek işlemler veya işleme hataları da bulunmaktadır. İç gerilmelerin bir parçada dengelendiği unutulmamalıdır. Çekme yani pozitif kalıntı gerilmeleri, basma yani negatif kalıntı gerilmeleri ile dengelenir. Kalıntı gerilmeler üç boyutludur.

Kaynak işlemi sonucu ortaya çıkan kalıntı gerilme ve deformasyonun doğru bir tahmini, mekanik elemanların imalat işlemi sırasında çok önemlidir, bu da üretilen gerçek bileşenin güvenilirliğini artırmakta, hatayı sınırlamakta ve üretim maliyetini en aza indirmektedir. Kaynak işleminin artık gerilmesi ve deformasyonunun sonlu

elemanlar analizi, mekanik yapıların ve parçaların imalat sürecindeki temel aşamalardan biridir. Üretim maliyetini azaltmaya, hataları en aza indirmeye ve üretilen bileşeni optimize etmeye yardımcı olmaktadır.

Benzer şekilde talaşlı imalat işleminde, daha önce tarif edilen kalıntı gerilme kaynaklarının tümü mevcuttur. Talaş oluşumu ve takım ile işlenmiş parça arasındaki temas sırasında plastik deformasyon meydana gelmektedir. Termal gradyanlar, plastik deformasyonun yanı sıra sürtünmeden doğan ısı ile üretilmektedir. Sıcaklık ve basınç yeterince yüksekse, yeni oluşturulan yüzeyde faz dönüşümleri meydana gelebilmektedir. Ek olarak, yükleme sırasında gerilme ve sıcaklığın malzeme davranışı üzerindeki etkisi artık gerilmeleri etkileyebilmektedir. Sonuç olarak, işlenmiş bir yüzeyde kalıntı gerilme oluşumunun sonuçları imalat sürecinde istenmeyen bir durum olmakla beraber bu sonuçların tahmini araştırmacıları oldukça zorlamaktadır.

Mevcut tez çalışmasının kalıntı gerilme içeren kaynaklı malzemelerin incelenmesinde ve bu malzemelerden talaş kaldırılarak art arda kullanılan üretim süreçlerindeki malzeme davranışı, mukavemet, imalat süreci gibi alanlarda kullanılması düşünülmektedir. Ayrıca malzeme bilimi, dayanım hesapları ve imalat sürecini kapsayarak disiplinler arası bir kimlik taşımaktadır. Bu tez çalışmasında yapılması amaçlananlar aşağıdaki gibidir:

- Kaynak işlemi esnasında yüksek ısıya maruz kalmış malzemelerin yapısında oluşan gerilmelerin değişimini ortaya çıkarma ve malzemelerin kullanıldıkları ortamlarda montaj edildikten sonra ortaya çıkabilecek kusurlarını önleme amacı taşımaktadır.
- İmalat sektöründe verimli ve uygun maliyetli imalat aşamaları ortaya koymak amaçlanmıştır.
- Havacılık ve savunma sanayilerinde uygulama alanı bularak imalat parametrelerini optimize edip en verimli montaj elemanlarının ortaya konulması amaçlanmıştır.
- Optimize edilen parametreler ile imalat sanayinde kullanılan kesici takımların performanslarının artırımına katkıda bulunması amaçlanmıştır. Elde edilen performanslar daha önceki çalışmalarla karşılaştırılarak modelin yararı gözler

önüne serilecek ve kullanılan imalat tezgahlarına pozitif yöndeki etkileri incelenecektir.

- Çalışma sonucu ortaya çıkarılan modelleme mukavemet analizlerinde güvenilirlik performanslarının artırılmasında kullanılacaktır. Performansları daha önce yapılan çalışmalardaki tasarımlarla kıyaslayarak daha az malzeme ile daha güvenilir ürünler elde etmek adına etkileri incelenecektir.
- Elde edilen sonuçların mühendislik hesaplamalarında kullanılabileceğinin kanıtlanabilmesi için uygun çalışma koşullarında hazırlanmış bir prototip ürün ortaya konacaktır. Böylelikle tasarım ve üretim alanlarındaki elde edilecek kazanımlardan yararlanma imkanı ortaya konacaktır.

Bilimsel bakış açısından, kaynak ve talaşlı işleme simülasyonu üzerine çalışmak, aşağıdakiler hakkında bilgi kazanmak ve araştırmacının gelişimi için faydalı alanlardır:

- Isı transferi
- Temas mekaniği
- Malzemelerin mekaniği
- Akışkanlar dinamiği
- Birleştirilmiş çok fizik, çok ölçekli süreçler
- Bilgisayar problemlerinin uygulanması için sayısal yöntemler.

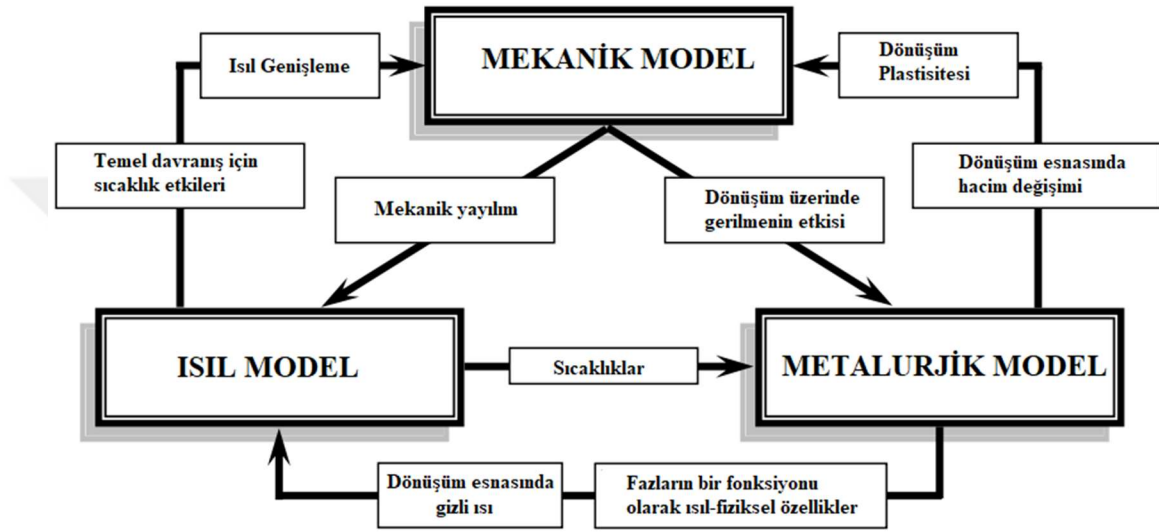
Kalıntı gerilmeler, herhangi bir harici yüke (termal veya mekanik) gönderilmeyen katı bir malzemede bulunan kendinden dengelenmiş gerilmeler (çekme ve basma gerilmeleri) olarak tanımlanabilmektedir (Das ve Chandra, 1999). Farklı kaynaklardan ortaya çıkabilirler ve dört farklı kategoride yapılandırılabilirler.

- İlk iki kaynak, mekanik ve termal yüklerden kaynaklanan eşit olmayan plastik deformasyonlardır.

- Üçüncü kaynak metalurjik yapı değişimleridir. Katı hal dönüşümleri sırasında, gizli ısıнын salınması, boyutlarda değişiklik ve dönüşüm plastisitesi meydana gelir ve bu da parçanın içindeki artık gerilmelerin değişmesine neden olur. Harici bir yükün varlığında iki bir arada var olan fazlar arasındaki hacim farkı, makroskopik plastik

akışına yol açan mikroskobik plastisite üretir (Totten ve MacKenzie, 2003). Son kalıntı gerilme kaynağı, termal genleşme katsayılarında bir uyumsuzluktur.

Üretim süreçleri bu kaynakların karmaşık birleşimleridir. Kalıntı gerilmelerden kaçınılamaz ve üretim süreçlerinin sonuçları olarak düşünülebilir. Şekil 1.2, imalat sırasında kalıntı gerilmelerin gelişmesine neden olan sıcaklık, gerilme ve metalurjik değişikliklerin (mikroyapı) birleştirilmesini göstermektedir.



Şekil 1.2. Kaynakta fiziksel olayların etkileşimi (Bhadeshia, 2002; Das ve Chandra, 1999).

Kalıntı gerilmeler, üzerinde çalıştıkları uzunluk ölçeğinin fonksiyonu olarak üç tipte sınıflandırılır (Bhadeshia, 2002; Das ve Chandra, 1999):

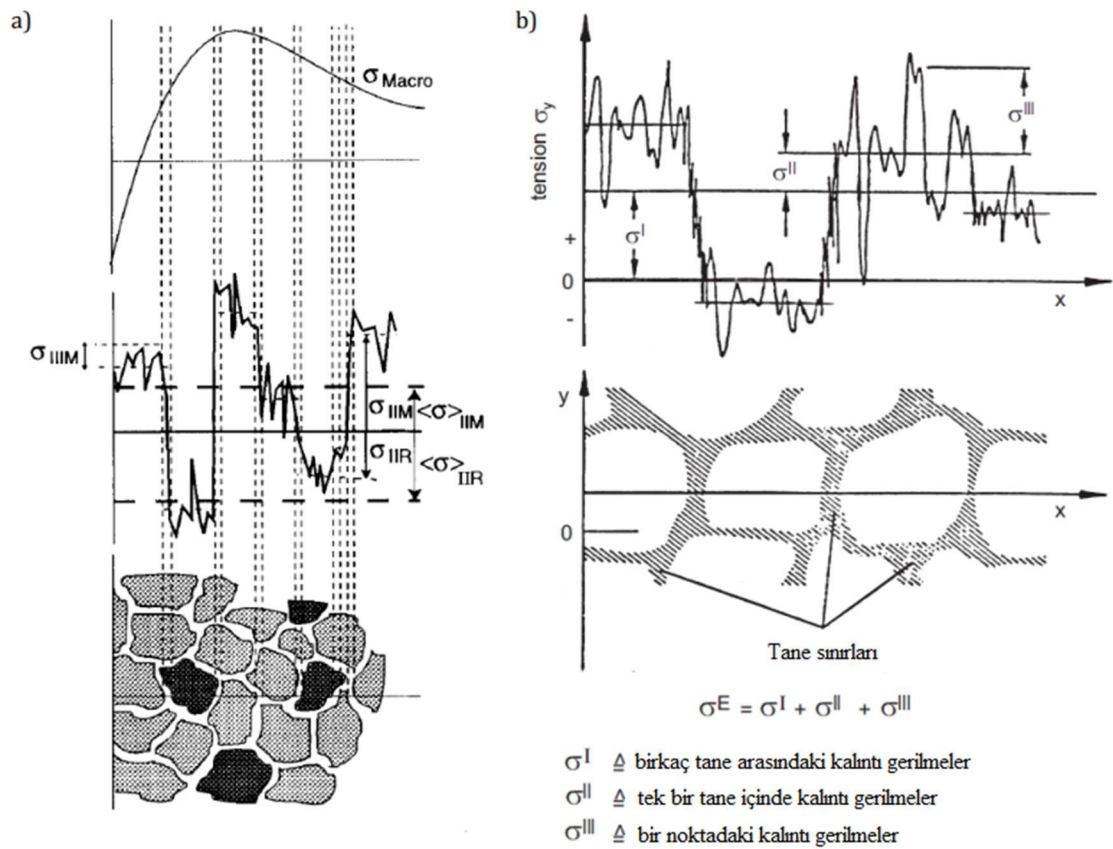
“Tip I” makroskopik kalıntı gerilmelerdir ve birkaç taneye eşit mesafelerde neredeyse homojendir. Çok sayıda tane veya tüm mekanik kısmı etkiler. İlişkili kuvvetler ve momentler, tüm parça boyunca herhangi bir kesit düzleminde dengededir. Bu dengedeki bir değişiklik makroskopik boyut değişikliklerine yol açacaktır.

“Tip II” homojen mikroskopik kalıntı gerilmelerdir. Mikroyapı ölçeğinde hareket ederler (maksimum tane büyüklüğü). İlişkili kuvvetler ve momentler, yeterli sayıda tahıl arasında dengededir. Her kristal veya tahılın heterojenliği ve anizotropisi (tane yönelimleri) nedeniyle neredeyse her zaman çok kristalli malzemelerde bulunurlar. Bu nedenle mikro yapıdaki değişiklikler, “Tip II” artık gerilmelerin

oluşmasına yol açar. Dengede bir değişiklik makroskopik boyut değişikliklerine neden olabilen mikroskopik deformasyonlar yaratacaktır.

“Tip III” heterojen mikroskopik kalıntı gerilmelerdir. İlişkili kuvvetler ve momentler, tanenin küçük bir kısmı üzerinde dengededir. Dengedeki değişiklikler makroskopik boyut değişikliklerine yol açmaz.

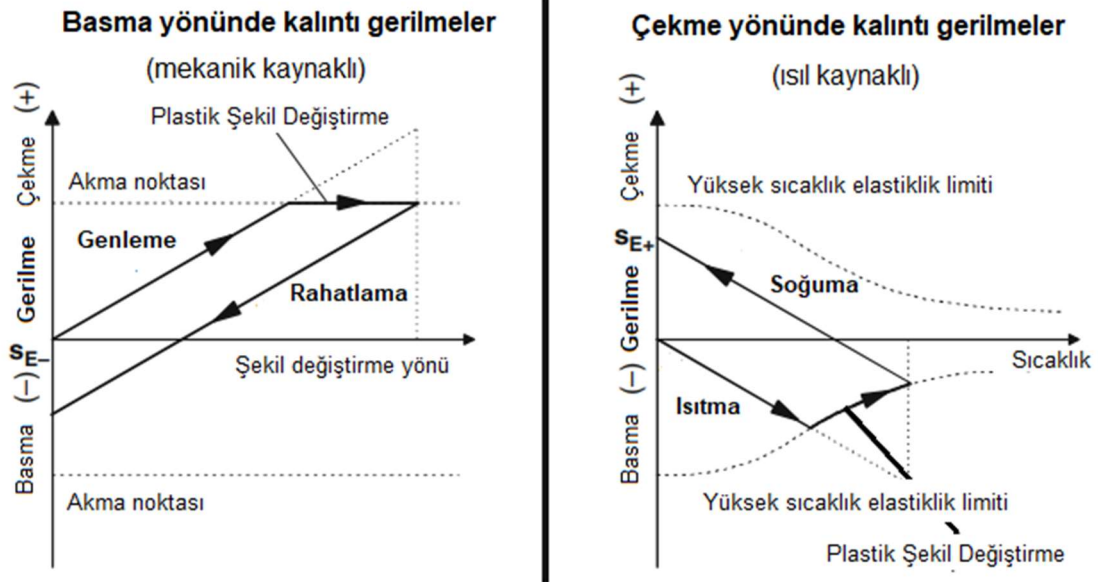
Şekil 1.3 (Withers ve Bhadeshia, 2001)'de bu üç kalıntı gerilme kategorisinin çizimleri gösterilmektedir.



Şekil 1.3. Üç çeşit kalıntı gerilme kategorisinin (Withers ve Bhadeshia, 2001).

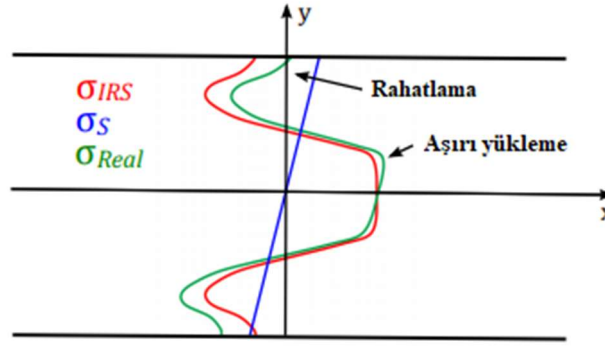
Parçaların nihai özelliklerini iyileştirmek ya da üretim aşamalarını optimize etmek amacıyla, kalıntı gerilmelerin incelenmesi ve parçaların mekanik davranışı üzerindeki etkileri imalat endüstrisinin ana ilgi alanlarından biri haline gelmiştir. Kalıntı gerilmeler, imalat kusurları ve problemlerinin kaynağı olduğu ve parçaların mekanik davranışını önemli ölçüde değiştirebildikleri için, bunlara hakim olma ilgisi ve etkileri

havacılık alanında özellikle yüksektir (Sim, 2010). Kalıntı gerilmeler dinamik gerilmeler bağlamında önemli hale gelmektedir. Bu nedenle genellikle çatlak oluşumu ve çatlak büyümesi olasılığını en aza indirmek için yüzey kenarı bölgesinde basma yani negatif kalıntı gerilmeler yaratan imalat işlemlerinde kullanılmaya çalışılmaktadır (Şekil 1.4) (Klocke, 2013). Bu operasyonlar arasında finiş ve yüzey haddelenin yanı sıra shot peening bulunur. Aksine, elektriksel deşarj işlemede, ısı çalışması prensibi nedeniyle çekme kalıntı gerilmeleri oluşması muhtemeldir; ancak taşlamada ve geometrik olarak tanımlanmış kesme kenarlarını kullanan tüm imalat işlemlerinde, hem mekanik hem de termal yük spektrumları işleme sırasında meydana gelir, bu sebeple gerilme durumunun tahmini kolayca mümkün değildir.



Şekil 1.4. Kalıntı gerilme oluşumu (Klocke, 2013).

Başlangıçtaki kalıntı gerilmeleri (σ_{irs}) içeren bir parça termal veya mekanik yüklere maruz kaldığında, parçada kullanım esnasında ya da çalışır durumda gerilmeler (σ_s) oluşturulur ve başlangıçtaki artık gerilme alanlarına eklenir. σ_{real} parçanın gerçek gerilme durumu, Şekil 1.5 (Sim, 2010)'te gösterildiği gibi, $\sigma_{irs} + \sigma_s$ olarak tanımlanabilir.



Şekil 1.5. Parçaların gerçek gerilme durumları (Sim, 2010).

Kalıntı gerilmeler mekanik mukavemet, yorulma mukavemeti ve gerilme korozyonu çatlamasında önemli bir rol oynamaktadır (Sim, 2010). Örneğin, kalıntı gerilmelerin ve döngüsel gerilmelerin üst üste binmesi, malzemelerin yorulma mukavemeti üzerinde önemli bir etkiye sahip olmaktadır. Kalıntı gerilmelerin dağılım örüntüsüne bağlı olarak, parçaların yorulma mukavemeti ve gerilme korozyon direnci artacak veya azalacaktır. Yorulma ve gerilme korozyonuna bağlı hasar, parçaların yüzey alanlarında başlatılan iki mekanizmadır. Yüzey basıncı kalıntı gerilmeleri başarısızlığın önlenmesine izin vermektedir (Davis ve Associates, 1993). Shot-peening gibi spesifik süreçler bu nedenle icat edilmiştir ve tekdüze sıkıştırıcı kalıntı gerilme paternleri oluşturmak ve parçanın geometrisinde herhangi bir değişiklik olmadan mikroskopik kusurları ortadan kaldırmak için kullanılmaktadır (Hammersley, Hackel ve Harris, 2000). Kalıntı gerilmeler parçaların bozulmasına yol açtığından, imalat ve montaj süreçlerinde de sorunlar ortaya çıkabilmektedir. Daha önce de açıklandığı gibi, talaşlı işleme prosesi özellikle kalıntı gerilmelerin yeniden dağıtılmasıyla ilişkili kalite dışı problemlerle ilgilidir. Talaşlı imalat hataları ve çarpıklıkları da montaj işlemi üzerinde önemli bir etkiye sahip olabilmektedir. Her parçada küçük bir bozulma bir domino etkisi oluşturabilmekte ve nihai yapıda önemli kalıntı gerilimlerine ve hatta parçaları bir araya getirmenin imkansızlığına yol açabilmektedir. Ayrıca, bazen bozulma düzeltilmesi için ek adımlar gerekebilmekte, böylece imalat maliyetleri artmaktadır. Bu nedenle, kalıntı gerilmelere ve ilişkili çarpıklıklara hakim olma ilgisi çok yüksektir. Kalıntı gerilme etkilerinin parçaların tasarım ve üretim aşamalarına dahil edilmesi, ürünlerin kalitesini ve nihai özelliklerini önemli ölçüde geliştirmeye izin verebilmektedir.

Mevcut tez çalışması 5 ana bölümden oluşmaktadır. Bölüm 1’de, bu çalışmanın hangi amaçla yapıldığından ve tez ile ilgili temel kavramlar hakkında genel bilgilerden bahsedilmiştir. Bölüm 2’de, literatür araştırması ve tez boyunca kullanılan yöntemlerin kalıntı gerilme kavramı ile ilişkisi detaylandırılmıştır. Bölüm 3’te, kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sırasında oluşan kalıntı gerilmelerin hesaplanabilmesi için teorik ve matematiksel modeller tasarlanmıştır. Bölüm 4’te, kaynak ve talaşlı imalat işlemleri deneysel olarak gerçekleştirilmiş ve sonrasında kalıntı gerilme ölçümleri yapılmıştır. Aynı bölümün devamında MSC Marc simülasyon programında bu işlemlerin analizlerinin nasıl yapıldığı ve tasarım koşulları detaylı bir biçimde açıklanmıştır. Bölüm 5’te deneysel ve MSC Marc programı yoluyla elde edilen veriler irdelenmiştir. İlave analizler yapılarak analizin matematiksel çerçevesi doğrulanmıştır. Aynı bölümün devamında teorik analizler çoğaltılarak kalıntı gerilmenin kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrası etkileri ortaya konmuştur. Bölüm 6’da ise tasarlanan matematiksel ve teorik model ile irdelenen veriler ışığında ortaya çıkan sonuçlar vurgulanmış, gelecek çalışmalar için nasıl fikirler verdiği tartışılmıştır.

BÖLÜM 2

LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

2.1. Kaynak İşlemi

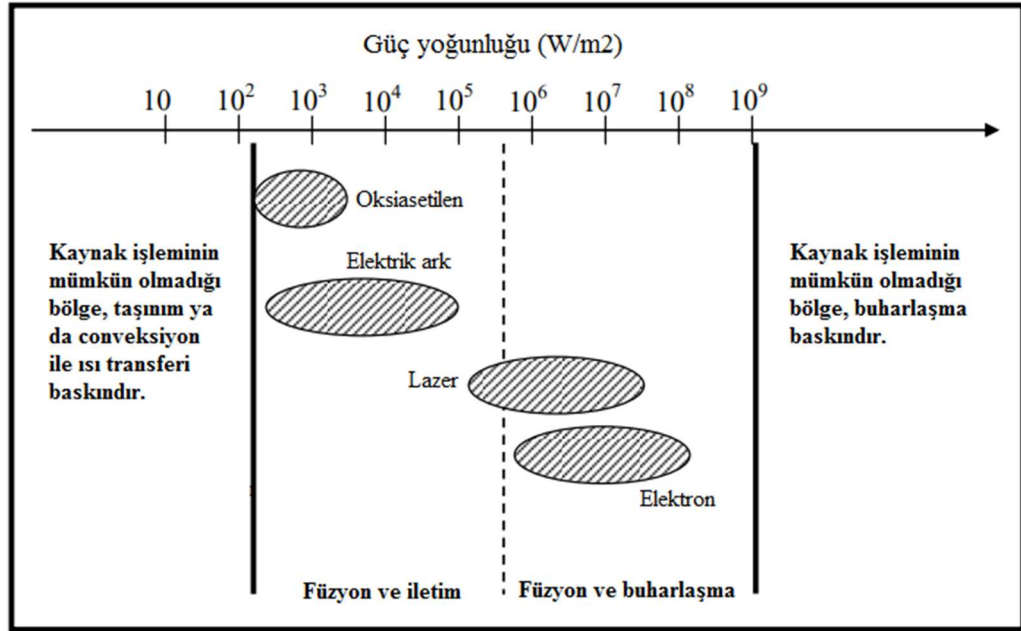
Füzyon kaynağı, dolgu teli yardımıyla veya yardımı olmadan iki yüzeyin kenarlarını eritmek için bir ısı kaynağının uygulanmasını içermektedir. Erimiş malzemenin iş parçasından ve erimiş dolgu malzemesi damlalarından karıştırılması, katılaştığında iki bileşen arasında bir bağlantı oluşturan bir kaynak havuzu oluşturmaktadır. Ana metali ve dolgu telini kaynaştırmak için ısının üretildiği yöntem, kaynak işleminin doğasını tanımlamaktadır. Kaynak, kaynak metalinin yanındaki bölgedeki optimize edilmiş mikro yapıyı önemli ölçüde etkiler ve bu nedenle üç farklı bölge görünür; kaynak dikişi / füzyon bölgesi (FZ), ısıdan etkilenen bölge (HAZ) ve etkilenmemiş ana metal.

Kaynak işlemi, birleştirilen parçaların yüksek oranda homojen olmayan ısınmasına neden olmaktadır. Lokal ısıtma ve müteakip soğutma, geçici ve artık gerilmeler ve deformasyonlar üreten hacimsel değişiklikleri uyarmaktadır. Bu gerilme ve deformasyonların gelişimi yakından ilişkilidir. Isıtma ve soğutma sırasında kaynak dikişinde ve HAZ'da termal gerilmeler meydana gelmektedir. Kaynağın ısıtma aşaması sırasında üretilen genlemelere daima metalin plastik deformasyonu eşlik etmektedir. Bu genlemelerden kaynaklanan gerilmeler bir araya gelerek çeşitli kaynak bozulmalarına neden olan iç kuvvetler üretmek için reaksiyona girmektedir.

Kalan deformasyonlar, kaynaklı yapının montajında ve kalitesini düşürmede ciddi sorunlar yaratmaktadır. Bozuk şekiller ve boyutsal yanlışlıklar yapının kullanılabilirliğini azaltmaktadır. Bu tür problemler, üretim aşamalarında kaynaklı

yapılarda gerilme ve genleme gelişiminin öneminin anlaşılmasına yardımcı olmaktadır. Yapısal güvenilirliğin tahmini ve boyutsal doğrulukların iyileştirilmesi için uygun yöntemlerin geliştirilmesi için önemlidir.

Özellikle havacılık ve uzay yapılarının kaynağı için yüksek kaliteli kaynak işlemleri şarttır. (TIG) Tungsten İnert Gaz kaynağı, (MIG) Metal İnert Gaz kaynağı, Plazma kaynağı, Lazer ışını ve Elektron ışını kaynağı dahil olmak üzere çeşitli teknikler kullanılmaktadır. Belirli bir işlemin seçimi büyük ölçüde kaynaklanacak bileşenin uygulanmasına, bileşenin malzemesine, işlem parametrelerine, maliyete, kalıntı bozulmalara vb. bağlıdır. Bu işlemlerin sınıflandırması, Şekil 2.1'de gücün bir fonksiyonu olarak gösterilmiştir (Maumder, 1993).



Şekil 2.1. Farklı kaynak işlemlerinin güç yoğunluğu (Maumder, 1993).

Tablo üretkenlik, değer ve bozulmalarına göre bazı kaynak tekniklerinin dikkat çekici özelliklerini özetlemektedir. Lazer ışını kaynağına (LBW) özel atıfla, yüksek kaynak hızına sahip olduğu ve nispeten daha küçük HAZ ürettiği için TIG, MIG vb. ile karşılaştırıldığında avantajlıdır; ek olarak, LBW elektron hüzmeleri kaynağına kıyasla, vakum gerektirmez ve çalışması sırasında zararlı X-ışınları üretmez. Şekil 2.2'de farklı kaynak yöntemlerinin avantaj ve dezavantajları gösterilmiştir (Darcourt, 2005).

Kaynak İşlemi	Hız	Penetrasyon	Artıları	Eksileri
Oksiasetilen	10 cm/min	2-3 mm	• Ucuz • Taşınabilir	• Düşük hız • Yüksek def.
MIG-MAG	50-100 cm/min	3-4 mm	• Ucuz	• Yüksek def. • Kaynak ağzı açma
TIG	10-50 cm/min	3-4 mm	• Yüksek kalite • Taşınabilir	• Yüksek def. • Düşük hız • Yüksek HAZ
Lazer	1-5 m/min	upto 10 mm (6 kW)	• Yüksek hız • Daha az deformasyon	• Yüksek kurulum maliyeti • Taşınamaz
Elektron	1-10 m/min	upto 80 mm (25 kW)	• Yüksek hız • Daha büyük kalınlık	• Vakum gerekli • Yüksek maliyet

Şekil 2.2. Farklı kaynak yöntemleri arasında karşılaştırma (Darcourt, 2005).

2.1.1. TIG Kaynağı ve Çalışma Prensibi

Amerika Birleşik Devletleri'nde GTAW (Gaz Tungsten Ark Kaynağı) olarak da adlandırılan TIG (Tungsten İnert Gaz) kaynağı, “füzyon” kaynak işlemidir. TIG'in prensibi, tungstenden yapılmış bir refrakter (yani eriyemez) elektrot ile iş parçası arasında bir elektrik arkı oluşturmaktır. Elektrot ve erimiş banyo, genellikle saf argon olan inert bir gaz kalkanı ile hava oksidasyonuna karşı korunmaktadır. Bazen kaynak havuzunun nüfuzunu arttırmak için Argon-Helyum karışımı kullanılmakta, yüksek iyonizasyon potansiyeli nedeniyle ark voltajını arttırmak için Helyum eklenmektedir. Bazen gaz karışımında bulunan hidrojen, Helyum'a benzer bir rol oynamaktadır. Lazer veya elektron demeti gibi yüksek enerji yoğunlukları ($>106 \text{ W/cm}^2$) içeren ve metalin bir kısmının buharlaşmasına neden olan diğer kaynak işlemlerinden farklı olarak, TIG kaynağında bazı durumlarda lokalize buharlaşma metal erimesinden daha fazladır.

TIG kaynağı, iş parçasına sadece ısı verir ve diğer ark kaynağı işlemlerinden (kaplı elektrot, MIG, MAG) farklı olarak dolgu metali olmadan gerçekleştirilmektedir. Bununla birlikte, bir tel veya çubuk şeklinde ek malzeme sağlanabilmektedir. Dolgu metali, baz metal ile aynı yapıda (homojen kaynak) veya farklı bir yapıda (heterojen kaynak) olabilmektedir. TIG kolay mekanize edilebilir bir işlemdir. Diğer kullanım alanlarının yanı sıra, nükleer endüstrisinde PWR tipi nükleer santraller için birincil

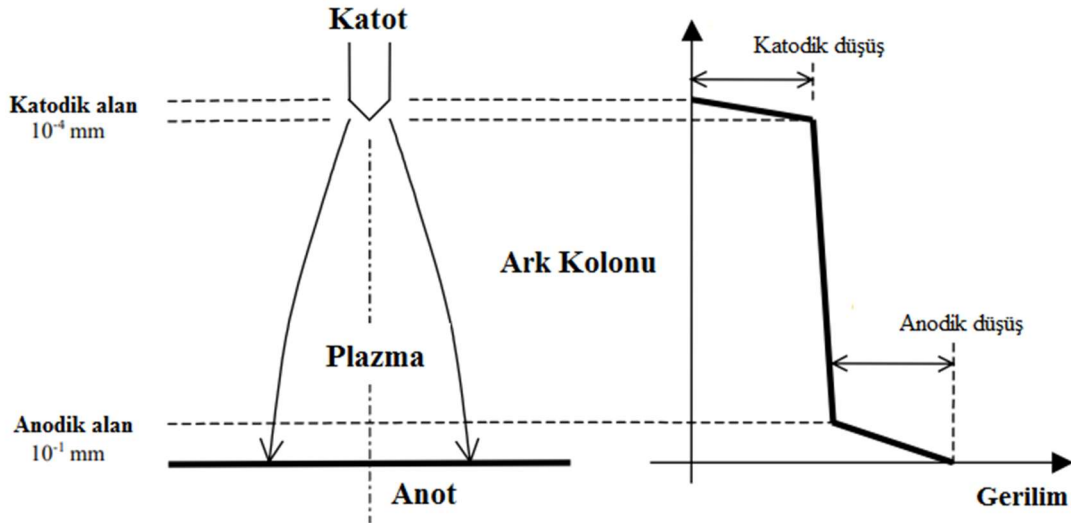
Plazma bu nedenle hem yüzeyde bir ısı akısı hem de ana metal boyunca eşit olmayan bir akım kaynağı olarak işlev görmektedir.

Arkta harcanan toplam güç, elektrot ile iş parçası arasındaki voltaj düşüşünün ve arkta akan akımın çarpımına eşittir ($P=IU$). Bu voltaj düşüşünün nasıl dağıldığına bağlı olarak üç bölge vardır:

- Akım yoğunluğunun büyük bölümünü temsil eden elektronların yayıldığı katot bölgesi (mikron sırasının kalınlığı).

- Ark akımına da katılan iyonların yayıldığı anodik bölge (benzer kalınlık). Füzyon banyosunun yüzeyinde, katottan elektron akışı anotun yüzeyinde güçlü bir basınç uygulamaktadır (bu "ark itme" dir).

- Ark sütunu (birkaç milimetre), gerçek ısı kaynağı olan plazmadan oluşmaktadır. Bu nedenle ark yüksekliği, TIG kaynağında çok önemli bir parametredir çünkü elektrot ile iş parçası arasındaki voltaj düşüşünü ve dolayısıyla biriken enerjiyi koşullandırmaktadır. Sabit yoğunlukta voltaj, yay yüksekliğine neredeyse doğrusal olarak bağlanabilmektedir (Şekil 2.4) (Tissot, 1998).



Şekil 2.4. Elektrik arkın yapısı (Tissot, 1998).

Yayılan toplam enerjiden sadece bir kısmı metalin kaynağına katılmaktadır. Gerisi konveksiyon ve radyasyon nedeniyle kaybolmaktadır. Bu şekilde kaybedilen

enerjinin payı, diğer şeylerin yanı sıra, kaynak koşullarına, ark yüksekliğine, gaz akış hızına çok bağlıdır. TIG işleminin oldukça düşük bir ark verimliliğine sahip olduğu bilinmektedir (Lancaster, 1993; Sire, 2002, s.23). Yazarlara göre, yayılan enerjinin% 30 ila 90'ı gerçek kaynağa katılmaktadır (Tissot, 1998).

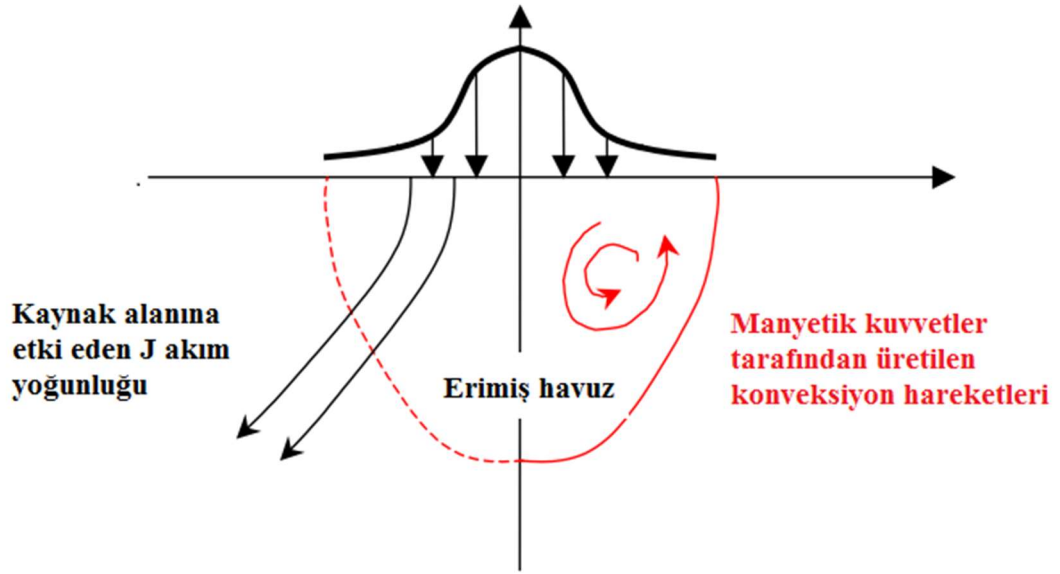
TIG kaynağı sırasında oluşturulan füzyon banyosu (muhtemelen harici bir malzeme kaynağıyla sağlanır), birbirine bağlı termal, konvektif, kimyasal ve elektromanyetik fenomenleri içeren çok karmaşık termofiziksel işlemlerin yeridir. Sıvı metalin bu konveksiyon hareketleri ısı transferlerini ve kaynak dikişinin şeklini önemli ölçüde etkilemektedir (Hughes, Pericleous, Strusevich, 2002; Roger, 2000; Sire, 2002).

Füzyon-katılaştırma sırasında, bazı alaşım elementleri sıvı kısımdan katı kısma doğru göç eder ya da tam tersi olur. Sıvı ve katı arasındaki bu kimyasal yeniden dağıtım, katılaşma kaynaklı konvektif hareketlere yol açar, ancak bu düşük veya hatta önemsiz bir öneme sahiptir. Doğal konveksiyon ile ilgili olarak, bunlar yerçekimi alanının etkisi altında yoğunluktaki değişimin neden olduğu hareketlerdir. Bu hareketler, ifadesi olan kaldırma kuvvetlerine karşılık gelir:

$$F = \rho g \beta (T - T_0) \quad (2.1)$$

Yoğunluktaki değişiklik, erimiş banyodaki kimyasal türlerin sıcaklık ve konsantrasyon gradyanlarına bağlıdır. Yerçekimi kuvvetlerine bağlı hareketler genellikle erimiş banyo havuzu üzerinde ikincil bir role sahiptir (Sire, 2002).

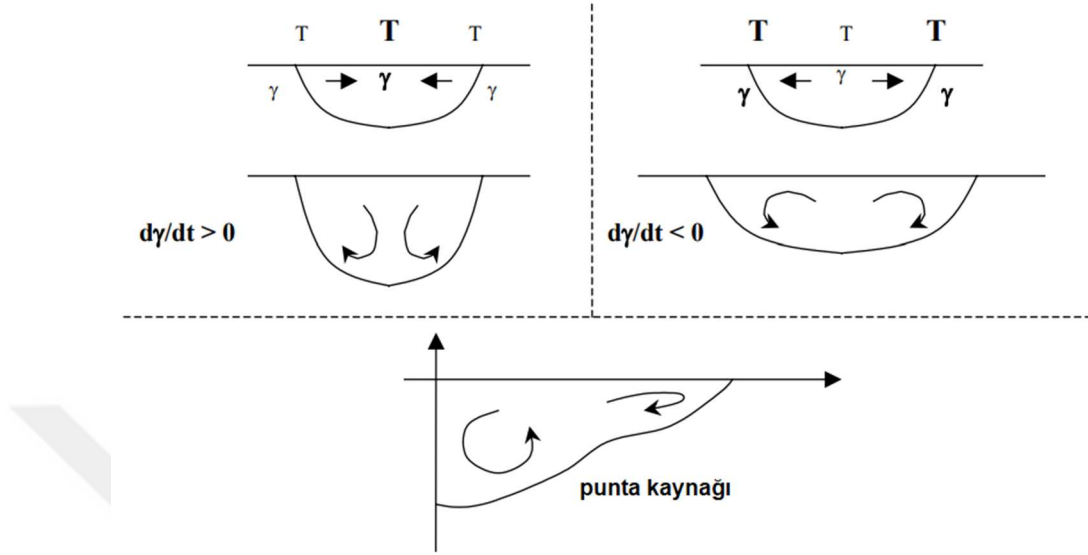
Erimiş banyoda elektrik akımının (akım yoğunluğu J) geçişi, manyetik bir alanı (B) indükler ve bu da Lorentz kuvvetlerini üretmektedir; $F=J \times B$, bu denklem hareketli bir akış oluşturan sıvı metal parçacıkları üzerinde etkili olmaktadır. Bu elektromanyetik kuvvetlerin etkisi deneysel olarak geniş çapta incelenmiştir (Binard, Chabenat, 1985; Hong, Weckman, Strong 1998; Hughes, Pericleous, Strusevich, 2002; Kim, Na, 1998). Bu kuvvetlerden kaynaklanan hareketler, özellikle yüksek kaynak akımları için kaynak banyosu oluşumunda çok etkilidir (Sire, 2002). Isı kaynağının hareketi olmadan sabit bir eksenel simetrik kaynak konfigürasyonunda, elektromanyetik kuvvetler, yüzeye, eksene doğru bir akış oluşturmaktadır. Isı aşağıya doğru yönlendirilir, erimiş banyo oyuklaşma eğilimindedir (Şekil 2.5) (Tissot, 1998).



Şekil 2.5. Lorentz kuvvetlerinin konveksiyon hareketlerine etkisi (Tissot, 1998).

Sıvının kaynak banyosu yüzeyindeki gerilimi, konkavitenin yan tarafındaki basınçta bir artış ile karakterizedir. Sıvının serbest yüzeyinde, kimyasal türlerdeki sıcaklık gradyanı veya konsantrasyon gradyanına bağlı olabilen bir yüzey gerilimi gradyanı γ görünmektedir. Bu yüzey gerilimi gradyanı önemli konveksiyon hareketleri üretmektedir. Ayrıca, konveksiyon yönü, demir içeriğine ve yüzey aktif elementlere (kükürt, oksijen, vb.) bağlı olan yüzey gerilimi gradyanının işaretine bağlıdır. Saf demir durumunda ($d\gamma/dT < 0$), metal sıcak merkezi bölgeden erimiş bölgenin kenarlarına doğru dolaşır ve kaynak banyosunun yayılmasına neden olmaktadır. Yüzey geriliminin etkileri manyetik kuvvetlerin etkilerine terstir. $d\gamma/dT > 0$ olduğu durumda, yüzey gerilimi etkileri manyetik kuvvetlerin etkilerine eklenmekte ve erimiş metal banyosunu derinleştirmektedir. Ayrıca, kaynak sırasında $d\gamma/dT$ gradyanının tersine dönebilmektedir (Şekil 2.6) (Tissot, 1998). Yüzey gerilimi gradyanlarının kaynak havuzu erime şekli üzerindeki bu etkisi de birçok yazar tarafından incelenmiştir (Fuhrich, Berger, Hugel 2002; Hughes, Pericleous, Strusevich, 2002; Kim, Na, 1998; Pericleous, Bailey, 1995). Yüzey gerilimi kaynakta ısı transferinde ve kaynak havuzu şeklinde belirleyici bir faktör gibi görünmektedir. Aynı kalitede paslanmaz çelik için, erimiş havuz davranışının bir dökümden diğerine büyük ölçüde değişebileceği unutulmamalıdır; arka verilen enerjinin benzeri için, erimiş kısım ve penetrasyon durumu bir kattan üç kata

kadar değişebilmektedir (Cornu, 1985). Bu, çok yüzey aktif bir element olduğu için çok önemli bir parametre olan kükürt içeriğinin değişkenliği ile açıklanmaktadır.



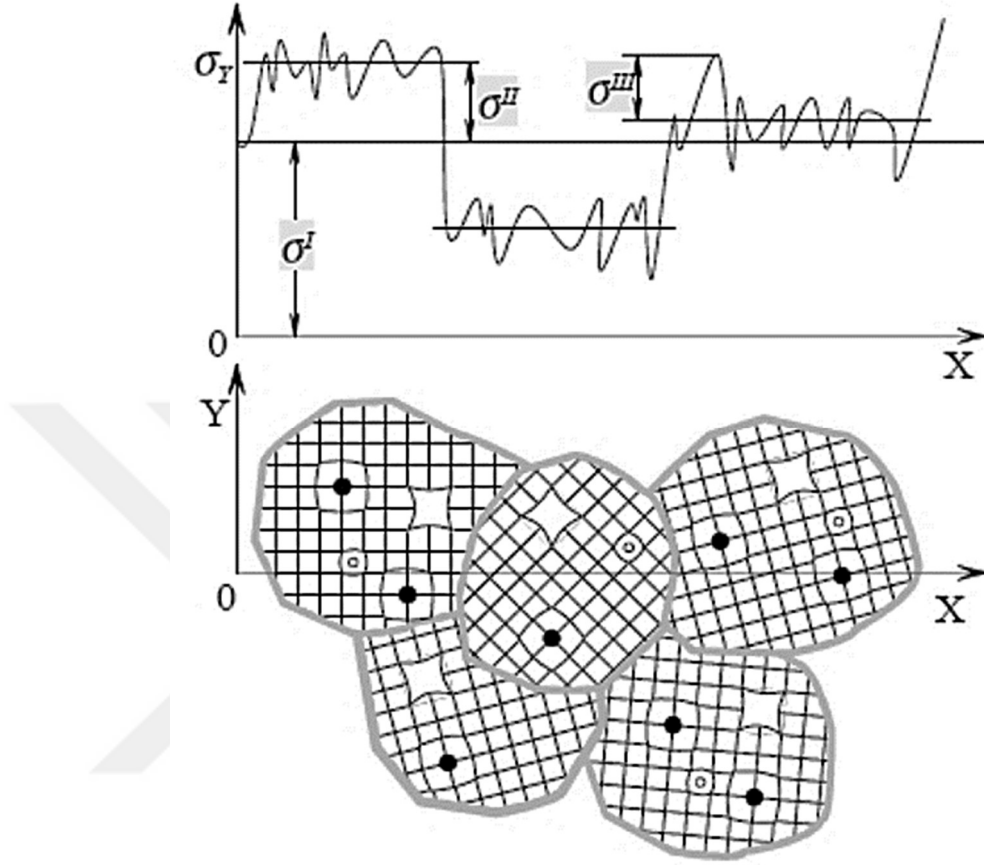
Şekil 2.6. Yüzey geriliminin etkisi veya Marangoni etkisi (Tissot, 1998).

2.1.2. Kaynak Gerilmelerinin Sınıflandırılması ve Deformasyonlar

Kaynak işlemi sırasında ortaya çıkan gerilmelere iç veya parça içinde hapsolmuş gerilmeler denmektedir. Daha önce de belirtildiği gibi, iç gerilmeler dış kuvvetler uygulanmamış bir parçada var olan gerilmelerdir. Bu tür gerilmeler genellikle işleme sırasında yapıların karmaşık şekillerinin oluşturulmasında ortaya çıkar. Örneğin, bu gerilmeler kesme, taşlama, bükme veya diğer birçok metal işleme tabi tutulan karmaşık yapılarda gelişir. Civata gövdesinin gerildiği ve birleştirilen parçaların sıkıştırıldığı bir civatalı bağlantı, aynı zamanda iç gerilme dengesinin bir örneğidir (Radaj, 1992; Pilipenko, 2001).

İç gerilmeler makro ve mikro gerilmelere bölünmektedir (birinci, ikinci ve üçüncü dereceden, Şekil 2.7, Radaj, 1992). Birinci mertbe kalıntı gerilme, σ_1 , makroskopik alanlar üzerinde uzanmaktadır ve birkaç malzeme taneli bir hacim üzerindeki ortalama gerilmedir. İkinci derece artık gerilme, σ_2 , bitişik taneler arasında hareket etmektedir. Her bir tane içinde ortalaması alınır. Üçüncü dereceden kalıntı

gerilme, σ_m , atomlar arası düzeyde etki etmektedir. Atomik kafesin farklı safsızlıklarının neden olduğu ortalama σ_m 'den bir çeşit sapmadır.



Şekil 2.7. Birinci, ikinci ve üçüncü derece artık gerilmeler; kusurlar-yabancı ikame atomları, Frenkel defekti (boşluk ve ara düğüm atomu) (Radaj, 1992).

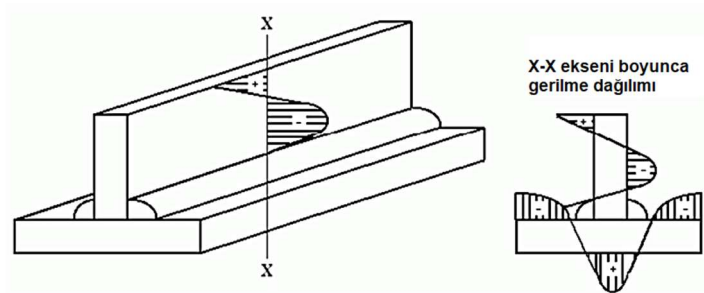
Birinci dereceden kalıntı gerilmeler, yapının veya yapısal elementin sınırları dahilinde kendileri ile dengededir ve bir izotropik malzeme formülasyonu genellikle bu tür gerilmelerin saptanması için uygundur. Mikro stresler tane üzerinde önemli ölçüde değişmektedir. Kristal anizotropiye bağlıdırlar. İç gerilmelerin bir deformasyon süreci üzerindeki etkisini değerlendirirken, makro gerilmelere dikkat edilmelidir. Dış bir kuvvetin neden olduğu olağan gerilmeler makro gerilmelerdir ve kaynak gerilmeleri de bunlar arasında sıralanmaktadır.

Kaynak gerilmeleri şu özelliklere göre sınıflandırılabilir: ömür, yön ve menşei. İlk özelliğe göre, kaynak gerilmeleri geçici veya kalıntı olabilir. Kalıcı

olmayan gerilmeler, sabit olmayan ısıtma ve soğutma sürecinin sadece belli bir süresince mevcuttur. Kalıntı gerilmeler, tüm kaynak işlemi tamamlandıktan ve yapı oda sıcaklığına kadar soğutulduktan sonra bulunabilmektedir. Yönlü olarak, kaynak gerilmeleri boyuna (kaynak dikişine paralel) ve enine (kaynak dikişine dik) gerilmelere bölünür. Menşei olarak kaynak gerilmeleri aşağıdaki gibi alt gruplara ayrılır (Pilipenko, 2001):

- Isıl gerilme (homojen olmayan sıcaklık dağılımından kaynaklanır);
- Metalin plastik deformasyonundan kaynaklanan gerilmeler;
- Faz dönüşümlerinin neden olduğu gerilmeler.

Isıl gerilmeler sıcaklık dengelemesinden sonra yok olmaktadır. Bazı alaşımlı çeliklerin kaynağı sırasında faz dönüşüm gerilmeleri görülebilir. İşlemede, düşük alaşımlı yapısal çeliklerin faz dönüşümü yüksek sıcaklıklarda gerçekleşmektedir. Yumuşak olan malzeme, gerilme gelişim sürecinde önemli bir değişiklik olmadan faz dönüşümünün neden olduğu hacim değişikliğini barındırmaktadır. Plastik deformasyonun neden olduğu gerilmeler neredeyse her zaman kaynağa ve kaynak dikişine yakın alanlarda mevcuttur. Kaynaklı T-eklemindeki tipik bir gerilme dağılım modeli, Şekil 2.8'te gösterilmiştir (Francis, 2002). Negatif ve pozitif işaret kuralları sırasıyla basma ve çekme gerilmelerinin temsilcileridir.



Şekil 2.8. T-kaynak işleminde kalıntı gerilme dağılımı (Francis, 2002).

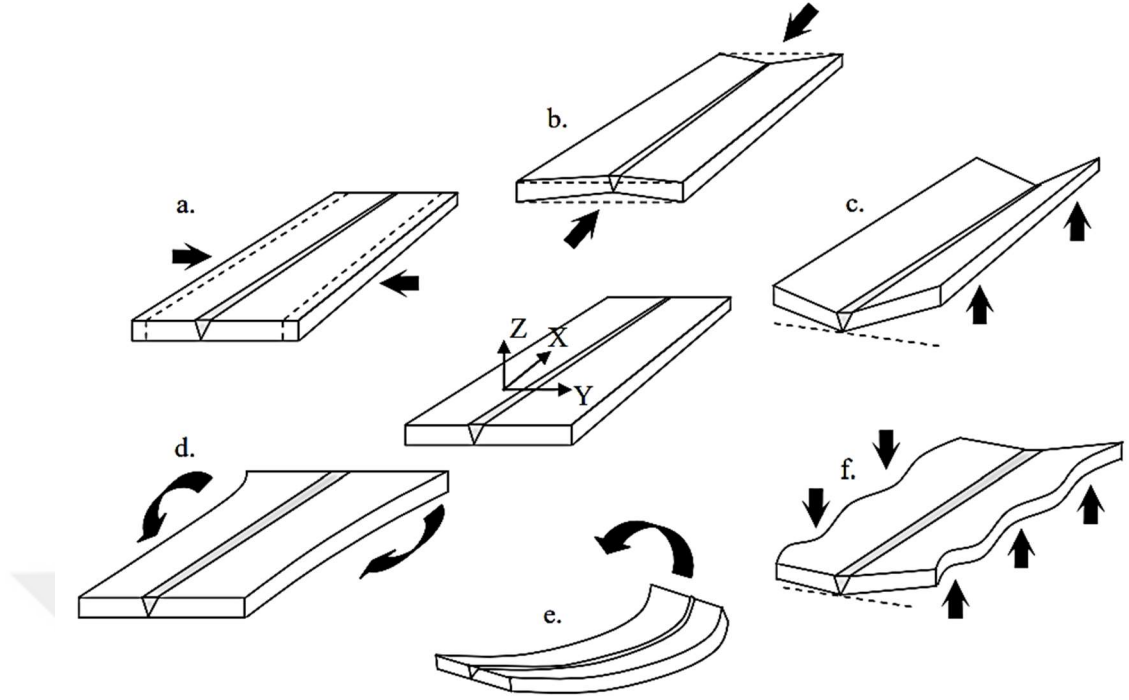
Kaynak deformasyonlarının sınıflandırılmasında, bu terimin sadece çeşitli noktalardaki gerilmeyi değil, aynı zamanda sapma, açısal yer değiştirme ve doğrusal boyutlardaki değişim gibi tüm özelliklerini de kapsadığı belirtilmelidir. Gerilme

durumlarında olduğu gibi, kaynak deformasyonları da geçici veya kalıntı olabilmektedir. Kaynaklı plakanın üç temel boyut değışikliği şunlardır:

- Enine büzölme;
- Boyuna çekme;
- Açısal bozulma (kaynak hattının etrafında dönme)

Daha ayrıntılı bir bakış açısından, kaynak deformasyonları (diğer bir deyişle- büzölme, bozulma veya çarpılma) şu şekilde sınıflandırılabilir:

- Enine büzölme - kaynak merkez hattına dik büzölme (Şekil 2.9 a);
- Boyuna çekme - kaynak hattı yönünde büzölme (Şekil 2.9 b);
- Açısal bozulma - boydan boya kalınlık yönünde düzgün olmayan sıcaklık dağılımından kaynaklanan bozulma (Şekil 2.9 c);
- Dönme bozulması - termal genleşme veya büzölme nedeniyle plakanın düzleminde açısal bozulma (Şekil 2.9 d);
- Eğilme distorsiyonu - kaynak hattından bir düzlemde ve plakaya dik olan distorsiyon (Şekil 2.9 e);
- Bükölme - plakalar inceltildiğinde kararsızlığa neden olan basınç gerilmelerinden kaynaklanan bozulma (Şekil 2.9 f).



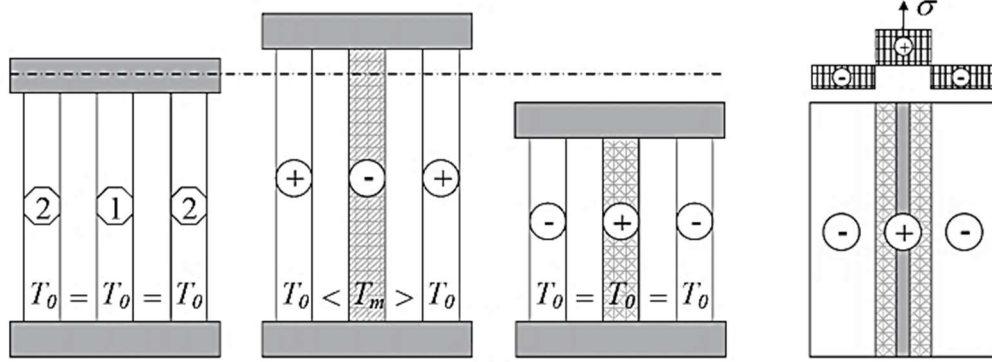
Şekil 2.9. Kaynak sırasında çeşitli deformasyon modları (Berglund, 2001).

Kaynak uygulamalarında her türlü deformasyon ve gerilme sorununun çözümüne yönelik en önemli adımlardan biri, sıcaklık dağılımının uygun çözümünü bulmaktır. Yıllar içinde bu sorunun çözümü için birçok farklı bilimsel yaklaşım geliştirilmiştir. Bu yaklaşımlar şunları içermektedir:

- 3D ısı kaynağı dağılımı ve iş parçası yüzeylerindeki ısı kayıpları dikkate alınarak en basit 1D çözümlerinden karmaşık 3D modellere kadar bir dizi analitik model,
- Sonlu farklar analizi (FDA),
- Sonlu elemanlar analizi (FEA).

Kaynak işlemi sırasında bir iş parçasının kısıtlanması numunedeki kalıntı gerilmeleri artırmaktadır. Kısıtlamanın etkisi ve kalıntı gerilmelerin kaynaklı bir levhadaki genel etkisi, üç çubuklu bir sistemin kullanılmasıyla gösterilebilmektedir. Üç çubuklu sistem, sistemin kısmen ısınmasıyla oluşan elastik kalıntı gerilmeleri göstermektedir. Sistem, kaynağın uzunlamasına yönündeki gerilme dağılımını

tanımlamaktadır. Üç çubuk eşit boyuttadır ve iki rijit transfer çubuğu ile bağlanır (Şekil 2.10) (Gao, 2014; Pilipenko, 2001; Van der Aa, 2007).



Şekil 2.10. Sistemin aln kaynaklı bir plakanın sıcaklık döngüsüne benzediği üç çubuklu sistem (Gao, 2014; Pilipenko, 2001; Van der Aa, 2007).

Üç çubuklu model ve gerilme denklemi yalnızca elastik bölgede gerilme gelişimini tanımlamaktadır. Bununla birlikte, sıcaklık arttıkça akma noktası düşer ve bu da büyük miktarlarda plastik bölgelere neden olmaktadır. Plastik bölge, malzemenin kalıntı gerilme durumu üzerinde ek bir etkiye yol açmaktadır.

Zaman içinde ısı transferi problemlerinin çözümü için ana teknikler artan bilgisayar kapasitesi ile değişmektedir. Analitik çözümler 1930'lu yıllarda tanıtılmıştır (Rosenthal, 1935; Rosenthal, Schmerber, Apr., 1938; Rykalin, 1938). Daha sonra yaklaşık 1960'lı yıllarda ise ısı transfer problemlerine çözüm olarak sayısal yöntemler, sonlu farklar yöntemi (FDM) ve sonlu elemanlar analizi (FEA) tanıtılmıştır (Makhnenko, Oleinik, Nov, 1974; Westby, 1968). Daha kesin olmak gerekirse, FDM, 60'lı yılların başlarında kaynak uygulamalarına tanıtılmıştır. Literatürde FEA ile ilgili yayınlanmış ilk materyaller ise 1970'lerin başında ortaya çıkmıştır.(Ueda, Yamakawa, 1971; Friedman, 1975). Ola Westby'nin (Westby, 1968) doktora tezinin bir kısmı kaynak uygulamalarında mekanik problemler için FE yönteminin kullanımına ilişkin ilk yayındır. Ancak FEA yöntemleri yalnızca 90'lı yıllarda ve 2000'lerin başlarında geniş bir kabul görmüştür (Moltubakk, 1999; Runnemalm, 1999; Volden, 1999).

Analitik yöntemler, geometrik olarak basit kaynaklarda sıcaklık dağılımlarını makul doğrulukla hesaplayabilmektedir. Kaynak arkına çok yakın olmayan alanlardaki

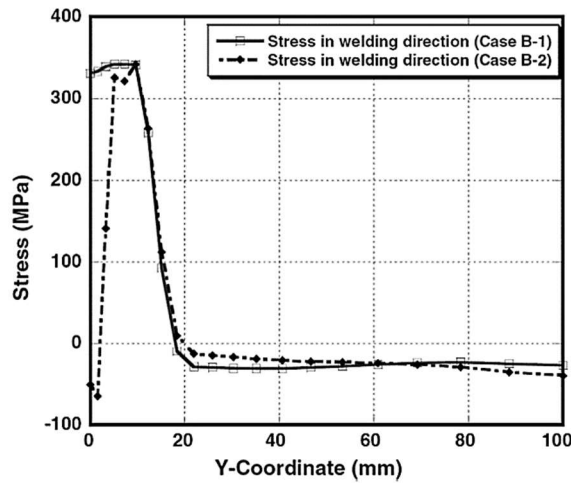
sıcaklık değışiklikleri ile ilgili olarak analizin doğruluğu oldukça yüksektir. Bu yöntemin bir avantajı, ana faktörlerin (iş parçasının boyutları, malzeme özellikleri ve kaynak parametreleri) etkisinin analiz edilmesine izin vermesidir. Analitik modellerin çözümü için hesaplama süresi genellikle 1-100 saniye arasında değışmektedir. Analitik çözümün ana dezavantajlarından biri, doğrusal olmayan problemleri çözmeye olanağı vermemesidir (Pilipenko, 2001).

Sonlu fark yöntemlerinin (FDM) kullanımı daha çok analitik ve sonlu eleman yöntemleri arasında bir geçiştir. FDM'nin temel avantajı, fiziksel olarak oldukça basit ve kolayca anlaşılabilir olmasıdır (değişkenler şunlardır: sıcaklık, zaman ve mekansal koordinatlar; FEA çözümüne dahil olan bazı matematiksel fonksiyonların aksine). Ancak bu yöntemle eğrisel alanların yakınlştırılması oldukça karmaşıktır. Ek olarak, FDM uzay koordinatları üzerinde tekdüze adımlar kullanmaktadır (Zain-ul-Abdein, 2009).

Kaynak sırasında ısı ve mekanik davranışın sonlu eleman simülasyonlarının geçmişı 1970'lere kadar uzanabilmektedir (Andersson, 1978; Friedman, 1975; Hibbitt, Marcal, 1973; Rybicki, 1977; Ueda, Yamakawa, 1971). Son 10 yılda, FEM ısı transferi problemlerini çözmenin en popüler ve güçlü tekniği haline gelmiştir (Goldak vd., 1992; Goldak vd., 1996; Lindgren, 1985; Näsström, 1992). Bu yıllar boyunca, güçlü süper bilgisayarlar ile birlikte, piyasada FEA tabanlı birçok farklı ticari program ortaya çıkmıştır (ABAQUS, Ver 6.6, 6.7; Sysweld Documentation; Code_Aster, Finite Element Code; Cast3m, Finite Element Code). Kullanıcı dostu programlama ortamına ve anlaşılır grafik arayüzlere sahip, kullanıcının sadece birkaç tıklamayla programı oluşturmaya yardımcı olabilecek çeşitli ticari paketler bulunmaktadır. Ancak, elbette, güvenilir sonuçlar elde etmek için, kullanıcının programın dayandığı temel ilke ve algoritmaları bilmesi ve anlaması gerekmektedir. FEM'de bir yapı, sonlu elemanların bir montajı olarak temsil edilmektedir. Sonlu elemanlar yönteminin ilk gelişme yıllarında tüm dikkat özel sorunların çözümü için efektif sonlu elemanların geliştirilmesine gösterilmiştir. Bununla birlikte, yöntemin büyük potansiyeli keşfedildiği anda daha genel teknikler geliştirilmiştir. Lindgren (1985), çalışmalarında, kaynağın ısı, malzeme ve mekanik etkilerini tahmin etmek için sonlu elemanlar yönteminin uygulanmasının farklı modelleme yönlerini göstermiştir. Ayrıca, kaynak simülasyonunun

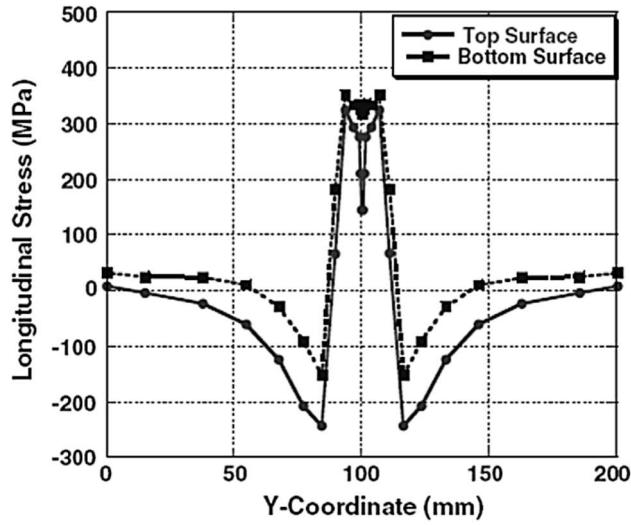
karmaşıklığını, kaynakların malzeme modellemesini ve kaynak simülasyonunun hesaplama stratejilerini bazı çalışmalar tanımlamıştır (Lindgren, Häggblad, McDill, Oddy, 1997; Lindgren, 2001a; Lindgren, 2001b; Lindgren, 2001c; Lindgren, 2002; Lindgren, Häggblad, Josefson, Karlsson, 2002).

Deng ve Murakawa (2008) TIG kaynağını modellemek için ABAQUS'u kullanmıştır. Bu çalışma, faz dönüşümlerinin düşük karbonlu çelikteki artık gerilme dağılımları ve bozulmaları üzerinde hiçbir etkisinin olmadığını, ancak orta karbonlu çelikler için bazı etkilere sahip olduğunu bulmuştur. Sırasıyla 1034 MPa ve 343 MPa akma dayanımına sahip iki farklı çelik S15C (düşük karbon) ve S45C (orta karbon) olarak modellenmiştir. Her tip, faz dönüşümleri ile ve faz dönüşümleri olmadan modellenmiştir. Orta karbon içerikli çelikte, hiçbir faz dönüşümünün olmadığı varsayılarak, kalıntı gerilmenin malzemenin akma dayanımına yakın olduğu ve kaynak dikişi boyunca tutarlı kaldığı bulunmuştur. Bununla birlikte, FE modelinde dikkate alınan faz dönüşümleriyle, kalıntı gerilmelerin kaynak dikişinin merkezinde basma yönünde olduğu ve daha sonra, kaynaktan uzaktaki bir basma değerine geri düşmeden önce akma dayanımına yakın yüksek çekme gerilmesine yükseldiği bulunmuştur. Bu S45C tür çelik, düşük bir dönüşüm sıcaklığına sahiptir ve hacim genişlemesi martensitik dönüşümler için büyüktür (Şekil 2.11).



Şekil 2.11. Deng ve Murakawa (2008)'nin çalışmasında faz dönüşümleri ile ve faz dönüşümleri olmadan oluşturduğu iki durum sonucu kalıntı gerilme durumu.

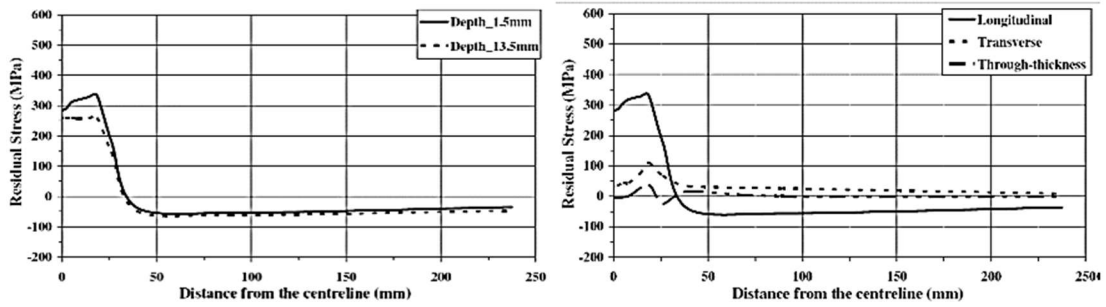
Deng ve Murakawa (2008) ayrıca ince plakalarda oluşan kalıntı gerilme dağılımlarını ve distorsiyonları belirlemek için MCA (metalcore-arc) tipi kaynağı modellemek için ABAQUS'u kullanmışlardır ve sonuçları deneysel distorsiyon okumaları ile karşılaştırmışlardır. Numuneler, 1 mm kalınlığındaki iki plaka arasında bir uç ek yeri ile kaynaklanmıştır. Elastik FE modeli, kalıntı gerilmeleri ve bozulmaları tahmin etmek için içsel genleme teorisi ile birlikte kullanılmıştır. İçsel genleme teorisi, kalıntı gerilmeleri tahmin etmek için kaynak işleminin neden olduğu içsel gerilmeleri hesaplamak için sonlu elemanlar yöntemini kullanmıştır. İçsel gerilmeler, kaynak işleminden doğan sıcaklık akısının termal elastik-plastik etkilerinden kaynaklanmaktadır. Malzemedeki doğal gerilmeler, yükleme olmadığında malzemede gerilmelere neden olmaktadır. Bu gerilmeler, yapısal analiz sırasında yükler olarak uygulanan karmaşık termal ısı modelini kullanmak yerine malzemedeki kalıntı gerilmeleri hesaplamak için kullanılabilir (Ueda, Fukuda, Tanigawa, 1979). Bu kadar ince bir plaka kullanılmasına rağmen, büyük deformasyon teorisi varsayıldığında, plakanın üst yüzeyinden alt yüzeyine kadar oluşan gerilmelerde değişiklik devam etmekteydi, bu da deneysel sonuçlarla iyi bir uyum göstermiştir. Bu çalışmada ana ilgi noktası, büyük ölçüde numunelerin geometrisine bağlı olarak bulunan tipik kalıntı gerilme modelindeki küçük değişiklikler olmuştur. Çalışma, çekme gerilme bölgesinin, kaynak bölgesinde basma gerilmesi ile kaynak alanında hala var olduğunu göstermiştir. Bununla birlikte, bu çalışma aynı zamanda, kaynak işlemi sırasında sağlanan kısıtlamaların eksikliğinden kaynaklanan numunelerdeki yüksek deformasyonlar nedeniyle kaynak dikişinin merkezinde çekme gerilmesinde bir düşüş olduğunu bulmuştur. Çalışmadan bir örnek, yukarıdan aşağı yüzeye değişimi ve ayrıca kaynağın merkezindeki gerilme kalıntı gerilmelerindeki düşüşü gösteren Şekil 2.12'de gösterilmiştir (Deng, Murakawa, 2008).



Şekil 2.12. Deng ve Murakawa (2008) 'nın çalışmasında ince plakalarda üst yüzeyde ve alt yüzeyde oluşan kalıntı gerilme dağılımları.

Teng vd. (2001), kaynak işlemindeki birçok farklı değişkenin etkisini belirlemek için sonlu eleman tekniklerini iki taraflı T-eklem köşe kaynaklarında kullanarak kapsamlı analizi tamamlamıştır. FE modeli, plakadaki enine ve uzunlamasına kalıntı gerilmeleri belirlemek için kullanılmıştır. Hem enine hem de uzunlamasına gerilme bileşenlerinde köşe kaynağı ucunun yakınında yüksek çekme gerilmesinin üretildiği bulunmuştur. Ana plakanın kalınlığının etkisini incelemek için bir model oluşturulmuş ve ana plaka kalınlığını artırırken, daha kalın plakanın neden olduğu iç kısıtlamalar nedeniyle tepe çekme gerilme seviyelerinin de arttığı ve distorsiyonun etkisini azalttığı bulunmuştur. Kaynak işlemi sırasındaki kısıtlamalar da incelenmiş ve kısıtlamalar kullanıldığında kalıntı gerilmenin azaldığı tespit edilmiştir. Bu çalışmada ısı girdisi de farklılaştırılmış ve ısı girdisi arttıkça tepe çekme kalıntı gerilmesinin azaldığı bulunmuştur. Isı seviyesinin etkisi de Gao vd. (1997) XRD yöntemini ve James (2006) ND yöntemini kullanarak ve ısı girdisi arttığında kalıntı gerilmelerde aynı etkiyi bulmuştur. Chang ve Lee (2009), sonlu eleman modellerini kullanarak, köşe kaynaklarının kaynaklanmış yüzeye yakın ve kaynaksız yüzeye yakın iki derinlikte kalıntı gerilmeler üzerindeki etkisini incelemiştir. Taban plakası 15 mm kalınlığında ve takviye plakası 19 mm kalınlığındadır ve kullanılan çeliklerden biri yaklaşık 400 MPa akma dayanımına sahip olan SM520 seçilmiştir. Kaynak çift taraflıydı ve takviye plakasının her iki tarafında eşzamanlı kaynak işlemleri ile oluşturuldu ve bu nedenle

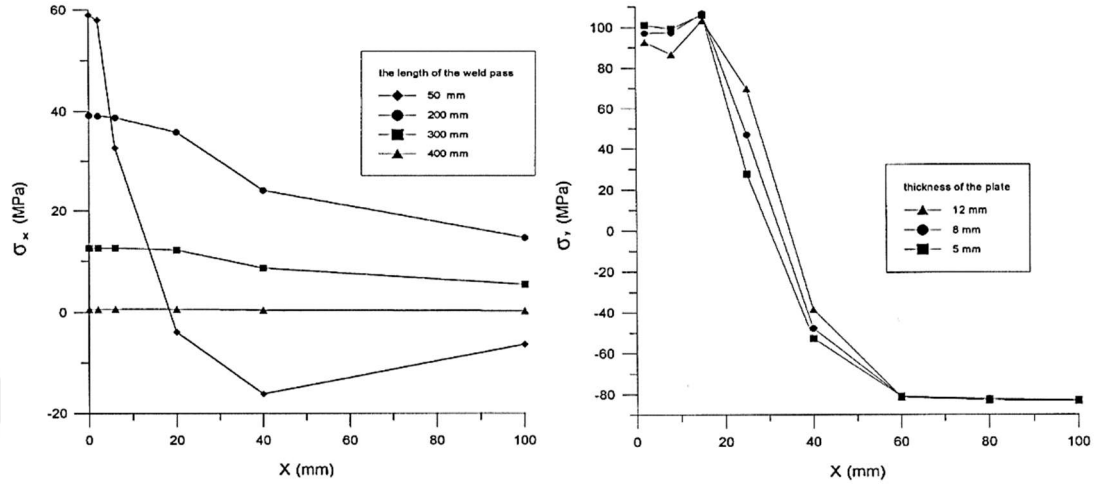
model, takviye plakasının merkez çizgisi etrafında simetrik bir modelle çalıştırılmıştır. Kaynak işlemi sırasında numune klemlenmemiştir. Değişen parametreler, çeliğin akma mukavemeti olmuştur ve ayrıca ana plakanın ve takviye plakasının akma mukavemeti, her numunede değişken seçilmiştir. Takviye plakasının akma mukavemetinin değişmesi, ana plakada bulunan kalıntı gerilme dağılımı üzerinde çok az etkiye sahip olduğu bulunmuştur. Şekil 2.13, benzer ve farklı numuneler için kalıntı gerilme dağılımlarını göstermektedir. Hem Şekil 2.13a hem de Şekil 2.13b 'deki düz siyah çizgiler uzunlamasına gerilme bileşenidir ve bu şekiller, ikisi arasındaki farkın önemsiz olduğunu göstermektedir. Mevcut çalışmada ana plakanın ve takviye plakasının akma mukavemeti eşit olmadığından, bu bulgular metallerin akma mukavemetindeki uyumsuzlukla ilgili herhangi bir sorunu hafifletmeye yardımcı olmuştur.



Şekil 2.13. Benzer ve farklı numuneler için kalıntı gerilme dağılımları (Chang, Lee 2009).

Teng ve Lin (1998) (Şekil 2.14), çeşitli kaynak parametrelerinin etkisini incelemek için alın kaynaklı plakalar üzerinde bir FE çalışması yapmak için ANSYS'i kullanmıştır. Kaynak dikişinin yakınındaki tipik gerilme bölgesinin, alın kaynağından uzaktaki basma gerilmeleri ile dengelendiği bulunmuştur. Değiştirilen parametreler kaynak uzunluğu, levha kalınlığı, kaynak hızı, fiziksel kısıtlamalar ve bir ön ısıtma rejimi olmuştur. Sonuçlardaki en ilginç bulgu, kısıtlamaların uzunlamasına kalıntı gerilme değerlerinde bir artışa neden olmasıydı; bu, kaynak sırasında farklı bir sınırlama kurulumu kullanan köşe kaynaklarında tamamlanan önceki bir çalışmanın (Gao vd., 1997) sonuçlarının tersi durumda sonuçlanmıştır. Bu çalışma aynı zamanda, plaka kalınlığındaki artışla birlikte, kaynak işlemi yoluyla numuneye uygulanan enerjiyi emebilen daha büyük hacim nedeniyle, kaynaklı yüzey uzunlamasına artık gerilme değerlerinde bir azalma olduğunu bulmuştur. Bu çalışmada elde edilen diğer bir sonuç,

daha hızlı kaynak hızıyla (sonuçta daha düşük bir ısı girdisine yol açar) enine artık gerilmenin, daha hızlı kaynak arkından gelen ısıdan daha az malzeme etkilendiğinden dolayı azalması olmuştur.



Şekil 2.14. Teng ve Lin (1998)'in, çeşitli kaynak parametrelerinin etkisini incelemek için alın kaynaklı plakalar üzerinde yaptığı çalışmaların sonuçlarından bazıları.

2.2. Talaşlı İmalat İşlemi

Talaşlı işleme süreçleri, istenen son parçayı elde etmek için bir başlangıç iş parçasını keserek malzemenin çoklu olarak çıkarılmasını gerçekleştirmeyi içeren malzeme çıkarıcı imalat yöntemleridir. İşleme, dört kategoride sınıflandırılabilir: çeşitli süreçleri bir araya getirmektedir:

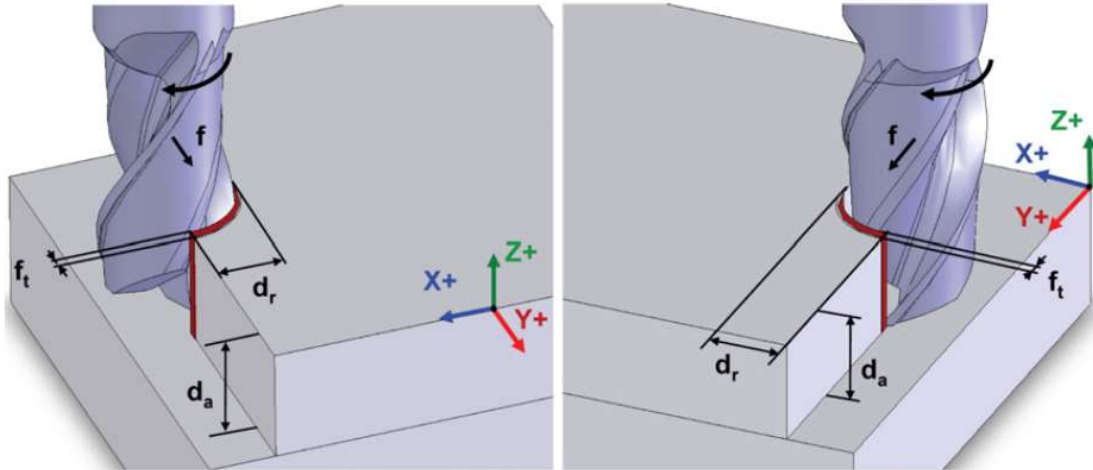
- Tornalama işlemi
- Delik delme işlemi
- Frezeleme işlemi
- Özel talaşlı imalat işlemleri

İlk üç kategori, tüm endüstrilerde yaygın olarak kullanılan talaşlı işleme işlemleridir. Sonuncusu taşlama, kesme, elektrik deşarjı işleme (EDM), elektro-kimyasal işleme (ECM) veya hatta lazer ve su jeti kesim işlemleri gibi tüm spesifik

veya nispeten yeni işleme işlemlerinden oluşmaktadır. İşleme prosesi parça geometrisine, yüzey dokusuna ve istenen hassasiyete bağlı olarak seçilmelidir.

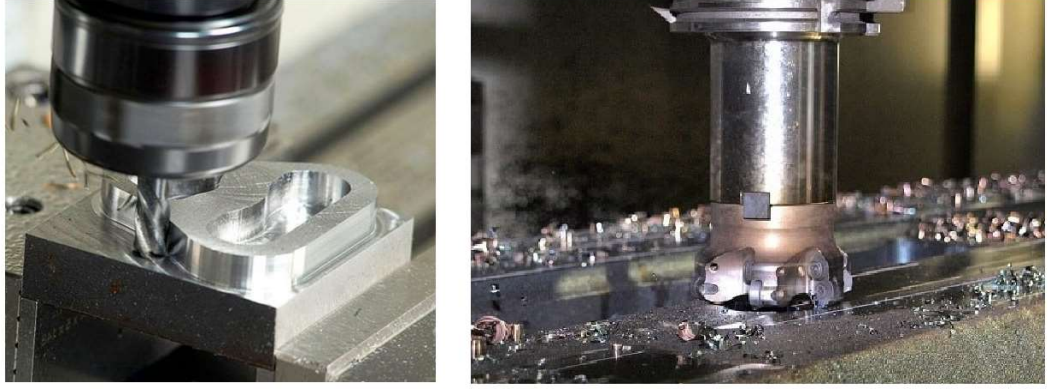
Talaşlı işleme, kalıntı gerilmelerin kaçınılmaz bir şekilde üretildiği ve işlenmiş iş parçasının kalitesini ve performansını etkileyen önemli bir gösterge oluşturan bir malzeme yok etme işlemidir. Özellikle, işlenmiş iş parçasının yorulma ömrü, kırılma davranışı, aşınma direnci ve korozyon direnci kalıntı gerilmelerden doğrudan etkilenmektedir. Daha basit bir tanım ile talaşlı işleme, bir iş parçasından talaş şeklinde malzemenin çıkarılması işlemidir. İşlem, iş parçasını istenen boyutlarda ve şekilde bırakmak için boş bir malzemeyi kesen keskin bir kesme aletinden oluşmaktadır. İşlem, bir talaş oluşturmak için iş parçasında kesme deformasyonu üretir ve talaş çıkarıldıkça, yeni işlenen yüzey ortaya çıkmaktadır.

Frezeleme işlemi, malzemenin çıkarılmasının, birkaç kesme kenarından (freze bıçağı) oluşan döner bir kesme aleti ile gerçekleştirildiği bir talaşlı işleme işlemidir. Genellikle, iş parçası istenen nihai geometriyi elde etmek için gerekli olan malzemenin çıkarılması işlevinde dönen freze bıçağına karşı hareket ettirilmektedir. Bazı durumlarda, freze takımı sabit iş parçasına karşı hareket edebilmektedir. Frezeleme, basit (düzlem yüzey) ve karmaşık geometrilerin (kavisli ve düzensiz yüzeyler) işlenmesine olanak tanımaktadır (Şekil 2.15).



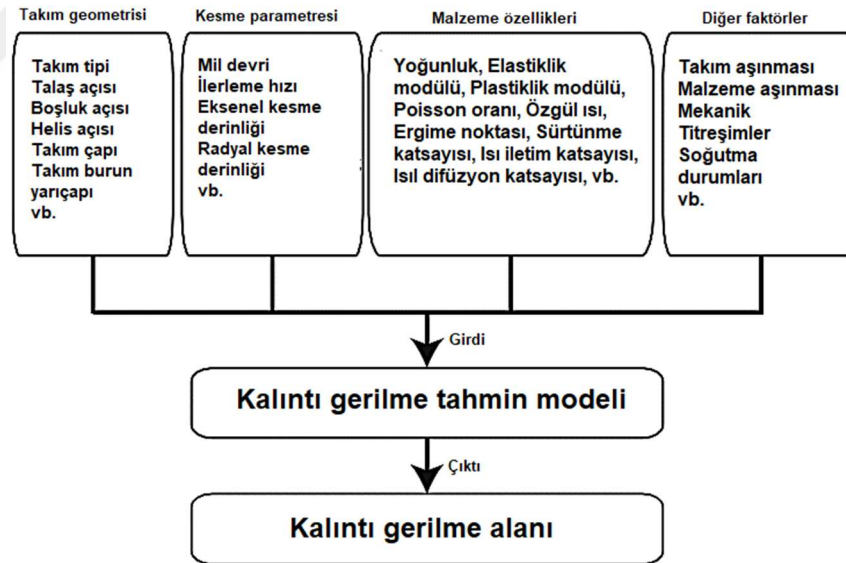
Şekil 2.15. Frezelemede geometrik parametreler ve takım bağlantısı.

İlk freze makinesi 1810'larda ortaya çıktı ve teknolojiler o zamandan beri evrimleşmeyi bırakmamıştır. Takım tezgahı endüstrisindeki en önemli gelişmeler 1950'lerde MIT'de ilk Sayısal Kontrol makinesinin geliştirilmesiyle ve daha sonra 1970'lerde 1980'lerde endüstride Bilgisayar Sayısal Kontrolünün (CNC) geliştirilmesi ve uygulanması ile gerçekleşmiştir (Ernst, 1997). CNC teknolojisi, daha fazla esneklik, daha kısa teslimat süreleri ve mikrodan çok metreye kadar boyutlarda parçalardan çeşitli malzeme ve boyutlar için muazzam çeşitlilikte geometrik olarak karmaşık parçalar üretme kapasitesi sunarak parçaların üretiminde önemli bir iyileşme sağlamıştır (Bokhorst, Slomp, Suresh, 2002; Xu, Newman, 2006). Yeni zorluklarla ve artan üretkenlik ve kalite gereksinimiyle yüzleşmek için, CNC takım tezgahlarını geliştirme çabaları devam etmektedir. Günümüzde, çok eksenli CNC takım tezgahları Yüksek Hızlı İşleme (HSM) 'ye uyarlanmıştır ve tek parçada tek bir makinede delme, frezeleme, tornalama, lazerle sertleştirme ve taşlama işlemlerine izin veren çok işlemlili takım tezgahları geliştirilmiştir (Newman, 2008). Yeni takım tezgahı kinematiği, örneğin Paralel Kinematik Takım Tezgahlarının (PKM) geliştirilmesi ile yeni bir iyileştirme alanı olarak araştırılmaktadır (Chanal, Duc, Ray, 2006; Weck, Staimer, 2002). CNC takım tezgahlarının ilerlemesine göre, Bilgisayar Destekli Tasarım / İmalat (CAD / CAM) yazılım ürünleri de gelişmiştir ve böylece işlenmiş ürünlerin verimliliğinin ve kalitesinin artmasına katkıda bulunmuştur. Yeni CNC takım tezgahlarının kapasitelerini tam olarak kullanabilmek için, bu yazılım programları artık karmaşık geometriler işleme işlemleri için otomatik olarak takım yolları ve işleme programları oluşturmaya izin vermektedir (Xu, Newman, 2006; Safaieh, Nassehin, Newman, 2013). Ayrıca, işlemenin sanal bir temsilini ve kaldırılan malzeme hacmi ve işleme süresi gibi bilgileri elde etmeyi sağlamaktadırlar. Günümüzde bu yazılım ürünleri büyük ölçüde sanayiye yayılmıştır ve tasarlanan parçalar (CAD) ile üretim (işleme programı) arasında bağlantı kurmaya izin vermektedir(Şekil 2.16).



Şekil 2.16. Tipik frezeleme işlemi örnekleri (Newman, 2008).

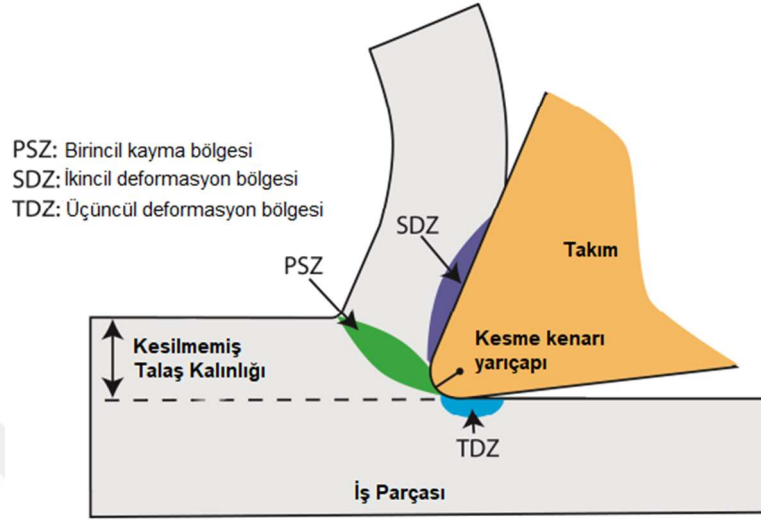
Yaygın olarak kullanılabilecek etkili bir model elde etmek için, araştırmacılar talaşlı işleme sebebi ile oluşan kalıntı gerilmelerin üretim mekanizmasını incelemeye çalışmıştır ve öncelikle metal elasto-plastik teorisi ve kesme mekaniği ile ilgili bazı analitik modeller kurmuşlardır. Analitik modelin ana tahmin prosedürü Şekil 2.17'de gösterilmiştir (Wan, Ye, Wen, Zhang, 2018).



Şekil 2.17. Analitik modelin ana tahmin prosedürü (Wan, Ye, Wen, Zhang, 2018).

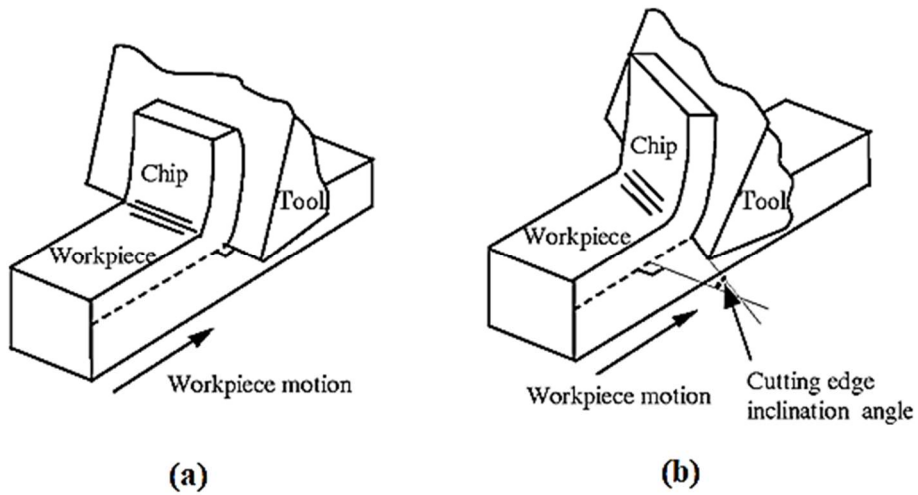
Güncel kullanılan frezeleme, tornalama, şekillendirme, broşlama gibi çoğu talaşlı işleme operasyonu, benzer şekilde değerlendirilmektedir. Başka bir deyişle, bu işlemlerin herhangi biri için iş parçasının ve kesme takımının bir enine kesiti dikkate

alınırsa, aşağıdaki Şekil 2.18’de gösterildiği gibi aynı talaş oluşturma işlemi gerçekleşmektedir.



Şekil 2.18. Dik kesimde talaş oluşumu (Wan, Ye, Wen, Zhang, 2018).

Endüstride kullanılan iki tip metal kesme işlemi bulunmaktadır: dik ve eğik kesim. Ortogonal kesmede talaşlar, hareket yönüne dik bir kesici kenar ile iş parçasından çıkarılmaktadır. Eğik kesimde, takımın kesici kenarı, iş parçasının malzemesini, şekilde gösterildiği gibi, kesme yönüne göre eğimli bir eğim açısıyla kesmektedir (Şekil 2.19) (Rodkwan, 2003).



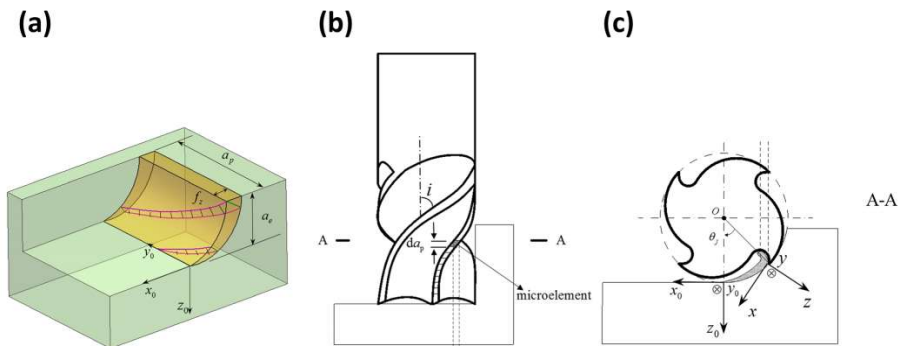
Şekil 2.19. Metal kesme tipleri (a) Dik kesim, (b) Eğik kesim (Rodkwan, 2003).

Eğik metal kesme işlemlerinin endüstride yaygın olarak kullanılmasına rağmen, yapılan derin araştırmalar ortogonal kesim işleminin modellenmesinin daha basit olduğu ve iyi yaklaşımlar sağlayabileceğini ortaya çıkarmıştır.

Frezeleme, birkaç kilit alanda ortogonal kesme ve tornalama işlemlerinden farklıdır. Frezede, kesici uç ile yeni üretilen yüzey arasındaki göreceli yönlendirme kesim sırasında değişmektedir. Kesici dönüşünün ek bir sonucu, talaş oluşumu sırasında değişken kesme derinliğidir. Ayrıca, freze bıçağının geometrisine bağlı olarak, üretilen yüzey kesicinin farklı kısımlarına atfedilebilmektedir. Bu faktörler frezeleme işleminden kaynaklanan kalıntı gerilmeleri etkilemektedir.

Frezeleme işleminde, kesme kenarının sadece bir kısmı her anda kesme işlemine katılmakta ve kesici takımın dönüşüyle değişmektedir. Freze işlemi için şematik bir örnek, a_p 'nin kesme derinliği olduğu Şekil 2.20a'da gösterilmektedir; a_e kesme genişliğidir ve f_z diş başına ilerlemedir. Kesiciler, Şekil 2.20b'de gösterildiği gibi takım eksenini doğrultusu boyunca birden fazla mikro elemente dağıtılır ve mikroelementin enine kesiti, Şekil 2.20c'de gösterilmiştir.

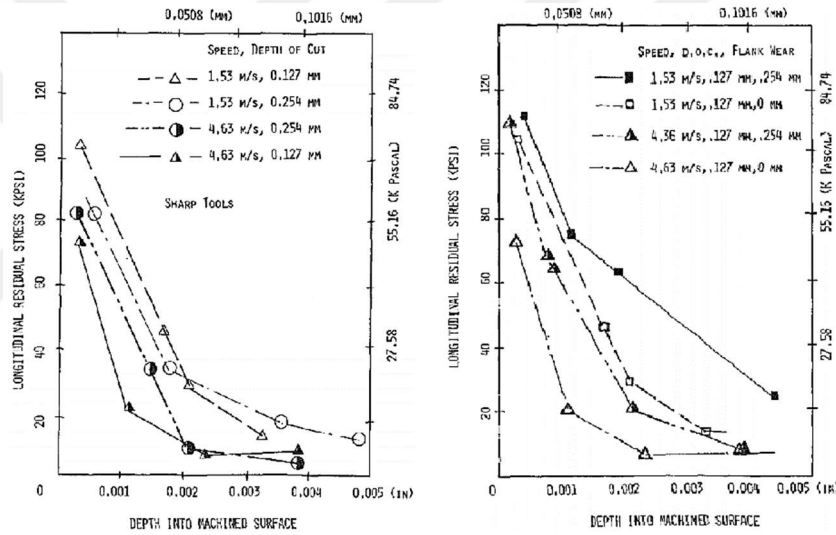
$O-x_0y_0z_0$, işlenmiş yüzeyde tanımlanan iş parçası koordinat sistemidir ve $O-x_1y_1z_1$, Şekil 2.20c'de gösterildiği gibi kesme kenarında tanımlanan iş parçası koordinat sistemidir. Şekil 2.20b'de gösterildiği gibi çok sarmal açısı i 'nin varlığı nedeniyle, kesme kenarının yönü kesme hızı yönüne dik değildir. Her bir kesme mikroelementinde i açısı ile kesme hızı yönünden sapmaktadır. Deforme edilmemiş talaş kalınlıkları, kesici kenar boyunca farklı konumlarda farklılık göstermektedir (Wang, Li, He, Xie, 2019).



Şekil 2.20. Üç boyutlu freze işlemi için şematik gösterim. a) 3D freze işlemi. b) Takım kenarındaki mikro elemanlar c) Freze kesiti (Wang, Li, He, Xie, 2019).

hakkında çok az bilgi sağlamıştır. Jacobus, DeVor, Kapoor (2000), AISI 4340 frezelenmesine bağlı olarak kalıntı gerilmeler üzerindeki yerin önemini göstermiştir.

Talaşlı imalatın kalıntı gerilme üzerindeki etkisini belirlemeye yönelik ilk çabaların çoğu, deneysel niteliktedir. Talaşlı imalattan kaynaklanan kalıntı gerilmeyi değerlendirmek için öncü çabalardan biri Henriksen tarafından gerçekleştirilmiştir (Henriksen, 1951). Yayın, günümüzde hala yaygın olarak referans gösterilen temel deneyleri ve analizleri sunmuştur. Henriksen dik işlenmiş (orthogonal olarak) düşük karbonlu çelik üzerinde deney yapmıştır. Çalışma, mekanik ve ısıl etkilerin kalıntı gerilme gelişiminde rol oynadığı, ancak mekanik etkinin baskın olduğu sonucuna varmıştır.



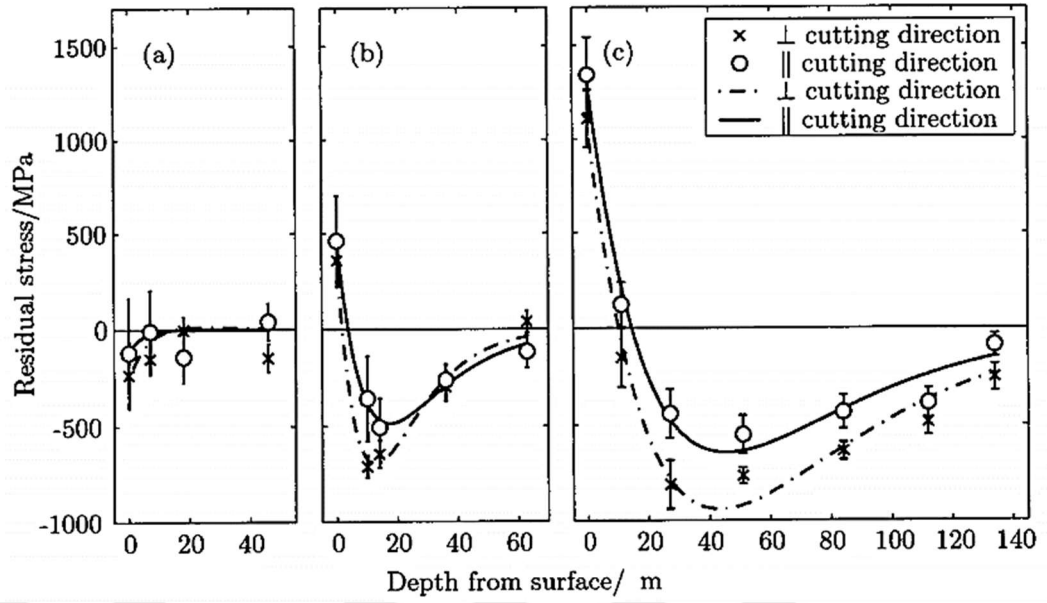
Şekil 2.22. Liu ve Barash (1982) 'ın çalışmalarında uyguladığı değişkenler ve kalıntı gerilme değişimi.

Liu ve Barash, işleme parametrelerinin işlenmiş bir yüzeydeki kalıntı gerilme üzerindeki etkisini belirlemeye çalışmışlardır (Liu, Barash, 1982). Dik (Orthogonal) kesim için dört değişkenin işlenmiş bir yüzeydeki kalıntı gerilme modelini benzersiz bir şekilde belirlediğini bulmuşlardır. Değişkenler arasında kesme düzleminin uzunluğu, takım yan (flank) aşınması, kesici ucun şekli ve kesme derinliği bulunmaktadır (Şekil 2.22). Kesici ucun şekli, işlenmiş yüzeyin yakınındaki kalıntı gerilme düzenini belirlemektedir. Ek olarak, araştırma, takım yan aşınmasının kesme sıcaklığını artırdığını bulmuştur. Ayrıca, daha küçük kesme derinliklerinin her zaman düşük yüzey

altı gerilmeleri üretmediğini bulmuşlardır. Deformasyon sürecinde daha düşük bir sınırlamanın daha düşük seviyede kalıntı gerilme ürettiği sonucuna varmışlardır. Xie ve Bayoumi (1989) ayrıca takım aşınmasının talaşlı işlemede kalıntı gerilme üzerindeki etkisini araştırmıştır. Benzer sonuçlar ile takım aşınmasının kalıntı gerilmeyi etkilediği sonucuna varmışlardır.

Sadat ve Bailey (1987), kesme hızı, ilerleme hızı ve kesme derinliğinin kalıntı gerilme profilleri üzerindeki etkilerini belirlemek için AISI 4340 üzerinde dikey(orthogonal) kesme deneyleri gerçekleştirmişlerdir. Kalıntı gerilmeleri ölçmek için bir yerdeğiştirme-dağlama tekniği kullanmışlardır. Kalıntı gerilmelerin mutlak değerinin işlenmiş yüzeyin altındaki derinlikte bir artışla arttığını bulmuşlardır. Buna ek olarak, düşük hızlarda en yüksek kalıntı gerilmeler pozitif ya da çekme gerilmeleri olarak ölçülürken, ancak yüksek ilerleme hızlarında giderek negatif ya da basma gerilmeleri oluşmuştur.

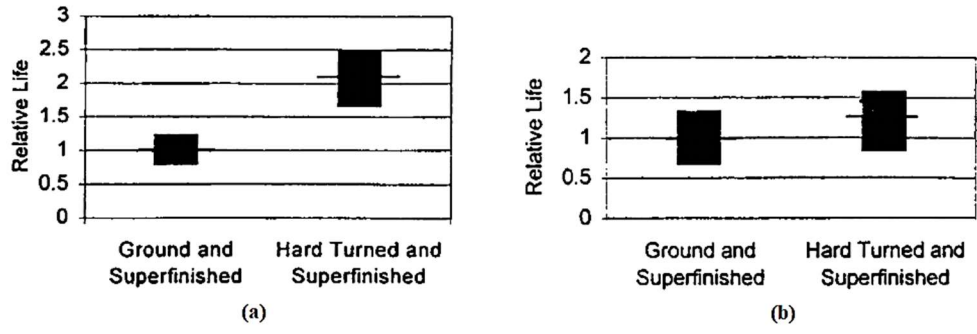
Kesme hızı ve takım-talaş temas uzunluğunun talaşlı imalat ile üretilen yüzey bütünlüğü üzerindeki etkisini belirlemek amacıyla Sadat (1987), Inconel-718 malzemenin işlenmesi ile alakalı deneysel bir çalışma yapmıştır. Hem ısıl hem de mekanik etkilerin kalıntı gerilme dağılımını ve plastik olarak deforme olmuş katmanı oluşturduğu sonucuna varmışlardır. İşlenen yüzeyin altına yayılan kalıntı gerilmelerin derinliğinin kesme hızında bir azalma ile arttığını göstermişlerdir. Bunun nedeni düşük kesme hızları için daha düşük sıcaklıklardır. Schlauer, Peng ve Odén (2002) tarafından yapılan çalışma ise, kesme yüzeyindeki pozitif kalıntı gerilmelerinin nano boyutlu tanelerden kaynaklandığını, yüzey altındaki kesme bantlarının ise negatif gerilmelere sebep olduğunu göstermiştir (Şekil 2.23).



Şekil 2.23. Schlauer, Peng ve Odén (2002) 'in yaptığı çalışmada yüzeyden derinlik boyutundaki kalıntı gerilmelerin farklı kesme hızlarındaki değişimi a) 10m/dk, b) 410 m/dk, c) 810 m/dk.

Daha güncel olarak Jang, Watkins, Kozaczek, Hubbard ve Cavin (1996), işleme parametrelerinin etkisini belirlemek için AISI 304 paslanmaz çelik üzerinde tornalama deneyleri yapmıştır. Kalıntı gerilmeler X ışını kırınımı kullanılarak ölçülmüş ve çalışma, takım keskinliğinin yüzey artık gerilmesi üzerinde güçlü bir etkiye sahip olduğunu göstermiştir. Ek olarak, yüzeydeki asal gerilmelerin iş parçasının çevresel ve eksenel yönlerine yakın olduğunu göstermişlerdir.

Sert malzemelerin tornalama işleminin yapılmaya başlanması, talaşlı imalat sonucu oluşan kalıntı gerilme açısından da önemli bulgular üretmiştir. Matsumoto, Hashimoto ve Lahoti (1999) sert tornalamada oluşan kalıntı gerilme üzerinde deneyler yapmıştır (Şekil 2.24). Sert tornalanmış bileşenlerin, yüksek seviyelerde negatif yüzey altı kalıntı gerilmeleri nedeniyle zemin bileşenlerinin yorulma ömrü ile karşılaştırılabilir olduğunu gösteren yorulma ömrü testleri yapılmıştır. Deneysel verilerden, kesme derinliğinin ve ilerleme hızının malzemenin yüzeyindeki kalıntı gerilmeleri önemli ölçüde etkilemediği de belirlenmiştir. Bununla birlikte, takım kenarı geometrisi, önceki çalışmalar ile tutarlı olan yüzey altı kalıntı gerilme profilinde baskın bir rol oynamıştır. Mamalis, Kundrak ve Gyani (2002)de sert tornalamada benzer deneyler yapmıştır.



Şekil 2.24. Küçük(a) ve büyük(b) boyutlu parçalar için yorulma ömrünün işleme çeşidine göre değişimi (Matsumoto, Hashimoto ve Lahoti, 1999).

Tsuchida, Kawada ve Kodama (1975) kesme koşullarının kalıntı gerilme dağılımı üzerindeki etkisi üzerinde deney yapmışlardır (Şekil 2.25). Hız, ilerleme ve kesme derinliklerinin değiştiği testler gerçekleştirmişlerdir. Kesme hızındaki bir azalmanın, yüzeye yakın gerilme kalıntı gerilmeyi azalttığı ve kalıntı gerilme yüklenen tabakanın derinliğini arttırdığı sonucuna varmışlardır. Ayrıca, kesme derinliğindeki bir artışın kalıntı gerilme dağılımlarını etkilemediğini bulmuşlardır. En önemlisi, işlenmiş bileşenlerin yüzeyinin altında en yüksek kalıntı gerilmelerin olabileceğini keşfetmişlerdir. Deneylerden yüzey kalıntı gerilmesi için ampirik bir formül üretilmiştir.

		a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	a_7
annealed	axial	381	-593	3.18	-29.3	0	3.86×10^4	0.036
	circumferential	254	-379	13.2	-37.2	0	3.41×10^4	0.036
quenched and tempered	axial	349	-526	-2.64	25.0	-6.67	-7.03×10^4	0.036
	circumferential	127	-223	27.0	22.0	-8.33	-5.90×10^4	0.036

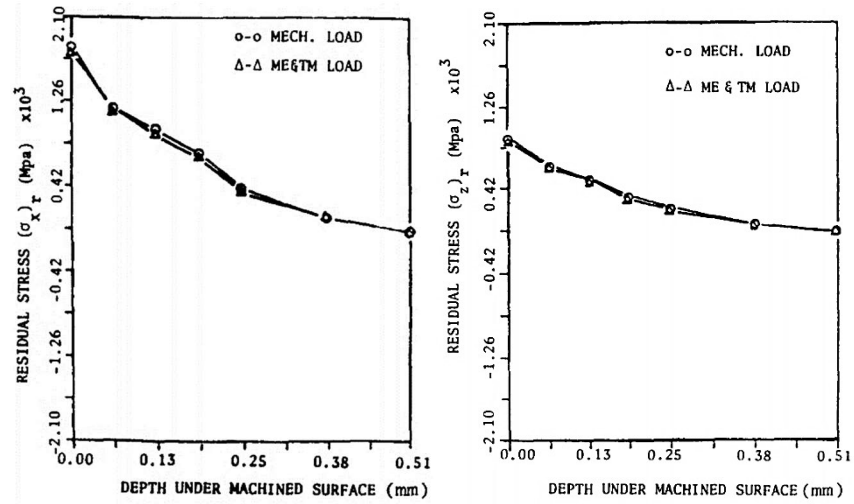
Şekil 2.25. Yüzey kalıntı gerilmesi için üretilen ampirik bir formülün katsayıları (Tsuchida, Kawada ve Kodama, 1975).

Diğer çalışmalarda, Liu ve Barash (1976) talaş kaldırma işlemi nedeniyle malzemenin büyük kısmının durumunu karakterize etmeyi amaçlamışlardır. İş parçasının mekanik durumunun nicelleştirilmesi ile ilgili olarak üç faktör belirlenmiştir. Görünen genleme enerji yoğunluğu, genleme sertleştirme indeksi ve kalıntı gerilme dağılımını içermektedir. Araştırma, kesme düzleminin uzunluğunun, belirli bir kesme derinliği için yüzey altı tabakasının plastik deformasyonunu benzersiz bir şekilde belirlediğini göstermiştir. Daha önce bahsedilen üç parametrenin tümü, kesme

düzleminin uzunluğu ile artmıştır. Ayrıca bir boyut etkisinin işlenmiş alt tabakanın durumunu etkilediğini bulmuşlardır. Bu bulgular, sadece kalıntı gerilmeden ziyade genel bir malzeme durum oluşturmaları bakımından anlamlı bulunmuştur. Sonraki bir makalede, giriş parametreleri listesine takım yanı yıpranmasını eklemişlerdir (Liu ve Barash, 1982). Takım yanı aşınma uzunluğunun, kesme düzlemi uzunluğunu azaltarak kalıntı gerilme düzenini değiştirdiğini bulmuşlardır. Isıl etkinin belirgin olmasına rağmen, kalıntı gerilmenin kökenlerinin ağırlıklı olarak mekanik olduğu sonucuna varmışlardır.

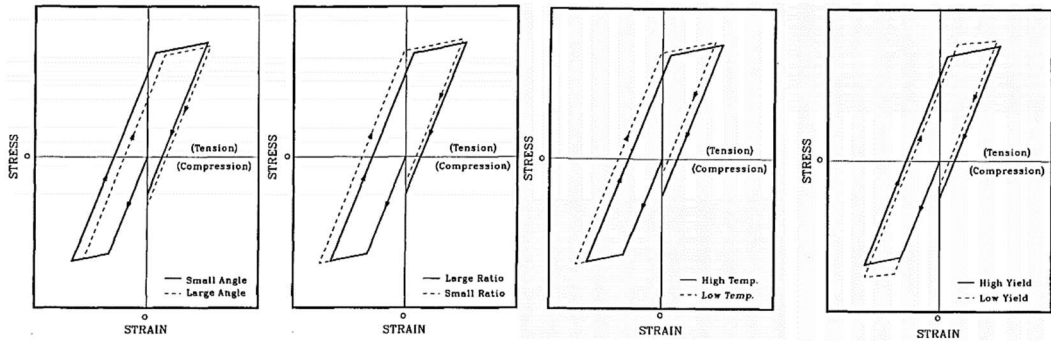
Okushima ve Kakino (1971), işleme prosesinden sırasında oluşan kalıntı gerilme tahminine önemli analiz uygulayan ilk çalışmalardandır. Takım kenarının aşınma etkisi ve metal kesmede üretilen sıcaklık dağılımının ısı etkisi modellenmiştir. Modelleme sonuçları, X-ışını kırınımı ile ölçülen deneysel verilerle karşılaştırılmıştır. Kalıntı gerilmeler kesme yönünde ve tersi yönünde ölçülmüştür. Çekme yani pozitif kalıntı gerilmelerini en aza indirmek için hafif kesme koşullarının gerekli olduğu sonucuna varmışlardır.

Matsumoto, Barash ve Liu (1986), sertliğin AISI 4340 çeliğinin yüzey bütünlüğü üzerindeki etkisini incelemişlerdir (Şekil 2.26). Etkileri talaş oluşumunun türüne göre analiz etmişlerdir. HRC 49'un altında sertliğe sahip işlenmiş bileşenler sürekli talaş üretmiştir. Artan sertlik parçalı talaş oluşumuna yol açmıştır. İşleme sırasında iş parçasına uygulanan tekrarlı yükü açıklamak için döner temaslı yükleme kavramını kullanmışlardır. Bu çaba, işleme kaynaklı kalıntı gerilmeleri açıklamak amacıyla teoremin erken bir uygulaması olması bakımından anlamlı olmaktadır. Malzeme sertliğindeki bir değişikliğe karşılık gelen kalıntı gerilme düzenindeki değişikliğin, çizimdeki azalma oranındaki değişiklik için kalıntı gerilmelerdeki değişiklik ile benzer olduğu sonucuna varmışlardır. Sertleştirilmiş çelik için, deformasyondan etkilenen yüzey tabakası sıgıdır ve parlatma işlemi, basma yani negatif kalıntı gerilmeye yol açan gerilme üretme mekanizmasıdır. Yumuşak çelik kesildiğinde ise, deformasyon daha derin bir tabakaya ulaşır ve yüzey tabakası sıkıştırılarak çekme kalıntı gerilmesi oluşmaktadır.



Şekil 2.26. Derinliğe bağlı olarak kalıntı gerilmelerin değişimi (Matsumoto, Barash ve Liu, 1986).

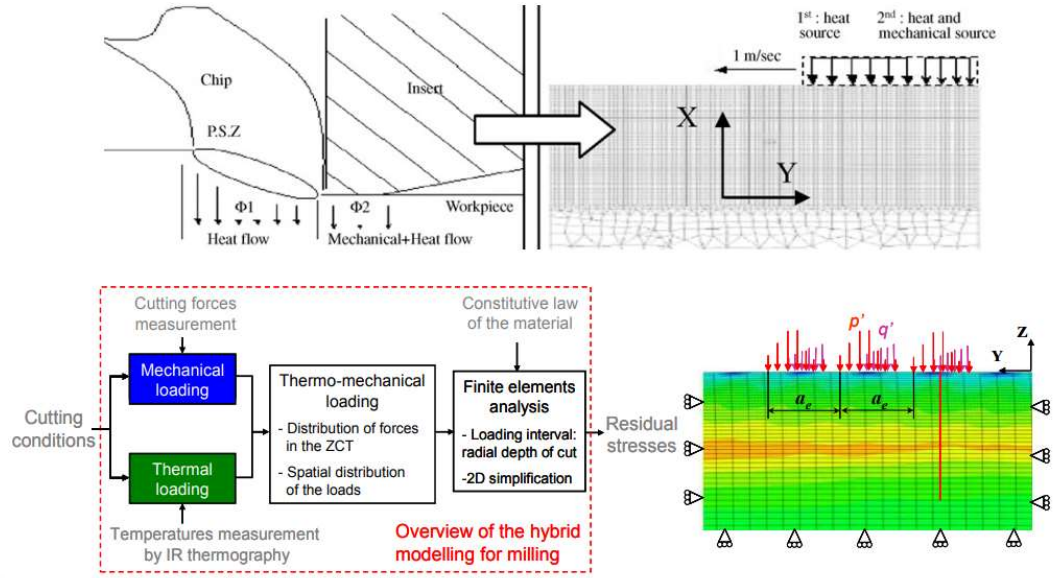
Talaşlı işleme nedeniyle meydana gelen kalıntı gerilme oluşumunu modellemek için Wu ve Matsumoto (1990) iş parçasındaki bir noktadan geçen bir yük fikrini kullanmışlardır (Şekil 2.27). Amaçları, iş parçasındaki tüm noktaların aynı gerilme geçmişini oluşturmaktır. Bu gerilme geçmişi daha sonra oluşan kalıntı gerilmeyi etkilemiştir. Ağırlıklı olarak basma yönünde olan yükleme koşulları için, genlemeler sıfıra döndüğünde ortaya çıkan kalıntı gerilme çekme yönünde olmuştur. Normal şartlarda çekme gerilmesi meydana getiren yükler için, genlemeler sıfıra döndüğünde ortaya çıkan kalıntı gerilmeler basma yönündedir. Geçen yük nedeniyle yüzeyde yaşanan gerilmeleri tahmin etmek için Boussinesq denkleminin bir entegrasyonunu kullanmışlardır.



Şekil 2.27. Akma dayanımı etkisi, kesme açısı etkisi, gerilme oranı etkisi, sıcaklık etkisi nedeniyle yükleme döngüsünün değiştirilmesi (Wu ve Matsumoto, 1990).

Jacobus, DeVor ve Kapoor (2000) talaşlı imalatla kalıntı gerilmelerin tayini için Merwin ve Johnson'inkine benzer bir artımlı plastisite modeli kullanılmıştır. Model, iş parçasında bir gerilme alanı varsaymak yerine, takımın altındaki malzemenin deformasyonu için bir form olarak varsayılmıştır. Kalıntı gerilme, takıma bağlı olarak bir koordinat çerçevesinde modellenmiştir. Deformasyon parametreleri kenar yarıçapının ve kesme derinliğinin bir fonksiyonu olarak işlem görmüştür. Parametreler deneysel testler ve bir optimizasyon prosedürü ile kalibre edilmiştir. Çalışma aynı zamanda ısı yüklerinin ve mekanik yüklerinin talaşlı imalatla oluşan kalıntı gerilme üzerindeki etkisi için bir mantık geliştirmiştir.. Takım oryantasyonunun, kalıntı gerilmenin asal eksenlerine göre bağımlılığı da raporlanmıştır. Her ne kadar araştırma kalıntı gerilme modellemesi için sağlam bir temel sağlamış olsa da, hala büyük ölçüde eğri uydurma tekniklerine bağlıdır.

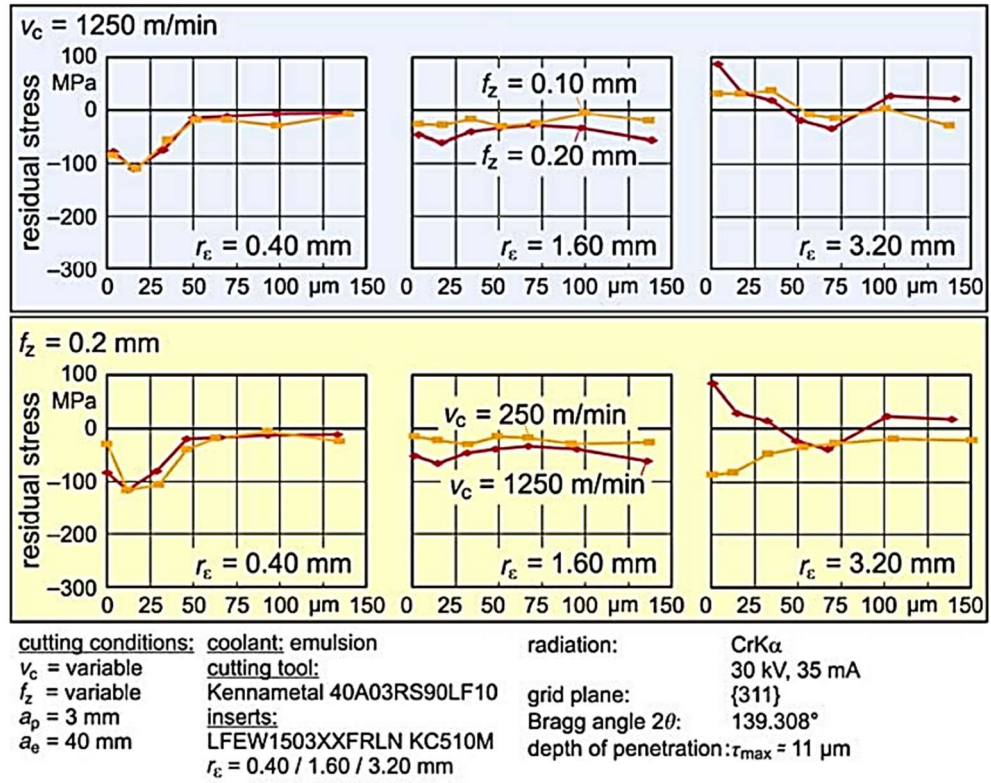
Son zamanlarda, sayısal modeller kullanarak kalıntı gerilmeleri tahmin etmek için başka bir yaklaşım geliştirilmiştir. Hibrit yaklaşım, talaş oluşumuna bağlı mekanik ve termal yüklerin hesaplanmasından ve parçanın işlenmiş yüzeyine eşdeğer bir termo-mekanik yükün uygulanmasından oluşmaktadır. Bu yaklaşım Şekil 2.28'de gösterilmiştir. İlk önce çeliğin tornalanması sırasında artan gerilmeleri tahmin etmek için geliştirilmiştir (Valiorgue, Rech, Hamdi, Gilles ve Bergheau, 2007) ve daha yakın zamanda çeliğin bilyalı uç frezelemesi için (Guillemot, Beaubier, Braham, Lartigue ve Billardon, 2011) uygulanmıştır. Öngörülen ve ölçülen kalıntı gerilme profilleri arasında iyi bir uyum sağlanmıştır. Bu yaklaşım, talaş oluşumunun zaman alan simülasyonundan kaçınmanın temel bir yararı olmuştur.



Şekil 2.28. Frezeleme işlemi için hibrit yaklaşım (Valiorgue vd., 2007; Guillemot vd., 2011).

Daha yakın zamanlarda, Su vd. (2013) talaşlı işleme sırasında oluşan kalıntı gerilmeleri tahmin etmek için girdi olarak kesme parametreleri, kesme koşulları ve iş parçası malzeme özelliklerini kullanan bir analitik model önermişlerdir. Modellerinde, kesme kuvvetleri, kesme sıcaklıkları ve ilgili kalıntı gerilme büyüklükleri ve profilleri kalibrasyon adımlarına ihtiyaç duyulmadan tahmin edilmektedir. Sonuçlar daha sonra bir titanyum alaşımı (Ti 6Al-4V) üzerinde X-ışını kırınım ölçümleri ile elde edilen deneysel sonuçlarla karşılaştırılmış ve iyi bir uyum göstermiştir.

Alüminyum alaşımlarındaki talaşlı işleme kaynaklı kalıntı gerilmelere ilişkin olarak, Denkena vd. (2006, 2007, 2008) (Şekil 2.29) birtakım çalışmalar yapmıştır. Bu çalışmalarda, alüminyum alaşımlı iş parçalarındaki öğütme kaynaklı kalıntı gerilmeleri incelemek için X ışını kırınım ölçümleri ve sonlu eleman simülasyonlarının bir kombinasyonu kullanılmıştır. Kesme parametreleri ve takım geometrisinin etkisi üzerine analizler yapılmıştır. Kesme hızı, ilerleme hızı ve kesme kenarı geometrisinin, işleme sırasında oluşan kalıntı gerilmeler üzerindeki etkisini kanıtlamaktadırlar. Takım köşesi yarıçapı ve takım aşınması, işleme sırasında oluşan kalıntı gerilmeler üzerinde büyük bir etkiye sahip olan, kesme hızı ve ilerleme hızından daha da önemli bir parametre olarak bulunmuştur. Her durumda, etkilenen derinlik nispeten küçüktür ve 250 μm 'nin altında kalmaktadır.

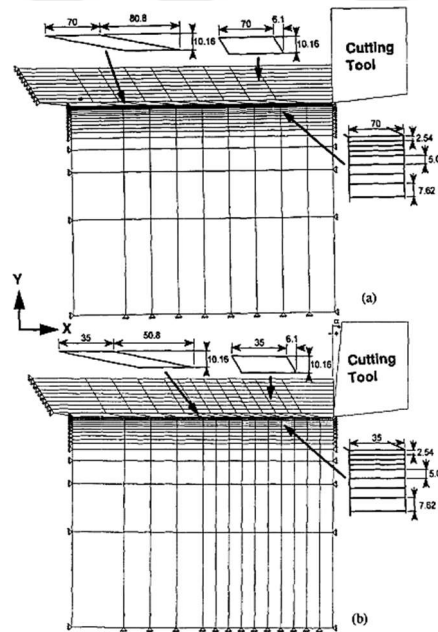


Şekil 2.29. Köşe yarıçapının artık gerilmeye etkisi (Denkena vd., 2008).

Mittal ve Liu (1998), sert tornalamada kalıntı gerilme modelleme çabalarını sürdürmüştür. Model, kalıntı gerilme profillerinin iş parçasının derinliğinin bir fonksiyonu olan bir polinom profiline uyduğunu varsaymıştır. Polinomun katsayıları, işleme parametrelerine bağlıdır. Bu model, çok sayıda katsayının kalibrasyonunu gerektirmektedir. Ek olarak, kalıntı gerilme oluşumu hakkında herhangi bir fikir vermemiştir. El-Axir (2002) kalıntı gerilmeyi Sridhar (2003)'a benzer şekilde modellemiştir.

Mishra ve Prasad (1985), hareket eden ısı kaynağı teorisini kullanarak kalıntı gerilmeleri belirlemek için FEM'e dayanan bir analitik model geliştirmiştir (Şekil 2.30). Model, bir taşlama işleminde ısı ve mekanik kaynaklı kalıntı gerilmeleri tahmin etmeye çalışmıştır. Yazar, mekanik kuvvetin büyüklüğünün, ısı giriş hızının ve iş parçasının hareket hızının kalıntı gerilmeler üzerindeki etkisini tartışmıştır.

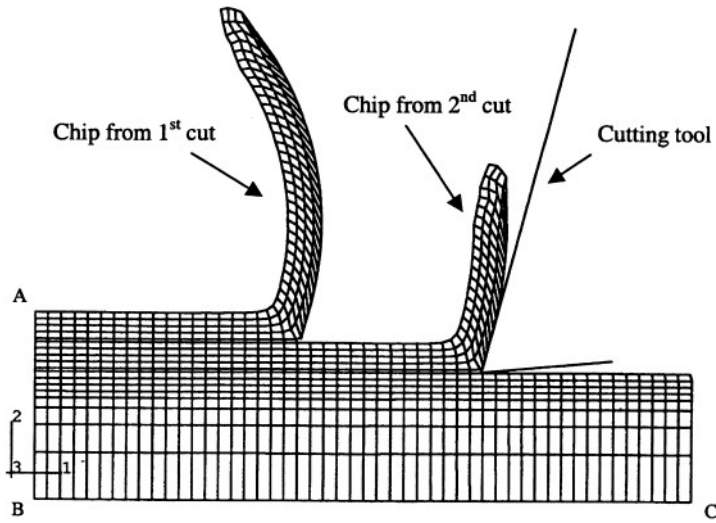
Shih (1995) ortogonal metal kesimin düzlem-genleme sonlu eleman simülasyonunu geliştirmiştir (Şekil 2.32). Araştırma, elastisite, viskoplastisite, sıcaklık, büyük genleme ve yüksek genleme oranı etkilerini içeren ayrıntılı malzeme modellemesini içermiştir. Model eski çalışmalar ile karşılaştırılarak onaylanmış ve deney sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Model ve deneysel sonuçlar birbirine uyum sağlasa da, diğerleri gibi model, kalıntı gerilmelere neden olan mekanizmaları netleştirmemiştir.



45

Hua vd. (2005, 2006), AISI 52100'ün ortogonal kesimini simüle etmek için metal şekillendirme işlemleri için tasarlanmış bir Lagrange üstü örtülü kod olan ticari bir FEA paketi DEFORM 2D kullanmıştır. Çalışma, sert tornalamada besleme hızı, iş parçası sertliği ve kesici kenarın yüzeyaltı kalıntı gerilme oluşumu üzerindeki etkisini analiz etmeye odaklanmıştır. Sonuçlar deneysel verilerle karşılaştırılmış ve model tahminleri ile deneysel veriler arasında makul bir uyum olduğu gösterilmiştir.

İlgilenilen diğer FEM modelleri arasında Liu ve Guo'nun çalışmaları yer almaktadır (Guo ve Liu, 2002; Liu ve Guo, 2000) (Şekil 2.33). Ticari FEM kodu Abaqus / Explicit, AISI 304 paslanmaz çelik parçanın işlenmiş bir katmanındaki art arda kesmelerin ve takım-talaş sürtünmesinin kalıntı gerilmeler üzerindeki etkisini araştırmak için kullanmışlardır. İlk kesmeden etkilenen tabakanın, ikinci kesme tarafından üretilen kalıntı gerilme dağılımını değiştirdiği bulunmuştur. Ek olarak, kalıntı gerilme takım-talaş arayüzündeki sürtünme durumuna bağlı olduğunun göstermiştir.



Şekil 2.33. Art arda kesme işleminde talaş oluşumu. (Guo ve Liu, 2002; Liu ve Guo, 2000).

FEM yöntemleri, kesme işleminden kaynaklanan kalıntı gerilmeyi tahmin etmede yeterince bilgilendirici sonuçlar üretebilmiştir. Bununla birlikte, FEM modelleri, işleme kaynaklı kalıntı gerilmelere yol açan mekanizmaları netleştirmek için çok az çaba sarf etmiştir. Ek olarak, FEM hala önemli bir hesaplama gücü gerektirir ve bu hesaplamalar için gerekli zaman engelleyici olabilir. Kesme koşullarındaki değişiklikler

modelin yeniden hesaplanmasını gerektirir. Bu nedenle, FEM'in bir üretim rehberliği aracı olarak kullanımı kısıtlanmıştır.

Kalıntı gerilmeler üzerinde kesme takımı koşulunun analitik modellemesinin mevcut durumu, endüstriyel ortamlara uygulanma ağıısından yetersiz kalmaktadır. Jacobus, DeVor ve Kapoor (2000) tarafından geliştirilen ve buna benzer modeller, kesme testlerine dayanan kapsamlı model kalibrasyonu gerektirir. Kalıntı gerilmeyi tahmin etmek için kullanılan diğer modeller kullanılan çok sayıda deneysel veri gerektirmiştir. FEM, kalıntı gerilmeleri tahmin etmek için genellikle yeterli olmaktadır, ancak tipik olarak zaman alıcı oldukları için değişen proses parametrelerine kolayca uyarlanamazlar. Analitik modeller, kalıntı gerilme kaynaklarının çeşitli yönlerini ve profilleri etkileyen mekanizmaları kapsamaktadır. Bununla birlikte, takım kenarı durumu dikkate alınarak kalıntı gerilmeleri tahmin etmek için kapsamlı bir model şu anda mevcut değildir.

BÖLÜM 3

TEORİK MODELLEME VE MATEMATİKSEL ALTYAPI

Gelişen yazılım teknolojileri ile birlikte Sonlu Eleman Yöntemi (FEM) ürün geliştirmede ve tasarım iyileştirme süreçlerinde yaygın bir şekilde kullanılmaktadır, ancak üretim süreçlerinde kullanımı çok yaygın değildir ve hesaplama mekaniğindeki yeni uygulamalar bu alanın bir parçasıdır. Bu gelişmenin en önemli nedeni olarak, endüstriyel ihtiyaçları karşılamak amacıyla ürünlerin kalitesini iyileştirmek ve farklı proses parametrelerinin etkisini daha iyi anlamak gösterilebilir. Modellenen üretim yöntemleri, kaynak, ısıtım işlem ve döküm gibi çelik parçaların üretiminin çeşitli aşamalarında önemli bir rol oynamaktadır.

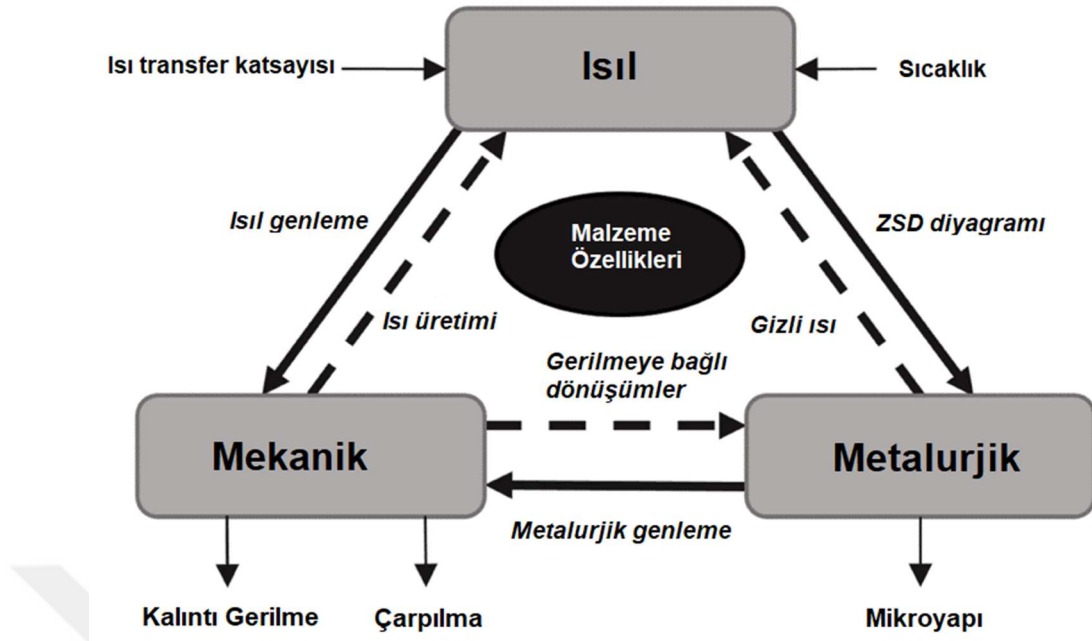
3.1. Kaynak İşleminin Modellenmesi

Kaynak işlemi, American Welding Society (AWS) tarafından, malzemelerin basınç uygulanarak veya uygulanmadan uygun bir sıcaklığa ısıtılmasıyla üretilen metallerin ve/veya metal olmayan maddelerin dolgu metali kullanmadan veya kullanılarak lokalize bir birleşmesi işlemidir. Kaynak teknikleri, endüstrideki parçaları birleştirmek için en önemli ve en sık kullanılan yöntemlerden biridir. Kaynaklı bir parçanın şekli, boyutu ve kalıntı gerilmeleri hakkında edinilen herhangi bir bilgi kaliteyi geliştirmek için özellikle önemli olmaktadır.

Kaynak işleminin analizi birkaç fizik dalında bilgi sahibi olmayı gerektirir ve bir fenomenolojik sistemin davranışını tanımlamak için ele alınan farklı modellerin birleştirilmesi tasarımı tamamlamaktadır. Bu modellerin çoğu sayısal olarak uygulanmıştır ve sorunları bireysel olarak çözmek için verimli bir şekilde kullanılmaktadır.

Ark kaynağı işleminde, metal füzyonu için gerekli enerji Joule etkisi ile üretilmektedir. Bu etki, taban ve dolgu metalini eritmek için gereken enerjiyi üretir ve sıvı havuzu olarak bilinen ortamı oluşturur. Parça yüzey sıcaklığı, malzemeye bağlı olarak 1700 K ila 2500 K arasında değişmektedir. Sıvı havuzunda, ana metaldeki ısı transferini geliştiren konvektif etkiler meydana gelmektedir. Son olarak, ısı kaynaklarını çıkardıktan sonra metal katılaşmaktadır. İşlem sırasında alaşımdaki sıcaklık değişiklikleri katı hal dönüşümleri üretmektedir. Bu mikroyapısal dönüşümler, sürecin evrimi sırasında malzeme özelliklerinde değişikliklere neden olur. Isıtma ve soğutma, lokal hacimsel değişikliklere neden olmaktadır. Kaynak bölgesinin yakınında meydana gelen termal genlemeler elasto-plastiktir ve ortaya çıkan gerilimler kalıcı bozulmalara neden olarak tepki vermektedir.

Kaynak işleminin termo-metalurjik-mekanik olarak birleştirilmiş bir fenomen olarak tanımlanması, esasen, ısıtma ve soğutma fazları boyunca füzyon ve ısıdan etkilenen bölgelerde eşzamanlı olarak meydana gelen çeşitli termal, metalurjik ve mekanik işlemlerin olduğunu ima etmektedir. Kalıntı gerilme durumunu ve sonuçta ortaya çıkan çarpıklıkları yakalamak için, tüm bu olayları mümkün olduğunca doğru bir şekilde modellemek gerekmektedir. Ancak, malzemenin türüne bağlı olarak, bu aşamada bazı basitleştirmeler benimsenebilir. Örneğin, kaynak sırasında bazı çelikler katı halde faz dönüşümleri gösterirken, diğer bazı alaşımlar katılaştıktan sonra herhangi bir faz değişikliği göstermemektedir. Alüminyum alaşımlarının neredeyse tamamı ikinci malzeme kategorisine girer (yani katı hal faz dönüşümü olmadan). Bu nedenle, gizli füzyon ısısı dikkate alındıktan sonra, geri kalan metalurjik özellikler göz ardı edilebilmektedir. Şekil 3.1 prosesin termal, metalurjik ve mekanik yönlerinin etkileşimini ve birleştirilmesini göstermektedir. Bu tezde, sadece termo-mekanik modelleme üzerinde durulmuştur.



Şekil 3.1. Metallerin termo-metalurjik-mekanik işlenmesinin simülasyonu için fiziksel alt modeller ve çift bağlantılar. Düz çizgilerle gösterilen güçlü bağlantılar, kesik çizgilerle gösterilen zayıf bağlantılar (Rae, 2019).

Metalurjik faz dönüşümlerinin yokluğunda, ısı transferi ile indüklenen mekanik etkiler malzemenin genleşmesi ve büzülmesidir ve malzemenin mekanik özellikleri sıcaklığa bağlı olarak değişmektedir. Öte yandan, mekanik olarak indüklenen ısı etki, içsel yayılma ve geri dönüşümsüz deformasyonun oluşumu, iç pekleşme değişkenleri enerjiiyi ısı şeklinde dağıtmaktadır. Yapılan mekanik iş nedeniyle sıcaklıktaki bu artış, kaynak sırasında iş parçasına uygulanan ısı enerjisine bağlı sıcaklık artışına kıyasla genellikle önemsizdir. Sonuç olarak, kaynak simülasyonunda bağlantısız bir termomekanik analiz yaklaşımının kullanılması oldukça kabul gören bir uygulamadır. Bu nedenle, önce termal analiz, ardından mekanik analiz yapılmaktadır.

3.1.1. Isıl Modelleme

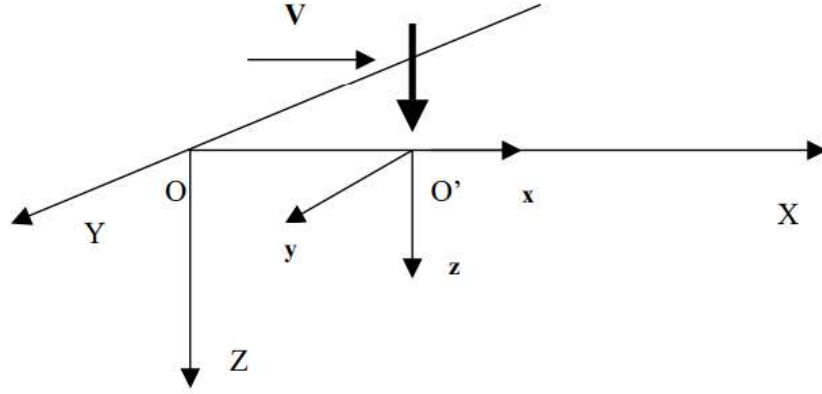
Isıl problemi modellemenin amacı, iş parçasının kaynağı ile ilişkili sıcaklık geçmişlerini hesaplamaktır. Bu hesaplama, termal yükleme ve sınır koşulları göz önünde bulundurularak ısı denkleminin çözülmesinden oluşmaktadır. Isı denklemi, termodinamiğin ilk prensibinde tanımlandığı gibi enerjinin korunumu prensibine

dayanmaktadır. Termal davranış çoğunlukla ısı akışını sıcaklık gradyanı'nın bir fonksiyonu olarak tanımlayan Fourier Yasası ile modellenmiştir. (Depradeux, 2004; Petelet, 2007) .Isıl problemin gerçekten eksiksiz bir şekilde modellenebilmesi için, elektromanyetik etkileşimlerin, erimiş banyodaki konvektif hareketlerin, kaplama plazması ile diğer etkileşimler ve transferler dikkate alınarak elektrik arkı içindeki termik akışkan ısı transferlerinin ve katı kısımdaki ısı transfer miktarının modellenmesi gerekmektedir. Simülasyonda ark modellemesi ve füzyon kaynağı banyosu dikkate alınarak çalışılmış olan bol miktarda literatür mevcut olsa da (Mahrle, Schmidt ve Weiss, 2000; Wang ve Inoue, 1983; Wu, Ushio ve Tanaka, 1997), ark modellenmesi ve (Fan, Tsai ve Na, 2001; Hughes, Pericleous ve Strusevich, 2002; Kim, Fan ve Na, 1997; Strusevich, Pericleous ve Hughes, 2002; Roger, 2000) erimiş banyo modelleri, daha sonra ark ve erimiş metal banyosunda mevcut olan olayların ve etkileşimlerin modellenmesine izin vermeyen endüstriyel hesaplama kodlarıyla bir modelleme yaklaşımı ele alınmıştır. Bunlar, füzyondan sonra yapay olarak termofiziksel özelliklerin bir modifikasyonu ile geometrik olarak iyi şekillendirilmiş bir ısı kaynağının tanımıyla değiştirilmiştir (Lindgren, 2001).

Kaynak ısı kökeni geometrisi için tasarlanan birçok karmaşık yol olmasına rağmen, birisi düz plaka kaynağında Kartezyen koordinatlardaki bir eksen boyunca sabit hız ile doğrusal olarak ötelenen durumdur. Diğeri ise silindirik boru kaynağı olması durumunda bir silindirin çevresi etrafında sabit açısal hız ile hareket eden durum olmak üzere iki adet çok kullanılan tasarım mevcuttur. İlk olarak, kaynak ısı kökeni bir öncü olarak bilinen uniform V hızı ile doğrusal ötelenmesi durumu üzerinden başlayarak tasarlanması düşünülmektedir. Aşağıdaki kriterler ve eksenler ile kaynak simülasyonu tasarımına başlanmaktadır;

- Kaynak yapılmış parçaya (O, X, Y, Z) bağlı bir "Lagrange" referansı

- Isı kaynağına (O', x, y, z) bağlı, onu hareketinde izleyen bir "Eulerian" referansı (Şekil 3.2) (Depradeux, 2004)



Şekil 3.2. Lagrangian ve Eulerian referansları (Depradeux, 2004).

Kaynak sabit hız V 'de X 'e paralel olarak hareket ediyorsa ve $t=0$ için $X=0$ ise, bir noktanın koordinatları için aşağıdaki ilişki olduğu söylenebilmektedir;

$$\begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix} \leftrightarrow \begin{Bmatrix} X=x+V.t \\ Y=y \\ Z=z \end{Bmatrix} \quad (3.1)$$

Önceden tanımlanan (O, X, Y, Z) düzleminde kaynaklanmış parçanın Ω hacmi düşünüldüğünde, bu alandaki enerji dengesini belirten ısı denklemi (Lagrange denklemi) bu hacim için aşağıdaki gibi yazılmaktadır;

$$p \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} - \text{div} (\lambda \cdot \text{grad } T) = G \quad (\Omega \text{ hacmi için}) \quad (3.2)$$

Ya da $H(T) = \int_{T_0}^T p \cdot C_p(u) \cdot du$ şeklinde tanımlanan malzeme entalpisi ile düşünüldüğünde;

$$\frac{\partial H}{\partial t} - \text{div} (\lambda \cdot \text{grad } T) = G \quad (3.3)$$

λ malzemenin iletkenliği $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$,

ρ yoğunluk $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$,

C_p ısı kapasitesi $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ ve

G ise muhtemel bir iç yoğunluk sebebi ile oluşan ısı miktarıdır.

Yukarıdaki denklemlerde eğer parçanın $\partial\Omega$ sınırı içinde $\partial\Omega_q$ ısı akısının uygulandığı kısım ve $\partial\Omega_T$ ise sıcaklığın emildiği veya yayıldığı kısım olmak üzere bu değerler için $\partial\Omega = \partial\Omega_q \cup \partial\Omega_T$ ve $\partial\Omega_q \cap \partial\Omega_T = \emptyset$ eşitlikleri geçerlidir. Yine bu değerlerin ışığında;

$$\partial\Omega_q \text{ için } \lambda \cdot \text{grad } T \cdot n = q(T, t) \quad (3.4)$$

$$\partial\Omega_T \text{ için } T = T_p(t) \quad (3.5)$$

Burada n $\partial\Omega$ sınırı dışına yönlendirilen normal vektör, $q(T, t)$ konveksiyon ve radyasyonu temsil eden ısı akısı yüzey yoğunluğu, $T_p(t)$ ise emilen ya da yayılan sıcaklıktır.

Bu denkleme bir başlangıç koşulu ve sınır koşulları eşlik etmektedir. Formüle göre bu koşullar emilen sıcaklık tipi, emilen normal akış veya radyasyon ve dışarıdaki hava ile oluşan konveksiyon gibi koşullardır. Isı transferi, iletim, konveksiyon ve radyasyon yoluyla gerçekleşmektedir. Kaynak sırasında iş parçası, malzemenin içindeki ısı enerjisinin iletimi nedeniyle ısınırken, çevredeki ısı kaybı konveksiyon ve radyasyon yoluyla gerçekleşmektedir. Ekstra ısı kaybı, sıcak bir ortam daha soğuk bir ortamla temas ettiğinde ve sıcaktan soğuk ortama ısı yayıldığında da meydana gelebilmektedir. Bu tip ısı değişimi, iki ortamın termal iletkenliklerine, temas alanına, iki cismin ara yüzünde bulunan diğer ortamların ısı iletim özelliklerine ve uygulanan basınca bağlıdır. Genel sınır koşulları olarak ısı transferi olayları şu anda aşağıdaki denklemlerde açıklanmaktadır:

$$q_{con} = h(t)(T - T_0) \quad (3.6)$$

$$q_{rad} = \sigma_{SB} \xi ((T - T_{abs})^4 - (T_0 - T_{abs})^4) \quad (3.7)$$

$$q_{tcr} = h_{tcr}(T_s - T) \quad (3.8)$$

$h(t)$ sıcaklığın bir fonksiyonu olarak konveksiyon ısı transfer katsayısı $\text{Wm}^{-2}\text{°C}^{-1}$,

T_0 ortam sıcaklığı °C ,

T_{abs} mutlak sıfır,

T parçanın kaynak sıcaklığı °C,

σ_{SB} Stefan-Boltzmann sabiti, $5.68 \times 10^{-8} \text{ J.K}^{-4} .\text{m}^{-2} .\text{s}^{-1}$,

ξ radyasyona maruz kalan yüzeyin emisivitesi,

h_{ter} ısıl temas direncinden dolayı oluşan ısı transfer katsayısı $\text{W.m}^{-2} .^{\circ}\text{C}^{-1}$,

T_s kaynak bölgesi ile temas eden ortamın sıcaklığı

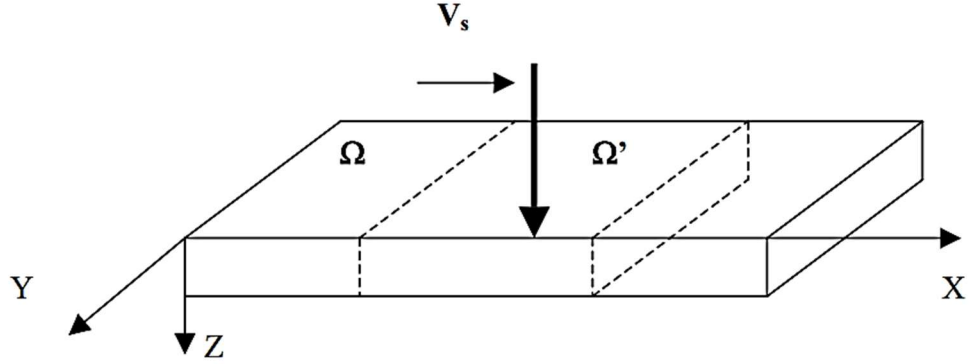
Elde edilen tüm sınır ve başlangıç koşulları ısı transfer denklemi ile birleştirildiğinde ise aşağıdaki denklem ortaya çıkmaktadır:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = h(t)(T-T_0) + \sigma_{SB}\xi((T)^4-(T_0)^4) + d(r, t) \quad (3.9)$$

Kaynak sırasında füzyon bölgesi (FZ) fazını katıdan sıvıya ve daha sonra katıya değiştirdiğinden, önemli miktarda gizli füzyon ısısı açığa çıkmaktadır ve bu genellikle özgül ısı kapasitesi C_p 'ye entegre edilerek elde edilmektedir. Bu tip doğrusal olmayan termal problemin çözümü doğası gereği klasiktir ve sınır ve yükleme koşulları için parametreyi tanımlamak dışında herhangi bir problem oluşturmamaktadır. Bu nedenle, yükleme ve sınır koşulları için parametreler, FZ geometrisine ve deneysel ölçümlerle elde edilen sıcaklık alanlarına referansla tanımlanmaktadır. Bu genellikle ters tanımlama yöntemi ile elde edilmektedir.

Kaynak işlemini sağlayan ısı kökeni farklı yollar ile uygulanabilir; biri dış sınır koşulu olarak(denklem deki d terimi) ya da parça içinde ısı üretimi(denklem deki G terimi) şeklinde olmaktadır. Tüm durumlar için bu ısı kökeni (O, X, Y, Z) referans sisteminde yer ve zamanın fonksiyonudur.

Isı kökeninin hesabı yapılırken tasarım(O' , x , y , z) referans düzlemi üzerinde kurulmaktadır. İlk olarak ısı kökeninin hareketini takip edebilmek için daha öncesinde tanımlanan Ω sistemi içinde Ω' alanı tanımlanmaktadır. Aslında, (O' , x , y , z) referans sisteminde ısı kökeni sabittir, $V_{\Omega'} = -V_{source} = -V_{\Omega}$ hızı ile hareket eden Ω alanıdır (Şekil 3.3) (Depradeux, 2004).



Şekil 3.3. Kararlı durum için çalışma alanı (Depradeux, 2004).

β birim kütledeki entalpiyi ve ρ yoğunluğu temsil ettiği biliniyorsa, bu durumda Ω alanındaki ısı dengesi değişecek ve ısı transfer denklemi aşağıdaki şekli almaktadır:

$$\rho \frac{\partial \beta}{\partial t} + \rho \cdot \vec{V}_{\Omega} \cdot \text{grad} \beta - \text{div}(\lambda \cdot \text{grad} T) = G \quad (3.10)$$

Genellikle kaynaklı parçaların uzunlamasına boyutları kararlı bir durum oluşturmak için oldukça büyüktür. Kararlı bir duruma ulaşıldığında referans alanı içindeki sıcaklık dağılımı zamana bağlı değildir, sadece (x, y, z) yer değişkenlerine bağlıdır. Bu yüzden her bir anda mevcut koordinat sistemindeki sıcaklık dağılımı sabittir (Rosenthal, 1941).

Üstteki denklemde hareketi takip edilen Ω alanı üzerinde kararlı durum için yeniden yazarsak $dH/dt=0$ şeklinde indirgenir ve aşağıdaki denklem oluşmaktadır:

$$\vec{V}_{\Omega} \cdot \text{grad} H - \text{div}(\lambda \cdot \text{grad} T) = G \quad (3.11)$$

Bu denklemde malzemenin birim hacmindeki entalpi $H = \rho \beta$ şeklinde ifade edilmiştir. Sınır koşulları ve başlangıç koşulları denkleme eşlik etmektedir. Düz plaka kaynağı olması durumunda, örneğin, Ω alanının arka yüzünde adyabatik koşullar etkin iken ön yüzünün sıcaklığı ortam sıcaklığına eşit kabul edilmektedir(başlangıç koşulu). Diğer yüzlerinde ise sıcaklık tipi, akış tipi hatta dış hava ile konveksiyon ve radyasyon koşulları etkin olmaktadır.

Geçen yüzyılın başından bu yana, birçok yazar kaynak işlemi durumunda ısı denklemini analitik olarak çözmeye çalışmıştır. Çözüm için, sadece yoğunlaştırılmış bir ısı kaynağının etkisi ve ısı enerjisinin kaynağın etki ettiği yerden yayılması yasaları dikkate alınmıştır. Hareket eden muhtemel bir ısı kaynağının etkisine maruz kalan bir parçada iletim yoluyla ısı transferini yöneten denklemin çözülmesi araştırmaların temel konusu olmuştur. 1930'larda Rosenthal (1941)'ın ve 1950-1970 yılları arasında Rykalin (1961)'in çalışmaları bu konuda halen en kapsamlı ve önemli çalışmalar olmaya devam etmektedir. Daha sonra, oluşturulan formüller, çok çeşitli deneylerle daha iyi kıyaslanabilmesi ve doğrulanması için bazı parametreleri (parçanın kalınlığı, kaynak parametreleri, vb.) hesaba katmak için birkaç düzeltmeye tabi tutulmuştur (Christensen, Davies ve Gjermundsen, 1965; Nguyen, Ohta, Matsuoka, Suzuki ve Maeda, 1999). Erimiş bölgenin büyüklüğünün boyutlara göre çok küçük olduğu "makroskopik" bir ölçekte kaynaklanacak parçayı dikkate alırken analitik modellerin durumu çok uygundur. Bu nedenle, tüm katı parçanın sıcaklık alanı kısmı araştırmacıları daha çok ilgilendirmektedir. Ayrıca, sıklıkla yarı sonsuz katı kütleye veya hatta sonsuz bir düzleme sahip kaynaklı parçayı benimsemektedirler.

Analitik modellemeler yapılırken genellikle malzemelerin izotropik, termofiziksel özelliklerin sıcaklıktan bağımsız ve gizli ısı olayının ihmal edildiği varsayılmaktadır. Bu hipotezler, modellerin lineer durumlarının korunmasına izin vermekte ve bu nedenle üç boyutlu ısı transferleri için analitik çözümler elde etmeyi mümkün kılmaktadır. Ek olarak, çoğu zaman kararlı bir rejim olduğunu, geçiş çözümlerinin dikkate alınmasına izin veren nispeten az sayıda model olduğu görülmektedir.

Kaynağın hareketli bir ısı kaynağı yardımı ile uygulanacaksa, ısı transfer denklemini denklemdeki şekilde yazılmaktadır. Hipotezler göz önüne alındığında (sabit termofiziksel parametreler), denklem aşağıdaki şekle dönüşmektedir (V_s kaynağın x eksenine paralel ilerleyen hızına dikkat ederek):

$$-\left(\frac{\rho \cdot C_p}{\lambda}\right) \cdot V_s \cdot \frac{\partial T}{\partial x} = \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right) + \frac{1}{\lambda} \cdot G \quad (3.12)$$

Isı girdisi çoğunlukla G terimi ile yapılmaktadır; örneğin ısı kaynağı nokta şeklinde düşünülürse, G terimi:

$$G = q \cdot \delta(x) \cdot \delta(y) \cdot \delta(z) \quad (3.13)$$

Kaynaktaki ısı transferi ile alakalı literatürde daha az ya da daha çok karmaşık modeller bulunmaktadır (Druette, Morlot, Dard, Raynaud ve Laurent, 1995; Nguyen, Ohta, Matsuoka, Suzuki ve Maeda, 1999). Sınır koşulları ile ilgili olarak, dış ortam ile değiştirilen akının sıfır olduğu düşünülmektedir. Bu varsayım, zorunlu değil, fakat lineerliğin korunmasına izin vermektedir.

Isı transfer denkleminin analitik çözümü, genellikle uzun ve nispeten karmaşık bir matematiksel hesaplamadan sonra Green fonksiyonları kullanılarak yapılmaktadır. Denklemlerin analitik entegrasyonu mümkün olmadığında, seriler sayısal olarak çözmek için kullanılmaktadır. Bu modeller termofiziksel özelliklerin sıcaklığa göre bağımsız olduğunu ve dış ortam ile değiştirilen akının sıfır olduğunu varsaymaktadır. Isı kaynağı, $q = \eta UI$ ile $G = q \cdot \delta(x) \cdot \delta(y) \cdot \delta(z)$ şeklinde bir enerji noktası ile temsil edilmektedir.

Kaynaklı bir parçadaki sıcaklık dağılımının analitik modelleri, kaynak işleminin çeşitli parametrelerini değerlendirmek için kolaylık sağlamaktadır. Özellikle kaynak parametrelerinin erimiş kaynak banyosu üzerindeki, HAZ üzerindeki, ısıtma ve soğutma oranları üzerindeki, parçanın kalınlığının etkisi üzerindeki etkilerini belirlemek için parametrik analizler yapılmasına izin vermektedir. Öte yandan, yer ve zamanda, parça boyunca veya özellikle erimiş alanın yakınında değişen sıcaklık alanının yeterli hassasiyetle temsil edilmesini sağlamazlar. Gerçekten de modellerin çoğu kaynağın yakınında bulunan noktalar için ayrılmaktadır (sonsuzluğa eğilimli sıcaklıklar vermektedir).

Termal problemin sonlu elemanlar tarafından çözülmesi, analitik yöntemlere kıyasla, ısı denklemine müdahale eden birçok doğrusalsızlığın (sıcaklığa bağlı termofiziksel özellikler, gizli ısı, ortam ile ısı değişimleri) dikkate alınmasını mümkün kılmaktadır. Bununla birlikte, tam bir kaynak işleminin geçici bir üç boyutlu analizi hala nispeten büyük hesaplama süreleri ve bellek kapasiteleri gerektirmektedir. Bu

nedenle, örneğin sorunun boyutunu azaltmada oluşan belirli çözüm stratejileri bazen benimsenmektedir. Bu farklı stratejiler aşağıdaki gibidir:

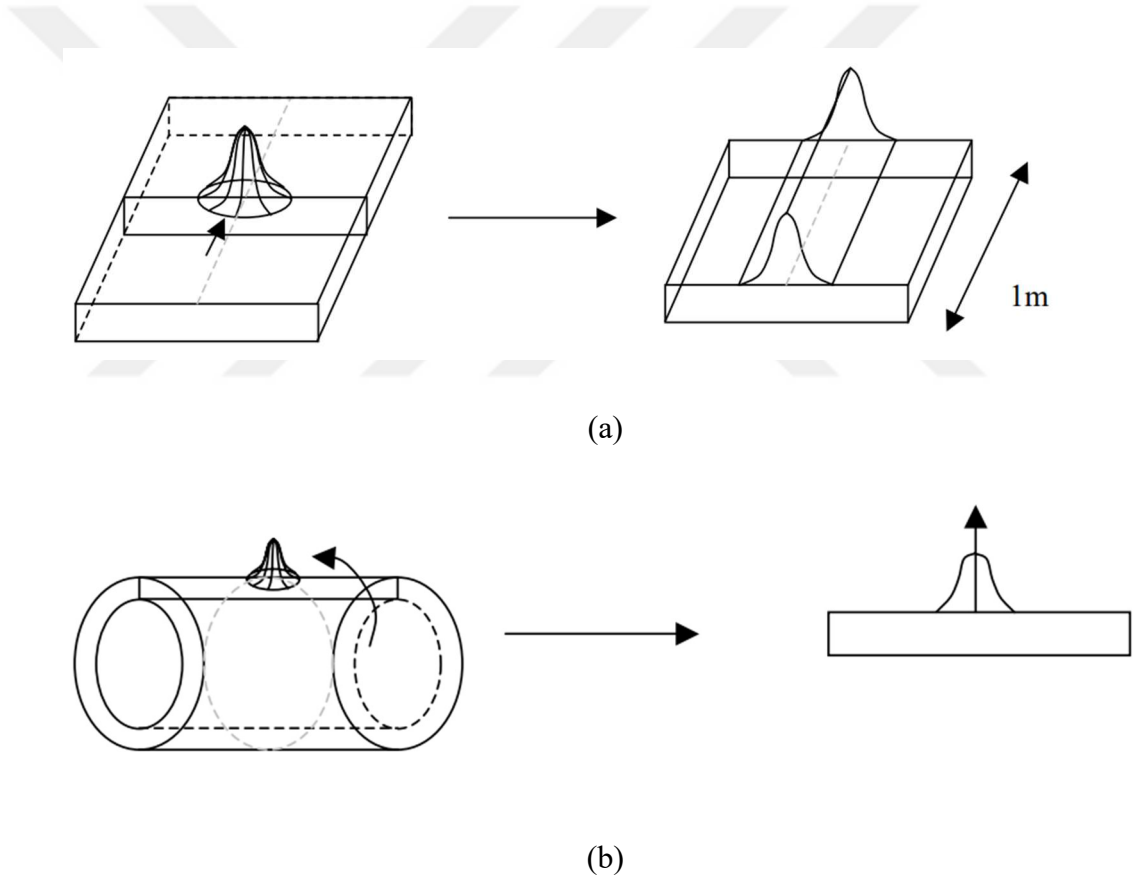
Sonlu elemanlar yöntemi ile 3 boyutlu kaynak işlemleri probleminin geçici kararlı durum ya da kararsız durum için çözülmesi durumunda ısı dengesini üç boyutlu yapının tamamına çeviren daha önce bahsedilen ana denklemler dikkate alınmaktadır. Bu durumda, ısı kaynağının bu alandaki hareketini, ağ üzerindeki harekette sınırlayıcı bir koşul (veya dahili bir ısı kaynağı) gibi tanımlamak gerekmektedir. Çözüm daha sonra ağa karşılık gelen bir uzaysal ayrıklığa ek olarak geçici bir ayrıklaştırma içermektedir. Üç boyutlu bir geçici analiz durumunda, ısı kaynağının hemen yakınındaki çok yoğun sıcaklık gradyanları (hatta faz dönüşümleri durumunda mikro yapı) temsil edilmelidir. Bu ısı kaynağı hareketli olduğundan, son derece yoğun üç boyutlu ağlara yol açmaktadır. Daha sonra karşılaşılan zorluklardan biri, endüstriyel bağlamda mantık alanı içinde kalan hesaplama süreleri ve bellek kapasiteleri ile ısı kaynağı etrafında yeterince ince bir ağı mutabakatının sağlanmasıdır.

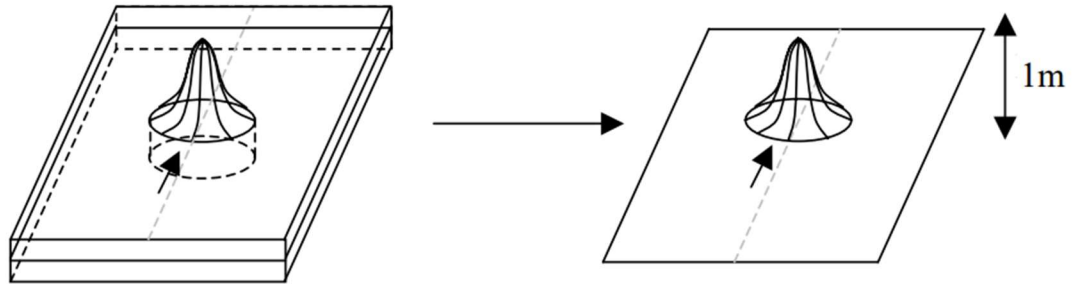
Bazı durumlarda aşırı derecede yüksek hesaplama sürelerinin üstesinden gelmek için kullanılan bir yöntem uyarlayıcı ağ (adaptive mesh) (Bergheau, Robin ve Boitout, 2000; Lindgren, Häggblad, McDill ve Oddy, 1997; Qingyu, Anli, Haiyan ve Aiping, 2002), ilerledikçe kaynağın çevresini örter ve geçtikten sonra ağı genişletmektedir. Daha sonra bu yöntemi uygulamak, bir yandan ağların incelik seviyesinde uyumluluğunu sağlamak ve diğer yandan fiziksel ağların iki ağ arasında taşıma algoritmalarına sahip olmak gerekmektedir. Esasen mekanik seviyede problemler ortaya çıkabilmekte: ağ hareket ettiğinde, kalıntı gerilme durumu kaba ölçeğe azalır, bu da belirli bir bilgi kaybına neden olmaktadır. Böyle bir tekniğin yokluğunda, en geçici simülasyon olmasına rağmen, tam geçici hesaplamanın ana dezavantajları, eğer esas olarak hesaplamayı dikkate alırsak aşağı akım mekanik hesaplama zamanları ve bellek kapasiteleri çok önemlidir.

Kararlı çözüm, kaynak çevresindeki yüksek yoğunluklu üç boyutlu ağı korurken, hızlı çözüm alma avantajına sahiptir. Hiçbir zamansal ayrıklık yapılmaz, sorun zamandan bağımsızdır. Bu tip modelleme genellikle ısı kaynağının modellemesini hızlı bir şekilde ayarlamak için kullanılmaktadır. Geçici bir alt akış mekanik analizi için deney sonuçlarını (erimiş alanın makrografisi) sayısal sonuçlarını kalibre edecek şekilde

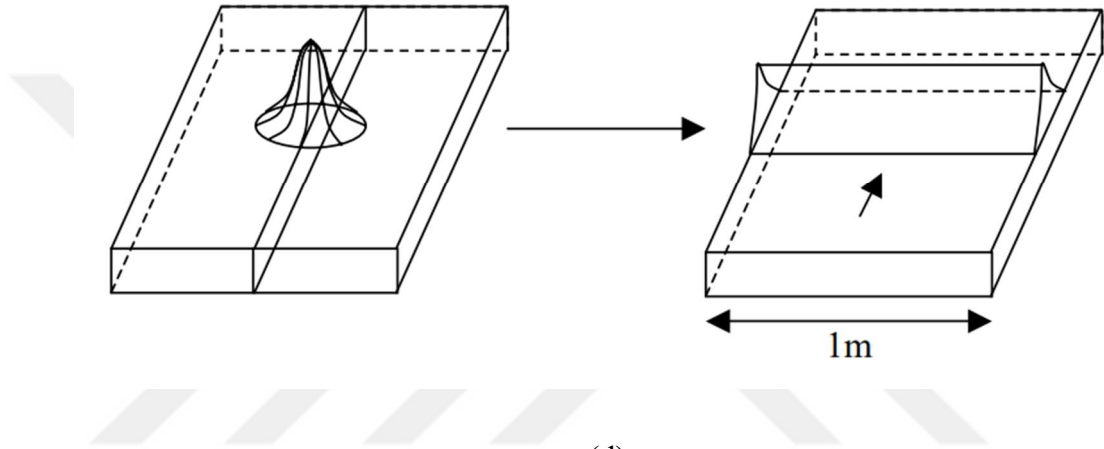
ısı kaynağını ayarlayarak çeşitli hesaplamalar yapmak gerekmektedir. Sonuç olarak, kararlı hal hesaplama, daha sonra üç boyutlu bir geçici simülasyona yeniden eklenen bir kaynak kökeni modelinin kalibre edilmesini mümkün kılmaktadır. Kenar etkilerini incelemek için geçici hal analizle kararlı hal analizden oluşan bir simülasyonu tanımlamak da mümkündür (Bergheau, Robin ve Boitout, 2000).

Geçici hal ile üç boyutlu dijital simülasyonlar bilgisayar kaynakları açısından maliyetli olduğundan, bazen 2 boyutlu simülasyonlar benimsenmektedir. Bu, zamanın bilgisayar kaynaklarının 3 boyutlu simülasyonların kullanılmasına izin vermediği 1970'lerde (Hibbitt ve Marcal, 1973) kaynak simülasyonunun ortaya çıkması sırasında özellikle durum böyle olmaktadır (Şekil 3.4).





(c)



(d)

Şekil 3.4. (a): Kesit modelleme, (b): 2D eksenel simetrik modelleme (silindirik boru durumunda), (c): Ortalama düzlemin 2D modellenmesi, (d): Boyuna bir kesitin 2D modellenmesi (Nickell ve Hibbitt, 1975; Hibbitt ve Marcal, 1973).

Çoğu durumda, 2D simülasyonlar, kaynak torçunun ilerlemesine dik bir enine kesiti dikkate almaktadır (Şekil 3.4a). Bazı durumlarda, silindirik kanalların kaynağı için 2D eksenel simetrik hesaplamalar (Şekil 3.4b) da araştırılmıştır (Brickstad ve Josefson, 1998; Josefson, 1993;), kabuk (shell) elemanları ile bir 3D simülasyon mümkündür (Teng ve Chang, 1998). Böylece 2D problemi kaynak yönünde (Andersson, 1978; Lindgren, 2001; Mc Dill, Oddy ve Goldak, 1993; Roelens, Maltrud ve Lu, 1996) birim uzunluk dikkate alınarak ele alınmaktadır. Isı anlık olarak 1 metreye (veya problemin eksenel simetrik olarak işlenmesi durumunda borunun çevresine) biriktirilmektedir. Isı girişi daha sonra yaklaşımı ve kaynaktan uzaklığı yeniden oluşturmak için 2D ağa zamanın bir fonksiyonu olarak uygulanmaktadır. Bu tip

modelleme, ısı akışının uzunlamasına yönde (ağ düzlemine dik olarak) temsil edilmesini mümkün kılmamaktadır ve genel olarak bu koşullar altında sıcaklıkların gerçekçi bir değişimini yeniden oluşturmak çok zordur.

Kesitin birleştirilmesi için başka seçenekler de mümkündür; örneğin, boyuna bir kesitin (Şekil 3.4d) örülmesi (mesh) veya sıcaklıkların kalınlıkta sabit olduğunun kabulü halinde plakanın ortalama düzleminin örülmesi (mesh) seçilebilmektedir (Şekil 3.4c). İki boyutlu simülasyonlar, eksikliklerine rağmen, belirli sayıda sonuç çıkarmayı ve özellikle çok pasolu kaynak simülasyonları için sıklıkla kullanılmaya devam etmektedir. Ancak her durumda, 2D simülasyonlar mekanik hesaplama ile ilgili olarak belirli sayıda sorun yaratmaktadır.

3.1.2. Kaynak İşleminde Isı Kökeninin Modellenmesi

Isı kökeninin modellenmesi kaynak simülasyonunda çok önemli bir noktadır. Ancak sayısal simülasyonda ısı girdisinin tanımı ile ilgili birkaç hatırlatma yapılmalıdır.

3.1.2.1. Isı Tedariği ve Kaynak Yöntemi

Kaynak işlemi uygulanacak parçaya ısı girişinin kullanılan kaynak yöntemine büyük ölçüde bağlı olduğu unutulmamalıdır. Lazer kaynağı veya elektron ışını gibi yüksek enerji yoğunlukları içeren işlemler durumunda, enerji malzemenin derinliklerine birikmektedir (iç ısı kökeni olarak etkiyen kılcallık oluşumu), aynı zamanda metalin bir kısmı buharlaştırılırken yüzey ısı kaynağı olarak işlev gören bir plazma oluşturmaktadır (Dumord, 1996; Perret, 2000).

Ark kaynağı durumunda (TIG, MIG / MAG, vs.), arktan gelen enerji esas olarak yüzeyde biriktirilmektedir. Isı girdisi, plazması örtüsü sebebi ile oluşan elektromanyetik-termo sıvı etkileşimlerinden meydana gelmektedir. Bu örtücü plazma bu nedenle bir yüzey ısı kaynağı olarak modellenilebilmektedir. Bununla birlikte, TIG kaynağı yapılması durumunda, erimiş metal banyosunun da bir ısı kökeni olarak davrandığı düşünülebilmektedir. Örtücü plazma-erimiş banyo birleşimi daha sonra uygun şekle sahip bir hacimsel ısı kaynağı ile değiştirilmektedir. Ek olarak, ısı girdisi dolgu metalinin varlığına veya olmamasına da bağlı olmaktadır. Ana zorluklardan biri, ısı tedarikinden sorumlu fiziksel olayı seçmektir (Waeckel, 1995).

Elektrik ark kaynağı durumunda, birim zaman başına yayılan enerji:

$$Q = U.I \left(W \text{ veya } \frac{J}{s} \text{ cinsinden} \right) \quad (3.14)$$

Gerçekte, bu enerjinin sadece bir kısmı aslında parçayı ısıtmak ve eritmek için kullanılmakta, geri kalanı ark kolonu ve erimiş banyo etrafında konveksiyon ve radyasyon ile dışarıyla yayılmaktadır. Arkta bulunan karmaşık fiziksel olaylar ve erimiş banyodaki konveksiyon hareketleri modellenmediğinden, ısı girdisinin modellenmesine değeri 1'den küçük olan "verimlilik" parametresi η dahil edilmiştir. Bu durumda yukarıdaki denklem yeniden yazılırsa:

$$Q_{net} = Q_0 = \eta UI \quad (3.15)$$

Bu "net" güç, modellemede bir kaynak noktası olarak uygulanabilmektedir (Rosenthal (1941) tipi analitik yöntemlerde olduğu gibi), ancak genellikle bu gücün uzayda dağıldığı düşünülmektedir.

3D modelleme durumunda ise kaynak ısı kökeni için bugüne kadar geliştirilen birçok tasarım bulunmaktadır. Bu tasarımlar daha önce bahsedildiği gibi ısı kökeni (O', x, y, z) referansına bağlı yazılmaktadır. Emilen net güç, yüzeye (esasen örtücü plazmanın enerji katkısını göz önünde bulundurmaktadır) ya da hacme (erimiş metal banyosunu dikkate almaktadır) veya her ikisine de (yüzey ve hacim) dağılabilmektedir (Çizelge 3.1).

Çizelge 3.1. Enerjinin hacim veya alana dağılımı.

Kaynak kökeninin bağlı olduğu referans (O; x = X-Vt; y; z)	
Net emilen güç: $Q_0 = \eta UI$	
Enerjinin alana dağılımı (A m ² cinsinden)	Enerjinin hacme dağılımı (B m ³ cinsinden)
$q(x, y) = \frac{Q_0}{A} f(x, y)$	$q(x, y, z) = \frac{Q_0}{B} g(x, y, z)$

3.1.2.2. Yüzeysel Kaynak Isı Kökeni Modellerine Örnekler

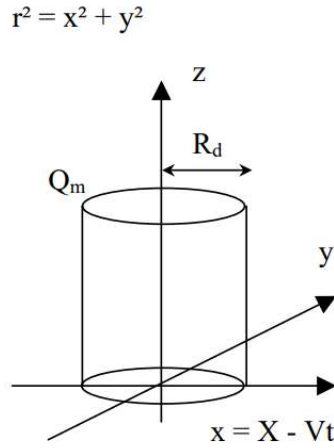
Güç yüzeye dağıtıldığında, ısı girişi, bir yüzeye (S) uygulanan, eşit ya da eşit olmayan bir ısı akısı yoğunluğu olarak, sınırlayıcı bir koşul olarak (denklemlerdeki d terimi), sonra ısı kökenine bağlı bir referansa göre:

$$q(x, y) = \frac{Q_0}{A} \cdot f(x, y) = Q_m \cdot f(x, y) \quad (3.16)$$

$$\int_S q(x, y) dS = Q_0 \quad (3.17)$$

$f(x, y)$, $(x=0, y=0)$, yani kaynağın hemen altında bulunan bir nokta için maksimum olan yüzey dağılım fonksiyonudur. q , W/m^2 cinsinden bir yüzey akısı yoğunluğudur, bu yüzden $kare^{(2)}$ uzunluğuna sahip A sabiti bulunmalıdır. Aşağıda bazı örnekler verilmiştir:

- Yarıçapı R olan bir disk üzerinde sabit enerji dağılımı



Şekil 3.5. R yarıçaplı disk üzerinde sabit enerji dağılımı.

Yüzey akısını temsil etmenin basit bir yolu, ısı noktasını modelleyen R yarıçaplı diskinde sabit bir akı yoğunluğu ($f(x, y) = \text{sabit}$) seçmektir (Şekil 3.5). Bu durumda, bu ısı noktasında $q(x, y) = Q_m = \text{sabit}$ olmaktadır. Bu durumda:

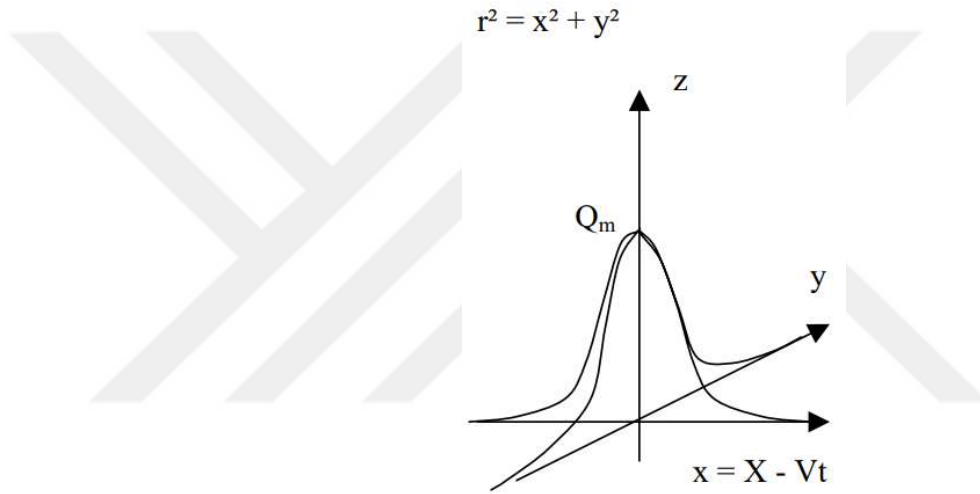
$$Q_0 = \int_0^R Q_m \cdot 2\pi r \cdot dr = \pi R^2 \cdot Q_m \quad (3.18)$$

şeklinde toplam güç yazılmaktadır.

$$R = \sqrt{\frac{Q_0}{\pi \cdot Q_m}} \text{ daha sonra kaynağın R yarıçapı yazılmaktadır.}$$

$$\text{Örneğin, } Q_m=Q_0 \text{ ise } R = \sqrt{\frac{1}{\pi}} \text{ olur.}$$

- Sonsuz bir Gauss dağılımı



Şekil 3.6. Sonsuz Gauss dağılımı.

Kaynak işlemi sırasında ısı akışı, ısıtılan bölgenin orta kısmında (ısı noktasının altındaki yoğun elektronik ve iyonik bombardıman) en büyük yoğunluğuna ulaşmaktadır. Merkezi bölgeden uzaklaştığınızda, ısı akısının yoğunluğu azalmaktadır (elektrot radyasyonu ile ısıtma ve ark gazları ile konvektif değişimler sebebi ile). Akı yoğunluğunun Gauss olasılıklarının dağıtım yasasına uygun olduğu varsayılabilir. Gauss yasası bir boyutta yazılırsa:

$$\psi(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{(x-m)^2}{2\sigma^2}\right) \quad (3.19)$$

Bu denklemde m ortalama ve σ standart Gauss sapmasıdır.

Bir yüzey dağılımı (bu nedenle iki boyutlu) durumunda, dairesel koordinatlarda r yarıçapında bir değişken olarak kullanılması tavsiye edilmektedir, böylece $r^2=x^2+y^2$ olur. Bu durumda Gauss denklemi yazılmaktadır:

$$\psi(x, y) = \psi(r) = \frac{1}{2\sigma^2\pi} \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma^2}\right) \quad (3.20)$$

$m=0$ (Gaussian $r=0$ merkezli) ve σ ile Gaussian'ın uzamsal yayılımını çeviren standart sapma olduğu kabul edilmiştir. Bu f fonksiyonunun r üzerindeki 0 ile sonsuz arasındaki integrali 1'e eşittir.

Literatürde, genellikle yüzey akısının ifadesi için aşağıdaki senaryo bulunmaktadır:

$$q(x, y) = q(r) = Q_m \cdot \exp(-Kr^2) \quad (3.21)$$

K, birimi ($1/m^2$) olan kaynak ısı kökeninin dağılım katsayısıdır. Değeri üstteki denklemden anlaşılacağı üzere $K=1/(2\sigma^2)$ 'dir. Denklemleri düzenlersek;

$$q(x, y) = q(r) = \frac{Q_0}{2\pi \cdot \sigma^2} \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma^2}\right) \quad (3.22)$$

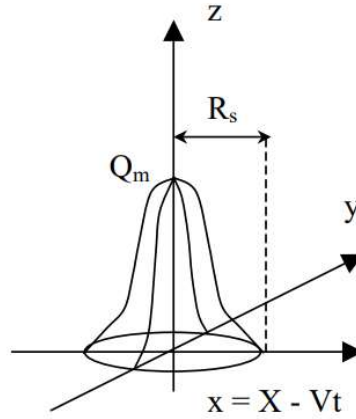
Haline gelecektir. Toplam yayılan güç Q_0 bu durumda aşağıdaki gibi yazılabilmektedir:

$$Q_0 = \eta UI = \int_0^\infty q(r) \cdot dS = \int_0^\infty q(r) \cdot 2\pi r \cdot dr = \frac{\pi Q_m}{k} \quad (3.23)$$

Yukarıda belirtilen formül daha önceki durum ile karşılaştırıldığında, ek olarak $A=\pi/K$ (m^2) ve $f(x, y)=\exp(-K(x^2 + y^2))$ bulunmaktadır.

- R_s yarıçapına sahip bir disk şeklindeki ısı kökeninin Gauss dağılımı

$$r^2 = x^2 + y^2$$



Şekil 3.7. R_s yarıçapına sahip bir disk şeklindeki ısı kökeninin Gauss dağılımı.

Bir önceki sonsuz Gauss örneği, tanımı gereği sonsuz bir Gauss matematiksel dağılım ile ilgilidir. Mevcut uygulamada ise, ısı kökeni bir sınır yarıçapı (R_s) şeklinde sabittir, öyle ki bu sınır yarıçapı ısı akışının sonlu bir varlık çemberini tanımlamaktadır. Bu yarıçap literatürde genellikle sistematik olarak sabitlenmekte olup, buna göre $q(R_s)$ akısı, ısı kökeninin merkezinde bulunan maksimum akının %5'ine eşit olmaktadır ($q(R_s)=0,05.Q_m$). $q(R_s)=Q_m \cdot \exp(-KR_s^2)=0,05.Q_m$ yazarak, $R_s = \sqrt{\frac{3}{K}}$ elde edilmektedir. O halde $K = \frac{R_s^2}{3}$ elde edilmektedir ve genel denklem de:

$$q(x, y) = q(r) = \frac{3 \cdot Q_0}{\pi \cdot R_s^2} \exp\left(-\frac{3r^2}{R_s^2}\right) \quad (3.24)$$

Şeklinde olmaktadır. Bu formül literatürde çok yaygındır ve sıklıkla kullanılmaktadır (Goldak, Chakravarti ve Bibby, 1984). Yüzey kaynakları ile ilgili olarak yukarıda tarif edilen ana formüller özetlenmiştir, ancak başka dağıtım şekilleri de öngörülebilmektedir.

3.1.2.3. Hacimsel Kaynak Isı Kökenlerine Örnekler

Güç parçaya hacimsel olarak dağıtıldığında, ısı girişini dahili bir ısı kaynağı olarak ısı denklemine dahil ederek (denklemlerdeki G terimi), yani malzemeye uygulanan ısı akışının hacim yoğunluğu (hacim V) hesaplanarak tasarım yapılmaktadır. Bu son modelleme tipi, ısı girdisinin formülasyonuna erimiş kaynak banyosunda

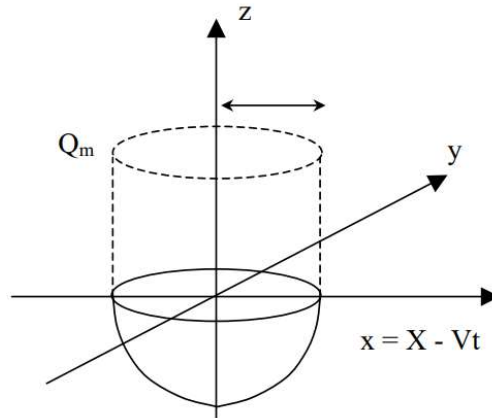
meydana gelen olayların enerji katkısını dahil etmek istediğimizde daha uygundur. Yine aynı referans düzlemine bağlı olarak aşağıdaki denklem ile başlanabilmektedir:

$$q(x, y, z) = \frac{Q_0}{B} g(x, y, z) = Q_m g(x, y, z) \quad (3.25)$$

$$\int_V q(x, y, z) \cdot dV = Q_0 \quad (3.26)$$

Burada $g(x, y, z)$ fonksiyonu $x=0, y=0, z=0$ noktasında (yani ısı kökeninin tam altındaki nokta) maksimum olan hacim dağılım fonksiyonudur. q ise birimi W/m^3 olan hacim akı yoğunluğudur.

- Yarıçapı R yarı küre boyunca sabit enerji dağılımı



Şekil 3.8. Yarıçapı R yarı küre boyunca sabit enerji dağılımı.

Hacim akışını temsil etmenin basit bir yolu, R yarıçapı (yarım) küre üzerinde sabit bir akış yoğunluğu ($g(x, y, z) = sbt$) seçmektir (Şekil 3.8). Bu durumda $q(x, y, z) = Q_m = sbt$.

Daha sonra toplam güç Q_0 yazılmaktadır:

$$2. Q_0 = Q_m \cdot \left(\frac{4}{3}\right) \pi R^3 \quad (3.27)$$

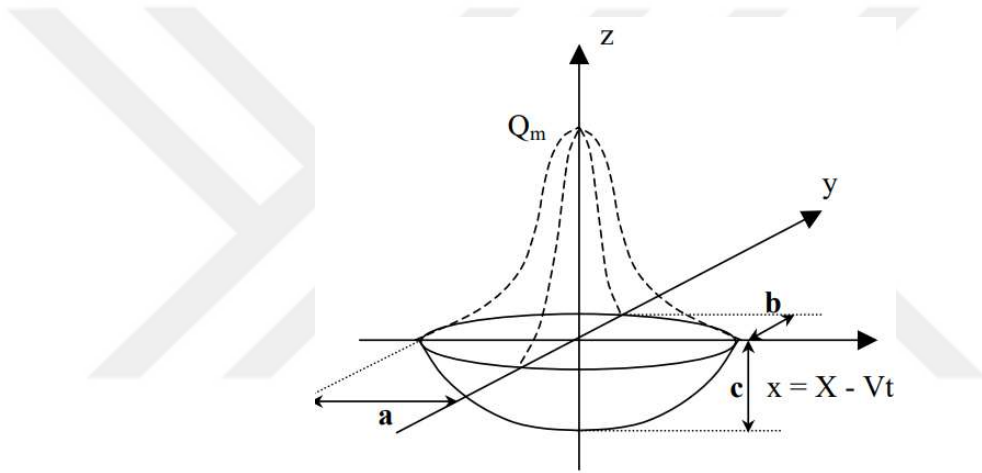
- Sabit olmayan Gauss dağılımı benzeri enerji dağılımı:

Bu durumda, a, b ve c yarıçapında (sonlu) bir elipsoidal şekil hacmi göz önünde bulundurulmaktadır (Şekil 3.9). Daha sonra hacim akış yoğunluğu yazılmaktadır (Goldak, Chakravarti ve Bibby, 1984):

$$q(x, y, z) = Q_0 \cdot \frac{6\sqrt{3}}{a \cdot b \cdot c \cdot \pi^{\frac{3}{2}}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3z^2}{c^2}\right) \quad (3.28)$$

a=b=c=R(küresel hacim) olması durumunda denklem aşağıdaki gibi yazılır:

$$q(x, y, z) = Q_0 \cdot \frac{6\sqrt{3}}{R^3 \pi^{\frac{3}{2}}} \exp\left(-\frac{3r^2}{R^2}\right) \quad (3.29)$$



Şekil 3.9. Sabit olmayan Gauss dağılımı benzeri enerji dağılımı.

Kaynağın hareketini ve dolayısıyla ısı kaynağının asimetrisini dikkate almak için Goldak, çift elipsoid geometri için aşağıdaki denklemleri önermektedir (Şekil 3.10) (Goldak vd., 1984):

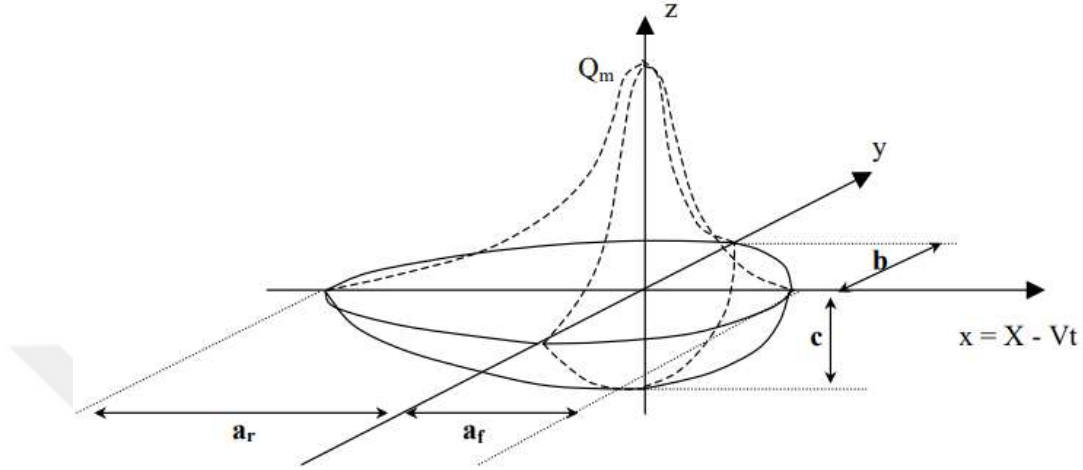
$$q(x, y, z) = Q_0 \cdot \frac{6\sqrt{3} \cdot f_{\xi}}{a_{\xi} \cdot b \cdot c \cdot \pi^{\frac{3}{2}}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a_{\xi}^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3z^2}{c^2}\right) \quad (3.30)$$

x'in pozitif veya negatif olmasına bağlı olarak $\xi=f$ veya r değerini almaktadır.

$$f_f + f_r = 2 \quad (3.31)$$

ve $x = 0$ 'da sürekliliği sağlamak için:

$$f_f = \frac{2a_f}{a_f + a_r} \text{ ve } f_r = \frac{2a_r}{a_f + a_r} \quad (3.32)$$



Şekil 3.10. Goldak vd. (1984) oluşturduğu kaynak ısı kökenini için çift elipsoid geometri.

Diğer hacim kaynağı türleri mevcut olsa da (örneğin Ranatovsky ve Pocwiardski'nin CIN kaynağı veya lazer (Dumord, 1996) gibi diğer işlem türleri için daha uygun modeller), ark kaynağı durumunda en sık çift elipsoid model kullanılmaktadır.

Yukarıda açıklanan kaynak modellerinde yer alan parametrelerin belirlenmesi kolay değildir ve her zaman deneysel verilerin (sıcaklık ölçümleri veya erimiş alanın okunması) takibini gerektirmektedir. I akımı ve U gerilimi ancak deneysel koşullardan çıkarılabilmektedir. Akım, kaynak sırasında dalgalanmasına rağmen, kullanıcı tarafından ayarlanmakta ve gerilim, ark yüksekliğiyle doğrudan ilişkilidir.

Erimiş kaynak bölgesinin deneysel verileri (makrografiler) mevcut olduğunda, penetrasyon derinliği ve makrografilerde okunan banyo genişliği, çift elipsoidin c ve b katsayılarını sabitlemek için kullanılabilir. Diğer verilerin yokluğunda, Goldak vd. (1984) kaynağın önünde a_f uzunluğuna ek penetrasyon derinliğinin yarısına eşit bir mesafe ve arkasındaki a_r uzunluğuna ek olarak penetrasyon derinliğinin iki katına eşit bir mesafe bırakmışlardır.

“Verim” parametresi η ile ilgili olarak, bu değer, kaynağın dağılımı hakkında yapılan varsayımlara bağlıdır. Örneğin bir yüzey Gauss dağılımı söz konusu olduğunda, bu verimin % 60 ila 90 arasında olduğu tahmin edilmektedir (Tissot, 1998). Literatürde bir bütün olarak % 80 değeri en sık karşılaşılan değerdir (Hong, Weckman ve Strong, 1998).

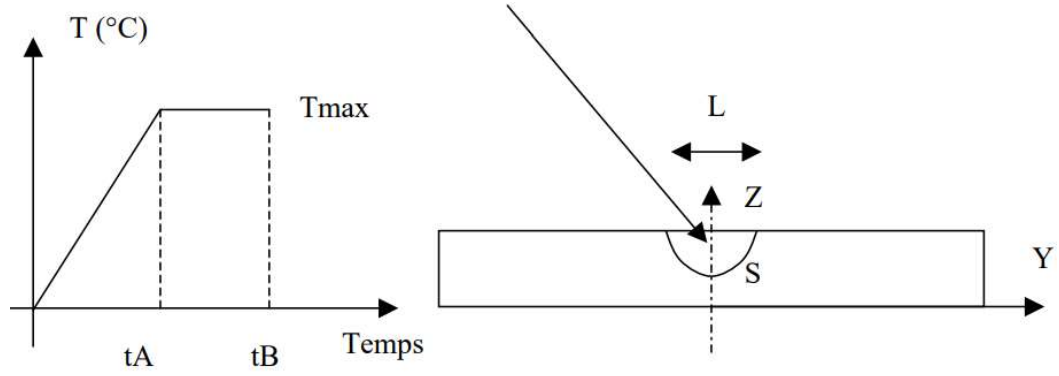
İki boyutlu bilgisayar destekli çözüm için kaynak hattı boyunca bir kesit için analiz yapıldığında, uzunlamasına bir birim (uzunluk=1m) olduğu varsayılmaktadır. Sabit V hızında kaynak ısı kökeninden doğrusal bir yol söz konusu olduğunda, bir birim uzunluk boyunca aynı anda biriktirilen toplam enerji:

$$E = \eta \frac{UI}{V} (J/m) \quad (3.33)$$

Ağın(mesh) bir kısmına uygulanan bu enerji, yaklaşımı ve ısı kaynağından uzaklığı simüle etmek için zaman fonksiyonu boyunca dağıtılmaktadır. Daha sonra iki ana yöntem benimsenmektedir:

- ağın(mesh) bir kısmına bir sıcaklık geğmişi uygulanmaktadır, ya da
- ağın bir kısmına zamanın (ve muhtemelen uzayın) bir fonksiyonu olarak ısı akışının yoğunluğu uygulanmaktadır.

Bir sıcaklık emilimi olması durumunda, ağın bir kısmı (örneğin, bir makrografiye göre belirlenen erimiş alan veya başka bir dolgu metaliyle kaynak yapılması durumunda biriken metal hacmi) seçilmektedir. Erime sıcaklığına (veya daha yüksek bir sıcaklığa) kadar bakımsız veya bakımsız olarak bu bölgeye bir sıcaklık artışı (doğrusal veya doğrusal olmayan) uygulanmaktadır (şekil 3.11). Soğutma daha sonra dış hava ile konveksiyon ve radyasyon ile geręekleřtirilmektedir (Desroches, 2001; Roelens, Maltrud ve Lu, 1996; Waeckel, 1995).



Şekil 3.11. 2B simülasyon durumunda uygulanan sıcaklık geçmişi (Desroches, 2001; Roelens, Maltrud ve Lu, 1996; Waeckel, 1995).

Uygulanan termal çevrimin özelliklerinin ayarlanması (yükselme süresi, maksimum sıcaklık, olası tutma süresi) genellikle çok zordur. Gerçekten de, bu özellikler genellikle ardışık hesaplamalarla, varsa sıcaklık ölçümleri ve makrografilerdeki en iyi durumlarda veya Rosenthal tipi analitik modellere göre yeniden düzenlenmektedir. Ancak Waeckel (1995), $t_m = (t_A - t_B)$ tutma süresini ve termal döngünün parametrelerine belirli bir fiziksel anlam veren maksimum sıcaklık T_m 'yi içeren bir formül önermektedir.

$$\eta \frac{UI}{V} = S \cdot \Delta H_{20}^{T_m} + \int_0^{t_m} \int_{\frac{\partial v}{\rho}} \phi(t) ds dt \quad (3.34)$$

$\Delta H_{20}^{T_m}$, hacim entalpisinde 20°C ve T_m arasındaki değişimi belirtir,

$\int_0^{t_m} \int_{\partial v/\rho} \phi(t) ds dt$ sıcaklığın dayatıldığı fazda biriken metalin hacmi ve tüm parça arasındaki $\partial v/\rho$ sınırındaki Φ ısı akışının integralidir. Bu terim, T_m sıcaklığında biriken metal hacmini ısıtmak ve korumak için parça+kaynak tertibatına sayısal olarak girilen ısı miktarını temsil etmektedir.

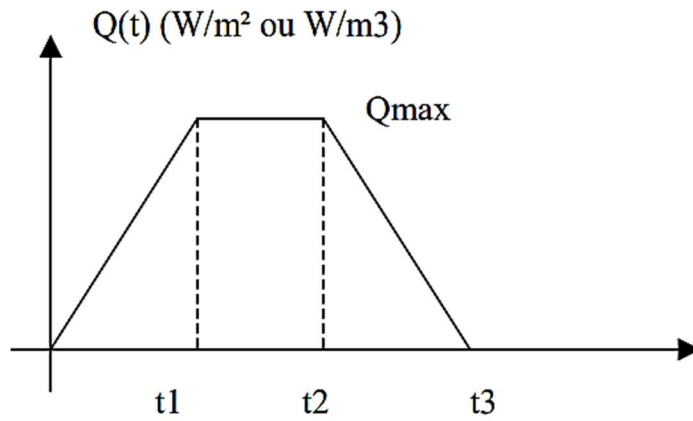
Not: bazen, bu uygulanan termal döngüye termofiziksel özelliklerde yapay bir değişiklik eşlik etmektedir (Roelens, Maltrud ve Lu, 1996); erimiş havanın sıcaklığını

homojenleştirmek için termal iletkenlikte yapay artış veya -ve metali belli bir süre erimiş halde tutmak için termal kapasitede yapay artış. Bir ısı akısı yoğunluğunu tanımlamayı seçtiğimizde (örneğin bir sıcaklık yaklaşımı ile karşılaştırıldığında genellikle önerilen (Brickstad ve Josefson, 1998; Desroches, 2001), bu akı yoğunluğu hacim veya alan olabilmektedir.

Bir hacimsel ısı akışı durumunda, Şekil 3.11'de gösterilen (genellikle makrografiden elde edilen erimiş alana karşılık gelmektedir) S bölümünde eşit olarak dağıtılmaktadır. Aslında hacim: (Bölüm S) $\times$ 1m. Bu nedenle uygulanan akı şu şekilde verilmektedir:

$$Q = \eta \frac{UI}{VS} (J/m^3) \quad (3.35)$$

Ek olarak, bu akı zamanın bir fonksiyonu olarak dağıtılmaktadır: kaynak kökenine yaklaşıma karşılık gelen sürede artar, sonrasında kaynak kökenine olan mesafe uzaklaştıkça azalmaktadır (Şekil 3.12). Akış tamamen kapalı olduğunda, soğutma konveksiyon, dışarıyla radyasyon ile yapılmaktadır.



$$Q_{\max} \cdot (t_2 - t_1 + t_3) / 2 = \eta UI / (V.S)$$

Şekil 3.12. Uygulanan akının geçici dağılımı.

t1, t2, t3 zamanlardır. Bunlar, doğru sıcaklık değişimini bulmak için ayarlanmalıdır. Bir yüzey ısı akısı durumunda, bu Şekil 3.11'de gösterilen L uzunluğu boyunca dağıtılır. Aslında yüzey (uzunluk L) $\times$ 1m'dir. Bu akış:

$$Q = \eta \frac{UI}{VL} (J/m^2) \quad (3.36)$$

Hacim akışına gelince bu akış bilinmeyen t_1 , t_2 , t_3 zamanı boyunca dağıtılmaktadır.

3.1.3. Mekanik Modelleme

Kaynaklı bir yapıdaki kalıntı gerilmeleri ve deformasyonları bir FE koduyla tahmin etmek için, malzeme davranışının mekanik modelini (Depradeux, 2004; Petelet, 2007) tanımlamak gerekmektedir. Bu, momentumun korunumu denklemine dayanmaktadır:

$$\text{div}(\vec{\sigma}) - f_{\text{hacim}} = 0 \quad (3.37)$$

Sınır koşulları ve yapıcı denklemler, deformasyonun ayrışması hipotezine dayanmaktadır. Kaynağın sayısal simülasyonunda sıklıkla kullanılan çeşitli kurucu davranışlar da sunulmakta ve malzeme özelliklerinin ve sınır koşullarının etkisi tartışılmaktadır.

3.1.3.1. Genleme Ayrışması

Simetrik gerinim tensörü çeşitli kısımlardan oluşmaktadır (Petelet, 2007):

Elastik şekil değiştirme ε^e , başlangıç durumu (başlangıç kalıntı gerilimi, σ_i , belirli bir referans sıcaklıkta, T_0) ve gerçek durum, σ arasındaki gerilme tensörünün bir değişiminin fonksiyonudur. 4. derece rijitlik tensörünün tersi olan uyum tensörü, $\Lambda(T)$ ile ifade edilmektedir:

$$\varepsilon^e = \Lambda(T)^{-1} : (\sigma - \sigma_i) \quad (3.38)$$

Burada $\Lambda(T)$, bir izotropik malzeme için Young modülü $E(T)$ ve Poisson oranı $\nu(T)$ olmak üzere iki elastik katsayı ile tanımlanmaktadır.

Termal dilatasyon, ε^{th} gerçek T sıcaklığı ve T_0 referans sıcaklığının bir fonksiyonudur. Doğrusal termal dilatasyon katsayısı $\alpha(T)$ cinsinden yazılmıştır:

$$\varepsilon^{th} = \alpha(T)(T - T_0)I \quad (3.39)$$

Elastik olmayan genleme ε^{in} plastik genleme ε^p ve viskoplastik genleme ε^{vp} olarak iki parçaya ayrılabilir.

Transformasyon plastisitesi ε^{pt} deneysel olarak ölçülen transformasyon plastisite katsayısı yardımıyla açıklanmaktadır. Gerilme uygulanmasıyla ferrit, perlit, bainit veya martensitin dönüşümü sırasında plastik deformasyonu tanımlamaktadır.

Bu tanımların ışığında kaynak işleminde ortaya çıkan genlemelerin toplamı şu şekilde yazılmaktadır:

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{th} + \varepsilon^p + \varepsilon^{vp} + \varepsilon^{pt} \quad (3.40)$$

Eğer artımlı şekilde yazılırsa:

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^{th} + \dot{\varepsilon}^p + \dot{\varepsilon}^{vp} + \dot{\varepsilon}^{pt} \quad (3.41)$$

- Küçük deformasyonların hipotezi için geçerli olan ilave ayrışma kuralı, şekil değiştirme gradyanının simetrik kısmının çarpımsal ayrışmasından türetilmektedir.

- Gerilim artışı gerilme artışından hesaplanmaktadır. Büyük deformasyon durumunda, nesnel bir gerilme oranının seçilmesi gerekmektedir (örneğin Jaumann türevi).

- Üstteki denklem, plastik ve viskoplastik gerilme oranlarını göstermektedir. Genel olarak, bu iki oran sayısal uygulamaya aynı anda müdahale etmemektedir. Sıcaklığa bağlı olan plastik deformasyon mekanizması genellikle yüksek sıcaklıklarda tamamen viskoplastik davranış ve düşük sıcaklıklarda tamamen plastik davranış olarak seçilmektedir.

3.1.3.2. Yapısal Davranış Yasaları

Malzemenin plastik deformasyonu, kaynak işleminin kaçınılmaz bir sonucudur. Bu nedenle, gerilmeleri ve deformasyonları hesaplamak için metalik malzemelerin

plastik davranışının kapsamlı bir şekilde tanımlanması gerekmektedir. Plastik davranış, aşağıdaki üç özellik ile tanımlanmaktadır:

Plastisite için kriter, plastik akışın başlangıcına referansla üç boyutlu gerilme durumunu belirtmektedir ve bu nedenle, elastik alanı (gerilme, çekme değişkenleri H_{var} ve sıcaklık açısından tanımlanır) belirlemektedir. Belli bir sıcaklık ve çekme seviyesinde, elastik alan, ikinci dereceden simetrik tensörün 6. boyutundaki vektör boşluğuna aşağıdaki gibi yazılabilmektedir:

$$D_e = \{\sigma / f(\sigma, H_{var}, T) \leq 0\} \quad (3.42)$$

$f(\sigma, H_{var}, T) = 0$ durumu, elastik alanı tanımlayan plastisite kriteridir. Plastisite kriteri olarak da adlandırılan f işlevi, sistem koordinatlarının yönünden bağımsız olmalıdır ve bu, üç değişmez gerilim tensörünün yardımıyla tanımlanmasının sebebidir.

Zamandan bağımsız plastisite için, çoğunlukla kaynağın sayısal simülasyonu için kullanılan model von Mises'in kriteridir. Tresca'nın kriteri diğer ünlü modeller arasındadır. Hidrostatik basınca dikkat eden kriterlerin formülasyonu, örneğin Drucker-Prager kriteri ve Mohr-Coulomb kriteri, kaynağın sayısal simülasyonu için nadiren kullanılmaktadır.

Akış kuralı, artımlı plastik deformasyonu artımlı gerilme ile ilişkilendirmektedir. Bu kural, malzeme davranışı artık elastik olmadığında plastik veya viskoelastik deformasyon hızının tanımlanmasına yardımcı olmaktadır. Bu nedenle, Drucker yapılan maksimum iş prensibi ile yükleme yüzeyine normal plastik akışı önermiştir.

Pekleşme yasası, malzemenin iç yapısının yeniden düzenlenmesi nedeniyle ortaya çıkan plastik akış sırasında plastisite kriterinin gelişimini belirtmektedir. Pekleşme yasaları aslında elastik olmayan deformasyon sırasında çekme değişkenlerinin evrimini karakterize eden kurallardır. Deformasyon, değişmeyen elastik alan D_e 'ye (sertleşme yok, elastik mükemmel plastik) yol açabilmekte, azaltabilmekte (negatif çekme) veya artırabilmektedir (pozitif çekme).

3.1.3.3. Elastik Mükemmel Plastik Model

Von Mises kriterini kullanarak f işlevi şu şekilde yazılabilmektedir:

$$f(\boldsymbol{\sigma}) = \sqrt{3J_2} - \sigma_y \quad (3.43)$$

σ_y akma dayanımı ve J_2 ikinci deviatorik gerilme (S) değişmezidir ve aşağıda tanımlanmıştır:

$$J_2 = \frac{1}{2} \mathbf{S} : \mathbf{S} \quad (3.44)$$

$$\mathbf{S} = \boldsymbol{\sigma} - \frac{tr(\boldsymbol{\sigma})}{3} \mathbf{I} \quad (3.45)$$

$$\sqrt{3J_2} = \sigma^{vm} = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S} : \mathbf{S}} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (3.46)$$

Burada, σ^{vm} von Mises eşdeğer gerilmesidir ve σ_1, σ_2 ve σ_3 asal gerilmelerdir.

Mükemmel plastiklikte sıfır olan plastik mod için, belirli bir kabul edilebilir gerilme durumu için sonsuz eşdeğer plastik deformasyon pozisyonları vardır, öyle ki $f=0$ 'dır. Plastik çarpan $\dot{\lambda}$, elastik yapısal yasa ve tutarlılık koşulu birleştirilerek belirlenebilmektedir:

$$n : \dot{\boldsymbol{\sigma}} = 0 \text{ with } n = \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (3.47)$$

Belirli bir izotropik esneklik ve von Mises kriteri için aşağıdakilere yol açmaktadır:

$$\dot{\lambda} = \frac{2}{3} n : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (3.48)$$

Elastik mükemmel plastik davranış aşağıda tanımlanmıştır:

$$\text{Elastik davranış:} \quad \boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\Lambda} : (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^p - \boldsymbol{\varepsilon}^{th}) \quad (3.49)$$

$$\text{Akış kuralı:} \quad \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \dot{\lambda} \frac{df}{d\sigma} = \dot{\lambda} : \frac{3}{2} \cdot \frac{5}{\sigma^{vm}} \quad (3.50)$$

Böyle bir model için, malzemeye bağlı katsayılar Young modülü E, Poisson oranı ν , termal dilatasyon katsayısı α ve akma dayanımı σ_y 'dir.

3.1.3.4. İzotropik Pekleşen Elasto-Plastik Model

Tamamen izotropik pekleşme davranışına sahip olan malzemeler, elastik alanlarını merkezden sapma olmadan dönüştürmektedir. Bu nedenle pekleşme, izotropik pekleşme değişkeni R olarak bilinen skaler bir parametreye bağlıdır. Von Mises kriteri ve izotropik pekleşme davranışı kullanılarak elde edilen ilişki Prandtl-Reuss Yasası olarak bilinen özel bir plastiklik yasasına yol açmaktadır. Bu durumda f fonksiyonu aşağıdaki gibi tanımlanmaktadır:

$$f(\sigma, R) = \sqrt{3J_2(\sigma)} - \sigma_y - R(p) \quad (3.51)$$

İzotropik pekleşme, doğrusal durumda şu şekilde ifade edilen R(p) fonksiyonu ile gösterilmektedir:

$$R(p) = H\varepsilon^p \quad (3.52)$$

$$\dot{p} = \sqrt{\left(\frac{2}{3}\right) \dot{\varepsilon}^p : \dot{\varepsilon}^p} \quad (3.53)$$

Burada p, birikmiş plastik deformasyonu temsil etmektedir. R için seçilen formdan bağımsız olarak, tutarlılık koşulu plastik çarpanın bulunmasına izin vermektedir:

$$\dot{\lambda} = \frac{(n: \dot{\sigma})}{H} = \dot{p} \quad (3.54)$$

Bu nedenle, doğrusal izotropik pekleşmeye sahip elasto-plastik (EP) modeli, aşağıdaki denklemler ile tanımlanabilmektedir:

$$\text{Elastik davranış:} \quad \sigma = \Lambda: (\varepsilon - \varepsilon^p - \varepsilon^{th}) \quad (3.55)$$

$$\text{Akış kuralı:} \quad \dot{\varepsilon}^p = \dot{\lambda} \frac{df}{d\sigma} \quad \text{ve} \quad \dot{\lambda} = \frac{(n: \dot{\sigma})}{H} \quad (3.56)$$

Böyle bir model için, malzemeye bağlı katsayılar Young modülü E, Poisson oranı ν , termal dilatasyon katsayısı α , başlangıç akma dayanımı σ_y ve pekleşme modülü H'dir.

3.1.3.5. Doğrusal Kinematik Pekleşen Elasto-Plastik Model

Kinematik pekleşme davranışına sahip malzemelerin, elastik alanları gerilme alanına dönüşümü yerine toplam gerilme alanından çıkarılmaktadır. Bu nedenle pekleşme, kinematik pekleşme değişkeni X olarak bilinen bir vektör parametresine bağlıdır. Von Mises kriteri ve kinematik pekleşme davranışı kullanılarak elde edilen ilişki, Prager Yasası olarak bilinen başka bir özel plastiklik yasasına yol açmaktadır. Plastik deformasyonla ilişkili kinematik sertleştirme değişkeni X, f fonksiyonuna aşağıdaki formu vermektedir:

$$f(\sigma, X) = \sqrt{3J_2(\sigma - X)} - \sigma_y \quad (3.57)$$

burada X,

$$X = \left(\frac{2}{3}\right) H \epsilon^p \quad (3.58)$$

Dolayısıyla, doğrusal kinematik pekleşmeye sahip elasto-plastik (EP) modeli, aşağıdaki denklemler ile tanımlanabilmektedir:

$$\text{Elastik davranış:} \quad \sigma = \Lambda: (\epsilon - \epsilon^p - \epsilon^{th}) \quad (3.59)$$

$$\text{Akış kuralı:} \quad \dot{\epsilon}^p = \dot{\lambda} \frac{df}{d\sigma} \quad \text{ve} \quad \dot{\lambda} = \frac{(n: \dot{\sigma})}{H} \quad (3.60)$$

Böyle bir model için, malzemeye bağlı katsayılar Young modülü E, Poisson oranı ν , termal dilatasyon katsayısı α , başlangıç akma dayanımı σ_y ve pekleşme modülü H'dir.

3.1.3.6. Doğrusal Olmayan Kinematik Pekleşmeli Elasto-Viskoplastik Model

Kinematik pekleşme davranışı genellikle doğrusal ve doğrusal olmayan kinematik formülasyona ayrılmaktadır. Doğrusal kinematik formülasyon yukarıda bir

önceki bölümde tanımlanmıştır. Doğrusal olmayan kinematik formülasyonu tanımlamak için von Mises kriterini kullanan f fonksiyonu aşağıdaki gibi yazılabilmektedir:

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}) = \sqrt{3J_2(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X})} - \sigma_y \quad (3.61)$$

Doğrusal olmayan kinematik pekleşmeye sahip elasto-viskoplastik (EVP) modeli, aşağıdaki denklemler ile tanımlanabilmektedir:

$$\text{Elastik davranış:} \quad \boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\Lambda} : (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^p - \boldsymbol{\varepsilon}^{th}) \quad (3.62)$$

$$\text{Doğrusal olmayan kinematik pekleşme:} \quad \dot{\mathbf{X}} = \frac{2}{3} C \cdot \gamma \cdot \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p - C \cdot \mathbf{X} \cdot \dot{p} \quad (3.63)$$

$$\text{Akış kuralı:} \quad \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \dot{p} \frac{df}{d\boldsymbol{\sigma}} \quad \text{ile} \quad \dot{p} = \left\langle \frac{f}{K} \right\rangle^n \quad (3.64)$$

Böyle bir modelde, malzemeye bağlı katsayılar Young modülü E , Poisson oranı ν , termal dilatasyon katsayısı α , başlangıç akma mukavemeti σ_y , pekleşme parametreleri C ve γ , viskoplastisite üssü n ve viskoplastik direnç K 'dır.

3.1.3.7. Klasik Viskoplastik Modeller

Plastisitede plastik akış yoğunluğu tutarlılık koşulu ile tanımlanırken viskoplastisitede viskozite $\Psi(<f>)$ 'nin bir fonksiyonu olarak kabul edilmektedir (Depradeux, 2004):

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \Psi(<f>) \frac{\partial \phi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (3.65)$$

Burada, $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p$ viskoplastik gerilme hızı tensörü, f , plastisite ve viskoplastiklik için aynı kriterdir, ϕ plastik potansiyeldir. f ve ϕ için olası seçim, çeşitli modellerin kökenine aittir, $\Psi(<f>)$ işlevi viskolastiklikten sorumludur. İkincisi, elastik olmayan gerilme oranının, sadece anlık gerilme ve pekleşme durumuna değil, gerilme hızına bağlı olmayacak şekilde karakterize edilmektedir. Bu işlevin seçimi modele (doğrusal, güç, üstel, vb.) göre değişmektedir. Aşağıdaki gibi tanımlanabilecek farklı türde klasik viskoplastiklik modelleri vardır:

- Mükemmel viskoplastisite(Odqvist):

$$\epsilon^{\dot{v}p} = \frac{3}{2} \left(\frac{\langle \sigma^{VM} - \sigma_y \rangle}{K} \right)^n \frac{\mathbf{S}}{\sigma^{VM}} \quad (3.66)$$

- İzotropik pekleşen viskoplastisite(çarpımlı)

$$\epsilon^{\dot{v}p} = \frac{3}{2} \left(\frac{\langle \sigma^{VM} - \sigma_y \rangle}{K \cdot p^{1/m}} \right)^n \frac{\mathbf{S}}{\sigma^{VM}} \quad (3.67)$$

- İzotropik pekleşen viskoplastisite(eklemeli)

$$\epsilon^{\dot{v}p} = \frac{3}{2} \left(\frac{\langle \sigma^{VM} - \sigma_y - R \rangle}{K} \right)^n \frac{\mathbf{S}}{\sigma^{VM}} \quad (3.68)$$

- Kinematik pekleşen viskoplastisite

$$\epsilon^{\dot{v}p} = \frac{3}{2} \cdot \dot{p} \cdot \frac{(\sigma - X)^d}{(\sigma - X)^{VM}} \quad \text{burada} \quad \dot{p} = \left(\frac{\langle (\sigma - X)^{VM} - \sigma_y \rangle}{K} \right)^n \quad (3.69)$$

Kullanılan notasyonlar, tensörün viskoplastiklik için bir malzeme parametresi olan X ve m'nin deviatorik parçası olan X^d hariç önceki bölümlerde zaten tanımlanmıştır.

İş parçasında hakim olan gerilme durumunu belirlemek için, uygulanan sınır koşullarını kuvvetler ve yer değiştirmeler açısından doğrulayan momentumun korunum denkleminin çözümü gerekmektedir. Kaynak işlemi sırasında mekanik sınır koşullarının belirlenmesi son derece hassas bir adımdır ve simüle edilen deneye özgüdür. Bu sınır koşulları, kaynak işlemi sırasında iş parçasını yerinde tutmak için kullanılan tutma ve kenetleme cihazlarına dikkate almak zorundadır. Kenetleme aparatlarının rijitliğinin tahmin edilmesindeki zorluk göz önüne alındığında, iş parçasının kenetleme aparatları ile temas eden kısımlarının yer değiştirmesini sıfır varsaymak yaygın bir uygulamadır. Bu nedenle olabildiğince basit sınır koşullarının kullanılması için çaba harcanmaktadır ve bazı akademik deneyler için test parçaları yerçekimi etkisi altında oldukları yerde basitçe destek üzerine yerleştirilmektedir. Ancak sanayide, büyük yapıların kaynağı için kenetleme koşulları nispeten daha karmaşıktır. Karmaşık sınır koşullarının entegrasyonu, zaten uzun olan mekanik simülasyon hesaplama süresini

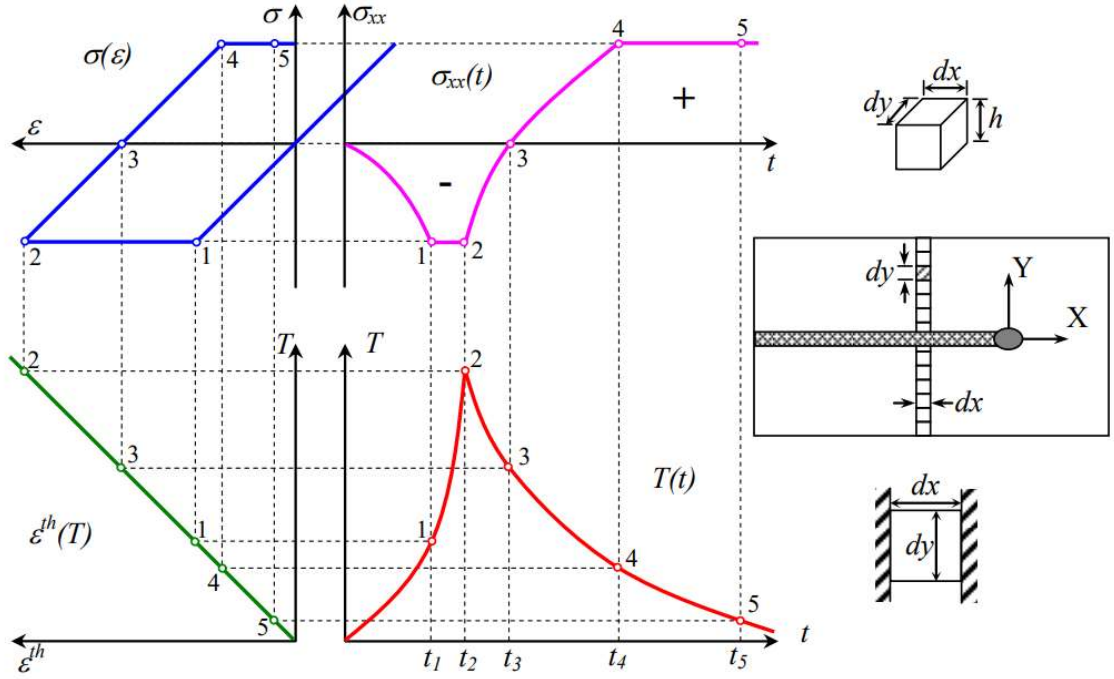
artırabilmektedir. Bununla birlikte, mekanik sınır koşullarındaki küçük bir değişikliğin, mekanik yanıtı büyük ölçüde etkileyebileceği unutulmamalıdır.

Çeşitli yazarlar, malzemenin termo-mekanik özelliklerinin simülasyon sonuçları üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğu konusunda hemfikirdir. Lindgren (2002) sayısal simülasyon sonuçlarının kesinliğini farklı kriterlere göre sınıflandırmaya çalışmıştır. Bu kriterlerden biri, mekanik özelliklerde malzeme özelliklerindeki değişikliğin dikkate alınmadığı bir geçiş sıcaklığının (T_{cut}) seçilmesidir. Bu durumda, kaynak simülasyonu için kullanılan elastik-plastik modelleri, ortam sıcaklığından T_{cut} 'a kadar tanımlanan malzeme özellikleri ile donatılırken, bu sıcaklığın ötesinde özellikler sabit kalmaktadır. Geçiş sıcaklığının kullanılması, malzeme özelliklerinin değerlerinin çok düşük olduğu yüksek sıcaklıklarda sayısal çözümlerle ilgili sorunların önlenmesine yardımcı olmaktadır.

Kaynak işlemi sırasında, gerilme-genleme alanı gelişme süreci, metalin elastik-plastik davranışı, yüksek sıcaklık sınırı (birkaç bin °C'ye kadar) olan sabit olmayan sıcaklık koşulları ve çok yüksek sıcaklık gradyanları (yerel olarak 10^3 °C/mm) ile karakterize edilmektedir. Yapı elemanlarının hacimsel değişimi kalıcı olmayan ve kalıntı gerilme gelişimini belirlemektedir. Isı parçada yayılırken ve sıcaklık dengelemesi ile genleme dağılımı devam etmektedir.

Kaynak işlemi sırasında gerilme alanının kinetiği, tüm kaynak işlemine ve kaynak işlemine müteakip soğumanın bitimine kadar süren bir gerilme gelişimi sürecidir. Gerilme kinetiği araştırması, süreci etkileyen çok sayıda değişken nedeniyle oldukça karmaşık bir iştir. Aynı zamanda, gerilme gelişim sürecinin fiziksel doğası oldukça basit örneklerle değerlendirilebilir.

Tipik bir termal döngü Şekil 3.13'te gösterilmektedir. Gerilme gelişimini herhangi bir noktada izlemek için, temel bir hacim elemanı seçilmektedir. İnce plaka kaynağı durumunda, boydan boya sıcaklık gradyanının ihmal edilebilir olduğu varsayılabilir. Temel eleman ayrıca Şekil 3.13'de gösterilmiştir. Kübik elementin içindeki sıcaklık, hacmi oldukça küçük olduğu için sabit kabul edilebilir (Pilipenko, 2001).



Şekil 3.13. Kaynak sırasında gerilim üretim kinetiği (Pilipenko, 2001).

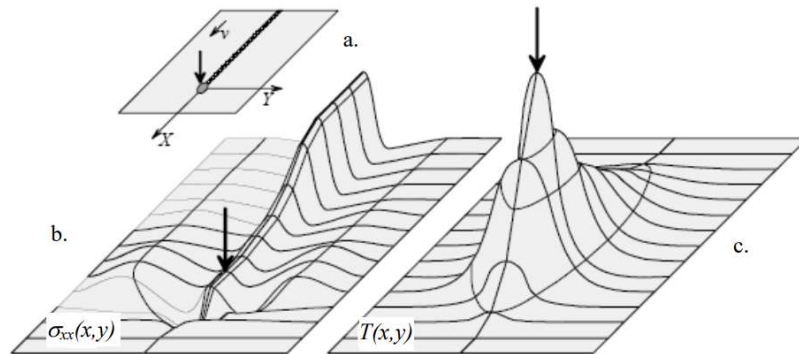
Genellikle, kaynaklı bir yapı, (bu durumda- ϵ_{xx}) sınırlandırılmamış termal deformasyondan ϵ_{th} önemli ölçüde daha küçük olan kaynak yönü boyunca toplam deformasyonu sabit tutacak kadar rijittir. Kaynak havuzuna yakın konumda bulunan elemanlar için bu durum geçerlidir. Bu nedenle, elemanın Şekil 3.13'de gösterildiği gibi boyutlarını x yönünde değiştirmedeği varsayılabilir. Aynı zamanda, ısıtma ve soğutma aşamalarında, elemanlarda boyuna gerilmeler σ_{xx} gelişmektedir.

Hesaplamaları basitleştirmek için, bir boyutlu gerilme durumu düşünülmektedir ve ayrıca σ_{yy} 'nin sifıra eşit olduğu, yani y-yönünde elemanın gerilimsiz deforme olabileceği varsayılmaktadır. Özetle, boyuna yönde $\sigma_{xx} \neq 0$, $\epsilon_{xx} = 0$, ancak enine yönünde $\sigma_{yy} = 0$, $\epsilon_{yy} \neq 0$ olmaktadır. Elemanlardaki gerilme döngülerini analiz etmek için, yüksek sıcaklıklar (dilatometrik eğri) ve malzeme deformasyon eğrileri (gerilme-şekil değiştirme eğrileri) gereklidir. Malzemedeki yapısal değişiklikleri göz ardı ederek, dilatometrik eğri düz bir çizgi olmakta, yani termal genişleme katsayısı α sabit olmaktadır. Gerilme-genleme eğrileri seti, bir ilk yaklaşım olarak, Şekil 3.13'de gösterildiği gibi, idealize edilmiş bir gerilme-genleme eğrisi ile gösterilebilmektedir. Gerilme-genleme $\sigma(\epsilon)$, dilatometri $\epsilon^{th}(T)$, zaman-boyuna gerilme $\sigma_{xx}(t)$ ve zaman-sıcaklık $T(t)$ eğrileri, genel analizi kolaylaştırmak için yan yana dizilmekte ve isteğe

bağlı miktarda ölçeklenmektedir. Şimdi, gerilme döngüsü $\sigma_{xx}(t)$, Şekil 3.13'teki yollar izlenerek çizilebilmektedir.

Örneğin, t_1 zamanında T_1 sıcaklığı 1 noktası ile karakterize edilmektedir. Bu noktadan itibaren, T_1 'e karşılık gelen termal genişmeyi karakterize eden yatay bir çizgi, dilatometrik eğri üzerindeki 1 noktasını belirleyecektir. X yönünde kübik bir eleman söz konusu olduğunda, ϵ^{th}_1 termal genişmeyi belirleyecektir. $\sigma(\epsilon)$ eğrisine dikey olarak yukarı doğru uzanan başka bir nokta olan 1 elde edilmektedir. Bu nokta, t_1 'deki σ_{xx} ve ϵ_{xx} ile karakterize edilmekte ve σ_{xx} 'nin σ_y akma sınırına ulaştığı an ile çakışmaktadır. Şimdi zaman-gerilme eğrisinde istenen nokta 1, ısı çevriminden ve gerilim-genleme eğrisinden dik açıların kesişmesiyle bulunabilmektedir. Aynı şekilde, gerilme döngüsünü karakterize eden diğer noktalar da bulunabilmektedir. Nokta 2, termal döngüdeki maksimum sıcaklığa ve plastik basma genlemesinin maksimum değerine karşılık gelmektedir. t_2 'den sonra soğutma işlemi ve dolayısıyla yük boşaltımı başlar ve t_3 'e kadar sürmektedir. t_3 'te elastik gerilim ve gerinim sıfıra eşittir. t_3 'ten t_4 'e kadar elastik çekme genlemesi büyümektedir. t_4 'te zıt işaretli ikinci plastik deformasyon başlamakta, t_5 süresi tamamen soğuma durumuna karşılık gelmektedir.

Şekil 3.14, kaynak işlemi sırasında meydana gelen sıcaklığın ve ortaya çıkan boyuna gerilme dağılımının şematik bir temsili vermektedir. Bu örnekte, basit bir plaka üzerinde alın kaynak işlemi durumu incelenmiştir (Şekil 3.14.a). V eksenini ile x eksenini boyunca hareket eden kaynak havuzu bir okla gösterilmektedir (Pilipenko, 2001).

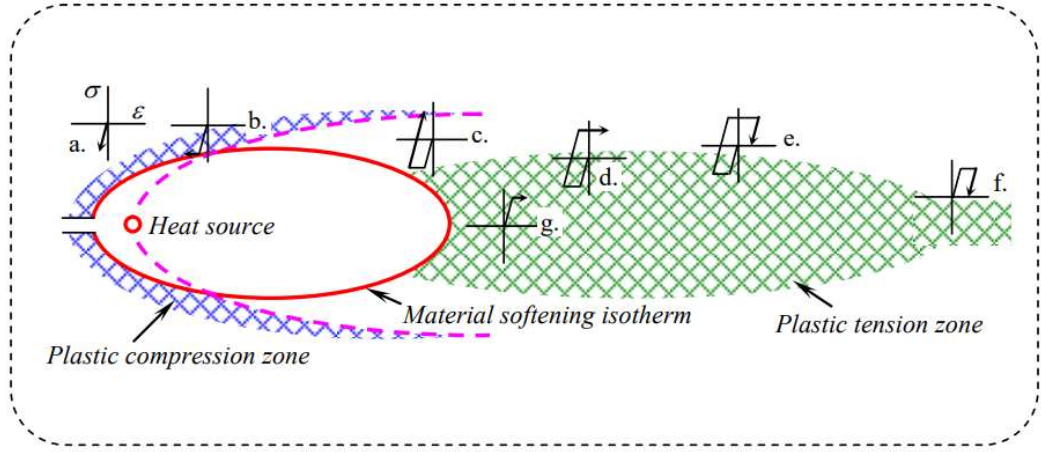


Şekil 3.14. Kaynak sırasında sıcaklık ve boyuna gerilme dağılımının şematik gösterimi (Pilipenko, 2001).

Isı kökeninin çok ötesinde sıcaklık sabittir ve gerilme tüm noktalarda sıfıra eşittir. X ekseninin negatif yönünde hareket ederek, sıcaklığın artmaya başladığı bir noktaya ulaşılmaktadır. Kaynak hattına yakın noktalar, kaynak havuzunun hemen önünde uzunlamasına yönde basma ile karşılaşmaktadır. Bu derin düşüş, füzyon bölgesinin hemen arkasındaki uzunlamasına gerilmenin hızlı bir şekilde yükselmesine dönüşmektedir. Gerilme değişim hızı, kaynağın önündeki sıcaklık gradyanı ile orantılıdır. Çıkış noktasının sıcaklıkla değişmesinden kaynaklanmaktadır. Yüksek sıcaklıklarda malzeme yumuşamaya başlamaktadır. Belirli bir sıcaklıktan sonra, malzeme neredeyse sıfır olduğunda aşamaya ulaşmakta ve bu nedenle, merkez çizgisine yakın olan noktalar yumuşama sıcaklığına ulaşmakta ve boyuna gerilmenin sıfır değerine yükselmektedir.

FZ (Fusion zone)'nin hemen yakınındaki bölgelerdeki gerilmeler basma gerilmesidir, çünkü bu alanların genişmesi sıcaklığın hala düşük olduğu çevre metal tarafından sınırlandırılmıştır. Ancak, bu basma bölgelerinin yanındaki bölgelerdeki gerilmeler dengeleyici çekme gerilmeleridir. Daha da ileri giderek, FZ'nin arkasından bir mesafede, sıcaklık, malzemenin sıcaklık değişiminden kaynaklanan deformasyona dayanacak kadar rijit olması için yeterli miktarda düşmektedir. FZ soğutma nedeniyle büzülür ve sonuç olarak çekme gerilmeleri ortaya çıkmaktadır. Belirli bir süre sonra, kaynak işlemi nedeniyle oluşan sıcaklık değişimi azalmaktadır. FZ'de yüksek miktarda çekme yönünde boyuna gerilmeler (genellikle akma gerilmesine ulaşan) üretilmektedir. FZ'den uzak bölgelerde, basma gerilmeleri oluşmaktadır.

Radaj (1992), hareketli bir hat ısı kaynağının neden olduğu yarı sabit bir sıcaklık alanı için FZ civarında çeşitli plastik bölgeleri sınıflandırmıştır (Şekil 3.15). Daha önce belirtildiği gibi, bazı kritik sıcaklığa ulaşan malzeme mukavemetini kaybetmektedir. Bu sıcaklık sınırının ötesinde, yüksek sıcaklıklarda azalan akma sınırından dolayı malzeme neredeyse tüm gerilmelerden arındırılmıştır. Şekil 3.15'deki kırık parabolik çizgi, maksimum yerel sıcaklığı göstermekte ve bu nedenle basma (ısı kaynağının önünde) ve çekme (kaynağın arkasında) bölgeleri için sınırlama görevi görmektedir.



Şekil 3.15. Yarı sabit sıcaklık alanındaki gerilme-şekil değiştirme çevrimleri (Radaj, 1992; El-Ahmar, 2007).

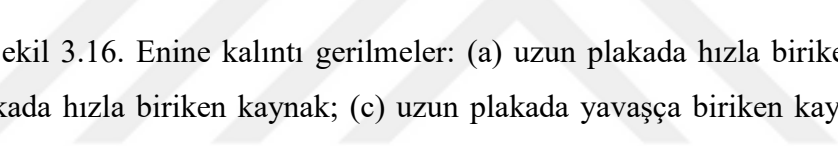
Şekil 3.15'te işaretlenmiş olan a. noktası, ısı kaynağının biraz önündeki alandır ve bu nedenle FZ'nin genişlemesi nedeniyle sadece elastik basmaya maruz kalmaktadır. Nokta b. plastik basma bölgesinin içinde, FZ'nin hemen önündeki bölgedir. Bu plastik basma bölgesi, hareketli kaynak havuzunun bir parçası haline geldiğinde erimiş metaldeki tüm gerilmeleri serbest bırakmaktadır. Ancak, c. noktası için olduğu gibi FZ'nin dışında kalırsa, maksimum sıcaklık izotermi geçtikten sonra, FZ'nin arkasındaki bölgenin yerel daralması nedeniyle çekmeye maruz kalmaktadır. Nokta d. bu gerilme yükünün plastik çekme bölgesine geçtiği bölgedir, halbuki e noktasında FZ'yi takiben yüksek sıcaklık izotermelerinin lokal olarak tavlama nedeniyle gerilmelerde bir miktar gevşeme yaşamaktadır. a. noktasından itibaren tüm bölgeler HAZ olarak kabul edilebilmektedir, çünkü eriyik havuzundaki gerilmelerin salınması bu noktalarda gerçekleşmez. Ancak, kaynak hattında bulunan f. ve g. noktalarında, FZ'nin parçalarıdır. Bu nedenle, malzeme yumuşatma izotermi veya FZ bu noktaların ötesine geçmektedir, örneğin g. noktası, malzemenin katılaşma büzülmesi/büzülmesi nedeniyle çekme gerilmeleri yaşamaya başlamaktadır. Bununla birlikte, ısı kökeni kaynak hattında bulunan noktalardan, örneğin f. noktası, daha ileri hareket ettiğinde, yüksek sıcaklık izotermeleri nedeniyle tavlama deneyimi yaşamakta ve dolayısıyla bu bölgelerde bir miktar çekme gerilmesi de meydana gelmektedir.

Kaynak işlemi esnasında enine kalıntı gerilmeler, soğuma fazı sırasında kaynağın enine büzülmesi ile üretilmektedir. Boyuna daralma nedeniyle dolaylı olarak da üretilebilmektedir (Radaj, 1992).

Kaynak sırasında enine gerilmelerin gelişimi, uzunlamasına gerilme gelişimine biraz benzemektedir. Gerilme dağılımı üç bölgeye ayrılabilir; baz metal (etkilenmemiş malzeme), HAZ (Heat Affected Zone) ve FZ (Fusion Zone). Ana metal, ihmal edilebilir sıcaklık değişimi yaşadığı için sıfır gerilme seviyesine sahiptir. Baz metalden HAZ'a kaynak hattına enine yönde hareket ederken, çekme gerilmeleri FZ'ye yaklaştıkça keskin basma gerilmelerine dönüşmektedir. Boyuna gerilme gelişimi için HAZ ve FZ'deki gerilmelerin genellikle doğal olarak sırasıyla basma ve çekme olduğuna dikkat edilmelidir; bununla birlikte, enine gerilmeler, çoğu durumda, doğal duruma zıt olarak, yani HAZ'da çekme ve FZ'de basma olarak ortaya çıkmaktadır. Kalıntı gerilmelerin denge durumunda olması bu durumun nedenini açıklamaktadır. Dolayısıyla, iş parçasındaki gerilme dağılımından bağımsız olarak, herhangi bir kesitteki gerilmeler kuvvetlerin toplamı ve kuvvetlerin momentinin toplamı ile dengelenmelidir.

Radaj (1992), kaynaklı plakaların soğutulmasından sonra, enine ve boyuna malzeme kısalması nedeniyle, yapıda kalıntı enine gerilmelerin ortaya çıktığını ortaya çıkarmıştır. Plakalar serbest bir durumda kaynaklanmışsa (punta kaynakları ve ek kenetlemeler olmadan), enine gerilmeler çok büyük değildir. En büyük değerlere, kaynağın uçlarına yakın bölgelerde ulaşılmaktadır. Gerilmeler hem basma hem de çekme olabilmektedir.

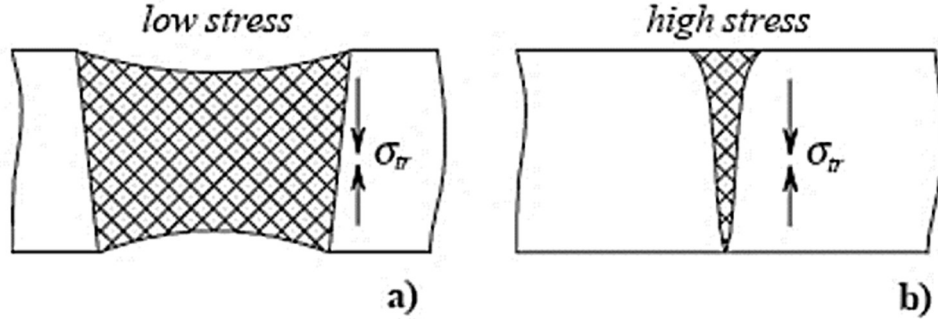
İki plaka arasında anlık olarak biriken ergiyik metal, kaynaklı parça enine sınırlama olmadan soğursa kaynak uzunluğunun ortasında bir boşluk oluşturmaktadır. Basma gerilmeleri, plastik deformasyon bölgesinin uzunlamasına kısalması nedeniyle ilk olarak başlamakta ve plaka kenarı, Şekil 3.16'de gösterilen yolda büzülme eğilimindedir. Enine basma, kaynak uzunluğunun orta bölümüne yaklaşıldığında enine çekme durumunda bir değişiklik kaynağın uçlarında ortaya çıkmaktadır. Yüksek kaynak hızına sahip kısa ve dar plakaların kaynağı sırasında, plaka kenarları soğutma sırasında birbirine doğru hareket etmektedir. Uzunlamasına kısaltma plakaları düzlemde bükmeye



Kaynak hızı, malzeme yüklemeye dayanabildiğinde kaynak metalinin sıcaklığa soğuması için yeterince düşükse ve kaynak arkının çok gerisinde değilse, kaynak dikişinin ucunda gösterildiği gibi çekme gerilmeleri yaşamaktadır (Şekil 3.16c). Ek kenetlemenin, kaynaklardaki kalıntı enine gerilim dağılımı üzerinde ciddi bir etkisi bulunmaktadır.

87

kısıtlanmaktadır. Ve bu şekilde, kalınlık yönünde yüksek kalıntı gerilmeler oluşmaktadır.

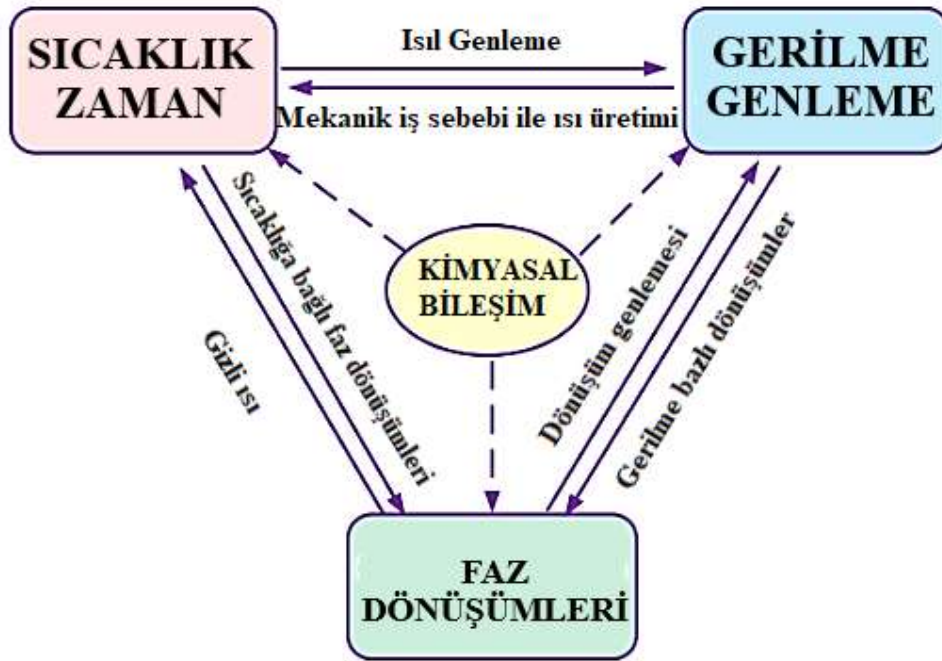


Şekil 3.17. Kalınlık boyunca enine kaynak gerilmesi; (a) nispeten geniş plastik olarak deforme olmuş bölge ile; (b) dar plastik olarak deforme olmuş bölge ile. (Pilipenko, 2001).

3.2. Talaşlı İmalat İşleminin Modellenmesi

Talaşlı işleme süreçleri esnasında, çelikler genellikle şiddetli plastik deformasyon, çatlak, faz değişimi, tane boyutu değişikliği vb. durumları içerecek şekilde karmaşık bir şekilde davranmaktadırlar. Metalurjik faz dönüşümü, talaşlı imalat sırasında yoğun, lokal ve hızlı termal mekanik çalışma nedeniyle talaşta veya iş parçası işlenmiş yüzeyinde gerçekleşmektedir. Bu, özellikle yüksek hızlı işleme, termal olarak geliştirilmiş işleme, taşlama ve ağır takım aşınması ile sert tornalamada belirgindir (Chou ve Evans, 1999; Jawahir vd., 2011; ; Shi ve Attia, 2010; Umbrella vd., 2013). Kesme işleminde üretilen ısı, iş parçası malzeme sıcaklığını kritik faz dönüşüm sıcaklığının üzerine çıkardığı için, bir metalurjik dönüşüm meydana gelir ve dönüşümden kaynaklanan gizli ısı ve plastiklik talaşlı işleme sürecini etkilemektedir. Mekanik deformasyon, ısı transferi ve mikroyapı, her biri diğerlerini etkileyen güçlü bir şekilde birbirine bağlıdır ve bu etkilemektedir, Şekil 3.18'de şematik olarak gösterilen metalo-termomekanik bağlantılı olarak karakterize edilmektedir (Bailey, Tan ve Shin, 2009; Denis vd., 2002; Inoue, 2002). Sıcaklık alanları, faz değişim kinetiklerine göre mikroyapısal değişiklikleri de etkileyen, sıcaklık gradyanlarının neden olduğu termal yumuşatma ve termal genlemeler yoluyla gerilme durumunu etkilemektedir. Plastik deformasyon veya sürtünmeden kaynaklanan mekanik işler çok fazla ısı üretir ve sıcaklık alanını değiştirmektedir. Büyük genlemeler ayrıca, genlemeye bağlı dönüşüm

adı verilen faz dönüşümlerine de yardımcı olabilmektedir. Faz değişiklikleri, dilatasyon genlemelerine neden olarak gerilme durumunu etkilemektedir. Faz bileşenlerinin termomekanik özellikleri, dönüşüm gerçekleştikçe radikal olarak değişmektedir, bu da kesme sırasında malzeme davranışını büyük ölçüde değiştirmektedir. Katı faz dönüşümlerinden olan gizli ısı da sıcaklık alanını değiştirebilmektedir. Son olarak, karbon çeliklerindeki karbon içeriği gibi kimyasal konsantrasyonların her üç alanda da etkisi olmaktadır. Plastik deformasyon, ısı transferi ve mikroyapı evrimi arasındaki bu geniş etkileşim/bağlantı, çeliklerin talaşlı işlenmesinin sayısal olarak modellenmesinde zorluklar yaratmakta ve nadiren dikkate alınmaktadır. Esasen, bu derin bağlı olayların tümü, faz dönüşümünün çelik parçaların kesme performansı ve yüzey bütünlüğü üzerindeki etkisini doğru bir şekilde anlamak için aynı anda çözülmelidir. Bu nedenle, metal-termo-mekanik bağlı mekanizmalara dayanan bir öngörücü modelin geliştirilmesi kritik bir şekilde gerekli olmaktadır.



Şekil 3.18. Çeliklerin kesilmesinde metal-termo-mekanik bağlantı (Inoue, 2002).

Kalıntı gerilemeyi modellemek için, frezeleme işleminde elastik gerilme bileşenini ve plastik gerilme bileşenini içeren gerilme dağılımı elde edilmelidir. İş parçasındaki gerilmeler esas olarak birincil deformasyon bölgesi üzerindeki kesme etkisi ve üçüncü deformasyon bölgesi üzerindeki iş parçası yüzeyine etki eden takım

yan yüzünün ekstrüzyon etkisinden kaynaklanan termal gerilme ve mekanik gerilmeden kaynaklanmaktadır (Arrazola, Özel, Umbrello, Davies ve Jawahir, 2013; Ulutan ve Özel, 2011). İlk olarak mekanik etki ve termal etki dikkate alınarak elastik gerilim bileşeni hesaplanmaktadır. Daha sonra, iş malzemesi plastik deformasyonu ile indüklenen plastik gerilme bileşeni radyal geri dönüş yöntemi ile elde edilmektedir. Son olarak, gerilme gevşetme işlemi ile iş malzemesinde kalıntı gerilme oluşmaktadır.

Bu bölümde frezeleme işlemi sonucu ortaya çıkan kalıntı gerilmeleri hesaplamak için ilk olarak, dik(orthogonal) kesme için kesme kuvveti modelleri tartışılacaktır. Daha sonra, kesme sıcaklıklarının modellenmesi ile devam edilecektir. Daha sonra kuvvetin ve termal modellemenin birleştirilmesi, tahmini kalıntı gerilme modelini tamamlamak üzere gösterilecektir.

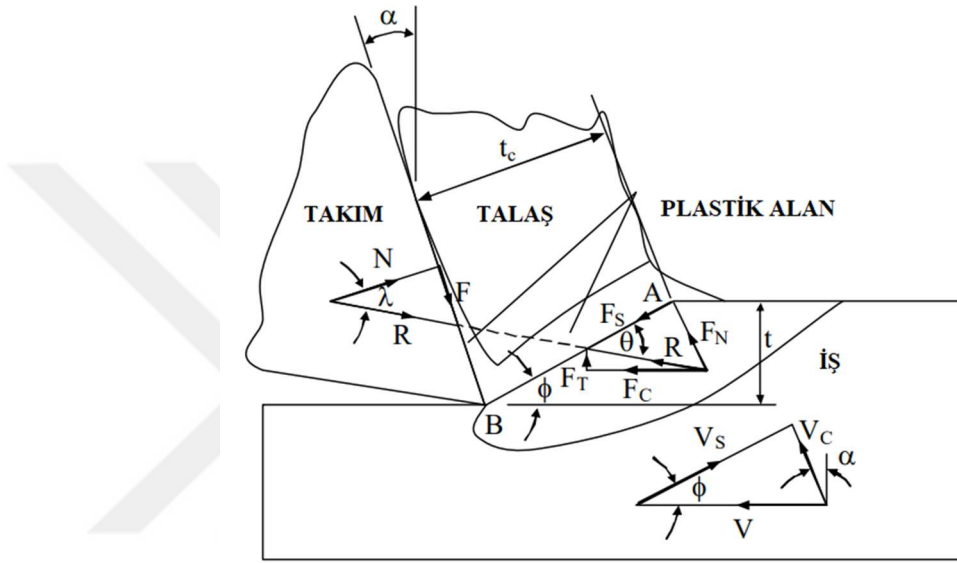
3.2.1. Dik Kesimde Kuvvet Modellemesi

Dik kesimde kuvvet modellemesi uzun yıllardır araştırma konusu olmuştur. Merchant tarafından yapılan kesme kuvvetlerinin ilk analizlerinden biri, kesme açısının kesme kuvvetini en aza indirmek için kendini ayarladığı varsayımına dayanıyordu (Merchant, 1945). Diğer modeller dikey kesimde kesme kuvvetlerini tahmin etmek için kayma çizgisi alan teorisi kullanmıştır (Fang, Jawahir ve Oxley, 2001; Oxley, 1989; Waldorf, DeVor ve Kapoor, 1998). Bu araştırmadaki kalıntı gerilme modelleme çabası, kesme kuvvetlerini tahmin etmek için daha önce geliştirilmiş modelleri dahil etmeyi amaçlamaktaydı. Mevcut tezde amaç, mükemmel derecede doğru bir kesme kuvveti modeli geliştirmek değil, sınır teması gerilmelerini tahmin etmenin bir yolu olarak iyi kurulmuş öngörücü kesme kuvveti modellerini kullanmaktır.

Mevcut modeldeki kesme kuvvetlerinin talaş oluşumu ve sürme kuvvetlerinden oluştuğu varsayılmaktadır. Bu iki kuvvet bileşeni genel kesme kuvvetlerine katkıda bulunmaktadır. Kesme kuvveti modelleri dik veya eğik kesme koşulları için türetilmiştir. Modellerin tornalama operasyonlarına uygulanması, eğik koşullar için geometrik dönüşümler gerektirmektedir. Kesme kuvveti modellerinin her bir yönü, aşağıda tarif edilmektedir.

3.2.2. Keskin Takım Kesme Kuvvetleri

Bu çalışma için seçilen keskin takım kesme kuvveti modeli Oxley'nin tahmine dayalı talaşlı işleme teorisine dayanmaktadır (Oxley, 1989). Metal kesmede deneysel gözlemlerden elde edilen bir kayma çizgisi kesme kuvveti modelidir. Düzlem gerilme, kararlı durum koşulları varsayılmaktadır. Ek olarak, takımın mükemmel şekilde keskin olduğu varsayılır. Modelin kısa bir özeti aşağıda verilmiştir.



Şekil 3.19. Analizde kullanılan talaş oluşumunun modeli (Oxley, 1989).

Bu teori, AB ile birlikte gerilme dağılımlarını ve Şekil 3.19'da gösterilen takım talaş arayüzünü analiz etmektedir. ϕ , AB ve takım talaş ara yüzü tarafından iletilen nihai kuvvetlerin dengede olacağı şekilde seçilmektedir. ϕ tanımlandıktan sonra, talaş kalınlığı t_c ve diğer kuvvet bileşenleri aşağıdaki denklemlerden belirlenebilmektedir.

$$t_c = \frac{t \cos(\phi - \alpha)}{\sin \phi} \quad (3.70)$$

$$F_c = R \cos(\lambda - \alpha) \quad (3.71)$$

$$F_T = R \sin(\lambda - \alpha) \quad (3.72)$$

$$F = R \sin \lambda \quad (3.73)$$

$$N = R \cos \lambda \quad (3.74)$$

$$R = \frac{F_s}{\cos \theta} = \frac{k_{AB} t w}{\sin \phi \cos \theta} \quad (3.75)$$

Kesme işleminin doğası gereği, kesme bölgesinde yüksek genlemeler, genleme oranları ve sıcaklıklar üretilmektedir. Bu etkileri yakalayan yapısal bir model gerekmektedir. Bu noktada Johnson-Cook akış gerilmesi modeli, malzeme akış stresini genleme, genleme hızı ve sıcaklığın bir fonksiyonu olarak modellemek için kullanılmaktadır (Johnson, Cook, 1985). Denklemin genel şekli aşağıda gösterilmiştir. σ efektif gerilme, ε_p efektif plastik genleme, $\dot{\varepsilon}_p$ efektif plastik genleme oranı, T malzemenin sıcaklığı, T_m malzemenin erime noktasıdır ve T_0 referans sıcaklıktır. A , B , C , m , n ve $\dot{\varepsilon}_0$ terimleri malzeme sabitleridir.

$$\sigma = (A + B \varepsilon_p^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right) \quad (3.76)$$

Kesme açısı θ 'nin değerinin belirlenmesi, yinelemeli bir prosedürdür. İlk olarak, AB bölgesindeki sıcaklık artışı, AB'deki akış gerilmesi k_{AB} 'sini tahmin etmek için hesaplanmaktadır. AB boyunca genleme;

$$\varepsilon_{AB} = \frac{1}{2\sqrt{3}} \frac{\cos \alpha}{\sin \phi \cos(\phi - \alpha)} \quad (3.77)$$

Ve AB boyunca genleme oranı;

$$\dot{\varepsilon}_{AB} = \frac{C_{Oxley} V_s}{\sqrt{3} l} \quad (3.78)$$

Bu denklemlerin de eklenmesi ile AB boyunca akış gerilmesi;

$$k_{AB} = \frac{1}{\sqrt{3}} (A + B \varepsilon_{AB}^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{AB}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left(1 - \left(\frac{T_{AB} - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right) \quad (3.79)$$

Akış gerilmesi belirlendikten sonra, kesme kuvvetleri Johnson-Cook denklemi ile hesaplanmaktadır. Sürtünme açısı λ ;

$$\lambda = \theta + \alpha - \phi \quad (3.80)$$

Bileşke kuvvetin eğim açısı θ ise;

$$\tan\theta = 1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \phi\right) - Cn \quad (3.81)$$

Yukarıdaki denklemde, mevcut başvuruda kullanılan Cn terimi Oxley'in modelindeki orijinal tanımdan farklıdır. Değiştirilmiş versiyon, Johnson-Cook akış gerilmesi modelinin kesme kuvveti modeline dahil edilmesini sağlamaktadır. Kullanılan değiştirilmiş Cn terimi, Wang tarafından sunulan orijinal Oxley modelindeki değişikliklere dayanmaktadır (Wang, 2005).

$$Cn = C_{Oxley} n \frac{B\varepsilon_{AB}^n}{A + B\varepsilon_{AB}^n} \quad (3.82)$$

Burada A , B ve n , Johnson-Cook akış gerilmesi denkleminde tanımlanan sabitlerdir. Açılar belirlendikten sonra, takım talaş temas uzunluğu şu şekilde hesaplanmaktadır:

$$h = \frac{t_1 \sin\theta}{\cos\lambda \sin\phi} \left\{ 1 + \frac{Cn}{3 \tan\theta} \right\} \quad (3.83)$$

Takım talaş temas uzunluğu boyunca gerilme dağılımının sabit olduğu varsayılarak, takım çip arayüzü boyunca kayma gerilmesi;

$$\tau_{int} = \frac{F}{hw} \quad (3.84)$$

Daha sonra talaştaki sıcaklık artışı Oxley tarafından tarif edilen yöntemle göre hesaplanır (Oxley, 1989). Talaştaki ortalama akış gerilmesi için ortaya çıkan ifade aşağıdaki denklem ile verilmiştir.

$$k_{chip} = \frac{1}{\sqrt{3}} (A + B\varepsilon_{int}^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{int}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left(1 - \left(\frac{T_{int} - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right) \quad (3.85)$$

Denklemin ε_{int} talaştaki ortalama genleme değeri ile yaklaşık olarak (Adibi-Sedeh, Madhavan ve Bahr, 2003);

$$\varepsilon_{int} = 2\varepsilon_{AB} + \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{h}{\delta t_2} \quad (3.86)$$

Ve talaştaki genleme oranı;

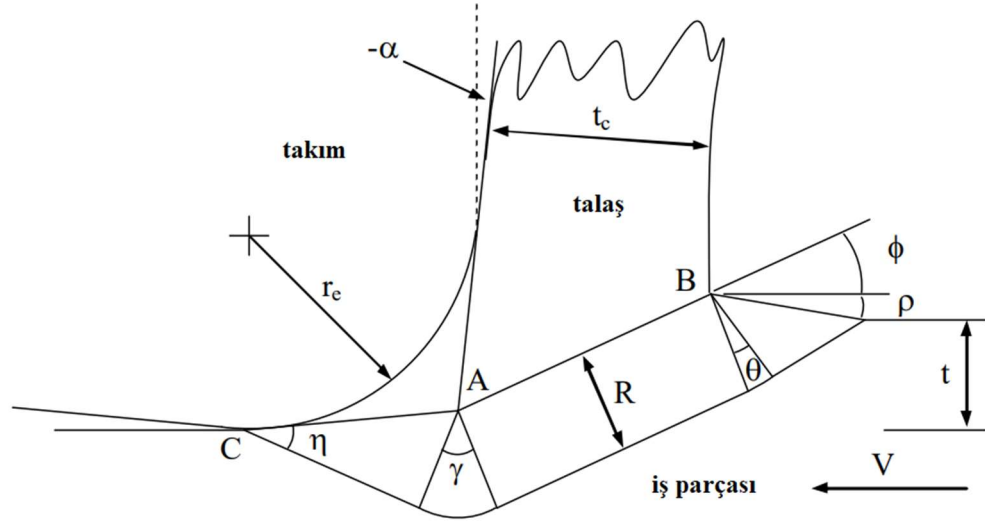
$$\dot{\varepsilon}_{int} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{V_c}{\delta t_2} \quad (3.87)$$

Her bir kesme açısı ϕ artışı için, tüm hesaplamalar τ_{int} ve $k_{talaş}$ 'i belirlemek için yapılmaktadır. $\tau_{int}=k_{talaş}$ olduğu en yüksek ϕ değeri kesme açısı olarak seçilmektedir.

3.2.3. Takım Kenar Yarıçapını Dikkate Alan Kuvvet Modellemesi

Önceki kısımda, kesme takımının mükemmel şekilde keskin olduğu varsayılmıştır. Bununla birlikte, takımlar asla mükemmel şekilde keskin değildir. Kesme kenarına mukavemet ve tokluk aşılama için, bir bileme veya pah tipik olarak takım geometrisinin bir parçasıdır. Kesici kenarın yuvarlaklığına bağlı kuvvet katkısı Albrecht (1960) tarafından kazıma kuvveti olarak adlandırılmıştır. Bu çalışmadan bu yana, bir kesici kenarın yuvarlaklığı nedeniyle kuvvet katkısı üzerine büyük miktarda araştırma yapılmıştır (Arsecularatne, 1997; Basuray, Misra ve Lal, 1977; Schimmel, Endres ve Stevenson, 2002; Waldorf, 2004).

Bu çalışmada Waldorf (1998, 2004) tarafından geliştirilen model, takım kenarı yuvarlaklığına bağlı kazıma kuvvetlerini tahmin etmek için kullanılmıştır. Waldorf, dik kesimde kazıma kuvvetlerini tahmin etmek için geliştirilmiş bir kayma çizgisi modeli kullanmıştır. Model, kesici alete yapıştırılmış malzemenin küçük, sabit bir kenarını içermektedir. Modelin kısa bir açıklaması aşağıda verilmiştir.



Şekil 3.20. Waldorf (2004)'un kazıma için kayma alanı.

Şekil 3.20'de kenar yarıçapı, α eğim açısı, ϕ kesme açısı ve t kesilmemiş talaş kalınlığıdır. Fan alanı açıları θ , γ ve η geometrik ve sürtünme ilişkileri ile alakalıdır. Değerlerin hesaplanmasına ilişkin detaylar Waldorf (1998)'un çalışmasında mevcuttur. R , A merkezli ortalanmış dairesel fan alanının yarıçapıdır. Eğer malzemenin akış gerilmesi k kesme açısı ϕ ile birlikte biliniyorsa, kazıma kuvvetleri aşağıdaki denklemden belirlenebilir. P_{cut} kesme yönünde kazıma kuvveti, P_{thrust} yeni üretilen yüzeye dik olan kazıma kuvvetidir ve w kesme genişliğidir.

$$P_{cut} = k \cdot w [\cos(2\eta)\cos(\phi - \gamma + \eta) + (1 + 2\theta + 2\gamma + \sin(2\eta))\sin(\phi - \gamma + \eta)] \cdot CA \quad (3.88)$$

$$P_{thrust} = k \cdot w [(1 + 2\theta + 2\gamma + \sin(2\eta))\cos(\phi - \gamma + \eta) - \cos(2\eta)\sin(\phi - \gamma + C)] \cdot CA \quad (3.89)$$

Burada;

$$CA = \frac{R}{\sin\eta} \quad (3.90)$$

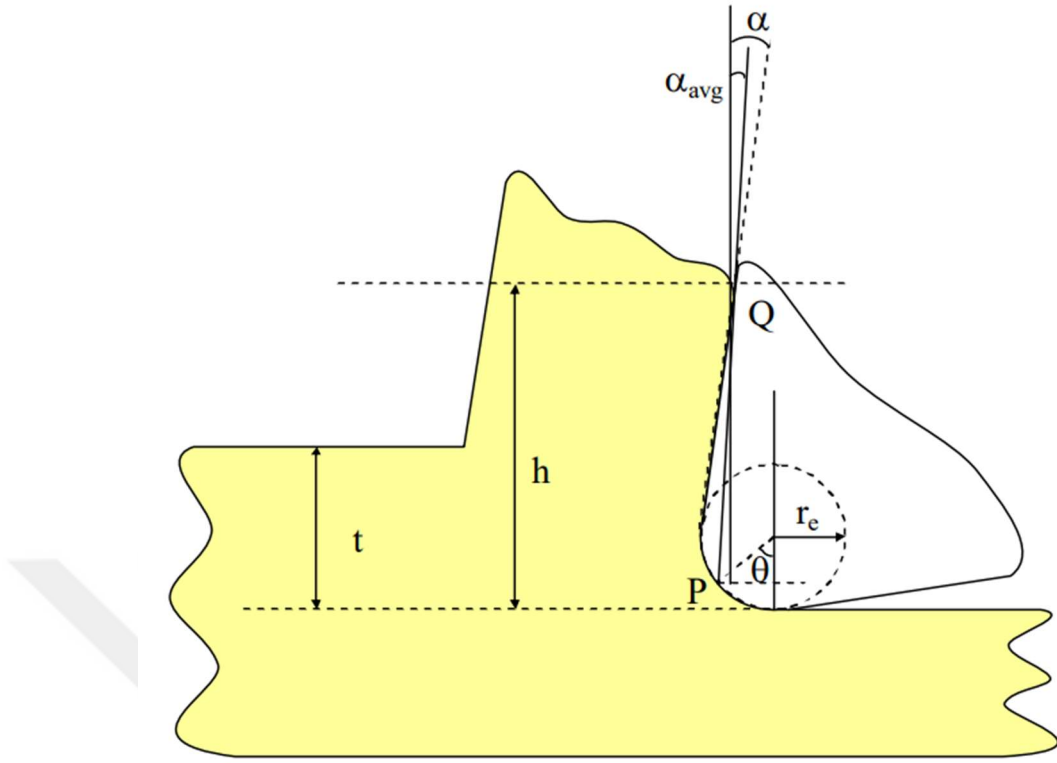
Waldorf modelinde, ρ ilerleme açısının r kesici kenar yarıçapına bağlı olduğu bulunmuştur. Büyük çaplı yarıçaplar için 0° 'lik bir sapma açısının, ölçümlere çok yakın olan kuvvet tahminleri oluşturduğu bulunmuştur. Daha küçük bileme yarıçapları için,

daha büyük bir ilerleme açısı kazıma kuvvetlerini tahmin etmede daha iyi performans göstermiştir. Mevcut başvuruda, Waldorf (1998)'te ele alınan sivri açılar aralığında olan 10° lik bir sivri açı kullanılmaktadır.

3.2.4. Ortalama Kenar Açısı Modeli

Daha önceki bölümlerde talaş oluşturma kuvveti modelindeki geçerli varsayımlardan biri kesici takımın keskin olmasıdır. Bununla birlikte, mevcut uygulamada kullanılan kuvvet tahmini kenar yuvarlaklığını dikkate aldığından, mükemmel keskin bir takım varsayımının gözden geçirilmesi gerekmektedir. Takımın yuvarlaklığı nedeniyle, etkili eğim açısı kesme derinliğine ve kesme kenarının boyutuna bağlı olarak değişecektir. Kesme kenarının yarıçapına göre sığ bir kesme derinliği için, etkili eğim açısı daha negatif olacaktır. Kuvvet modellemesi için etkili bir eğim açısı hesaplamak için Manjunathaiah (1998) tarafından geliştirilen ortalama bir eğim açısı modeli kullanılmaktadır. Modelin uygulanması sonucu ortaya çıkan önemli sonuçlar aşağıda sunulmuştur.

Genel olarak, ortalama eğim açısı kesilmemiş talaş kalınlığına t , kenar yarıçapına r_e , ayırma veya durma noktası açısına θ ve takımın nominal eğim açısına α bağlıdır. Ayırma açısı, ortalama eğim açısının tanımlanmasında önemli bir rol oynamaktadır. Ayırma noktasının üzerindeki malzeme (Şekil 3.21'de P) talaşa giderken, aşağıdaki malzeme iş parçasını oluşturmaktadır. Ayırma açısı daha önce araştırmacılar tarafından geniş çapta incelenmiştir (Basuray, Misra ve Lal, 1977; Kragel'skii ve Rybalov, 1965; Venkatesh, Ramaswami, 1970). Basuray, Misra ve Lal (1977) yaklaşık bir enerji analiziyle ayırma açısı değerini türetmiştir. Değerin yaklaşık 37.6° olduğu bulunmuştur. Mevcut uygulamada, ortalama eğim açısını hesaplamak için 37.6° 'lik bir ayırma açısı kullanılmaktadır. Şekil 3.21, ortalama eğim açısı modelindeki elemanların birincil elemanlarını göstermektedir.



Şekil 3.21. Manjunathaiah (1998)'tan uyarlanmıştır. Ortalama eğim açısının hesaplanması için şema.

Takım geometrisi ve kesme koşulları biliniyorsa, ortalama eğim açısı için iki olasılık vardır. Kesilmemiş talaş kalınlığının kesme takımının yarıçapından daha az olduğu durumda, ortalama eğim açısı;

$$\alpha_{avg} = \begin{cases} \tan^{-1} \left(-\frac{\sqrt{\left(2 - \frac{h}{r}\right) \frac{h}{r}} - \sin \theta}{\frac{h}{r} - 1 + \cos \theta} \right) & \text{eğer } \frac{h}{r} \leq 1 + \sin \alpha \\ \tan^{-1} \left(-\frac{\left(\frac{h}{r} - 1\right) \tan \alpha - \sec \alpha + \sin \theta}{\frac{h}{r} - 1 + \cos \theta} \right) & \text{eğer } \frac{h}{r} > 1 + \sin \alpha \end{cases} \quad (3.91)$$

Kesilmemiş talaş kalınlığı kenar yarıçapından daha büyükse, ortalama eğim açısı;

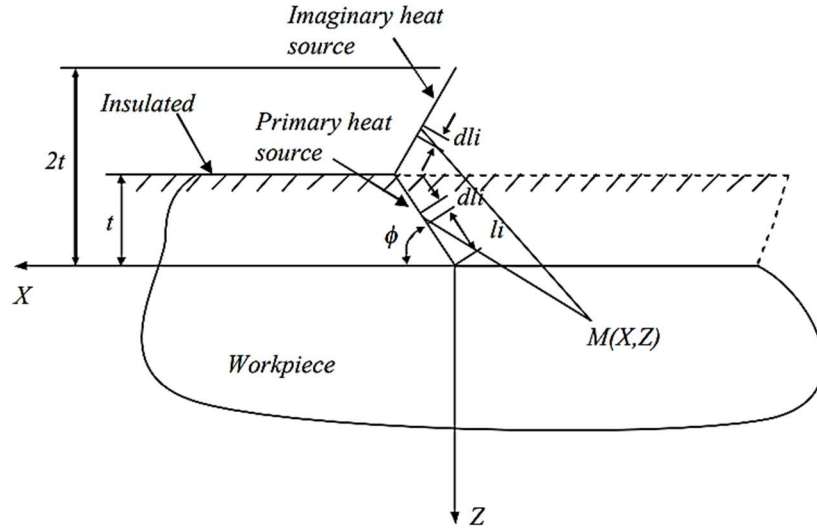
$$\alpha_{avg} = \begin{cases} \tan^{-1} \left(-\frac{2\sqrt{\left(1 - \frac{h}{r}\right)\frac{h}{r}} - \sin\theta}{\frac{2h}{r} - 1 + \cos\theta} \right) & \text{eğer } \frac{h}{r} \leq \frac{1 + \sin\alpha}{2} \\ \tan^{-1} \left(-\frac{\left(\frac{2h}{r} - 1\right) \tan\alpha - \sec\alpha + \sin\theta}{\frac{2h}{r} - 1 + \cos\theta} \right) & \text{eğer } \frac{h}{r} > \frac{1 + \sin\alpha}{2} \end{cases} \quad (3.92)$$

3.2.5. Dik Kesimde Sıcaklık Modellemesi

Kesme işleminden kaynaklanan ısı etkiler, üretilen kalıntı gerilmeler üzerinde önemli bir etkiye sahip olabilmektedir. Araştırmacılar, artan kesme sıcaklıklarının işlenmiş bir bileşenin yüzeyi üzerinde daha fazla çekme kalıntı gerilemlerine neden olduğunu göstermiştir (Henriksen, 1951; Lin, Lin ve Liu, 1991). Jaeger (1942), hareketli ısı kaynaklarından dolayı sıcaklık artışını belirleme yöntemini geliştirmiştir. Yönteminin gelişmiş versiyonları literatürde kesimden kaynaklanan sıcaklık artışını belirlemek için yaygın olarak kullanılmıştır (Komanduri ve Hou, 2000; Trigger ve Chao, 1951). Kesimden kaynaklanan sıcaklık artışının modellenmesine yönelik aynı yaklaşım bu çalışmada kullanılacaktır.

3.2.6. İş Parçası Sıcaklık Artışı Modellemesi

İş parçası sıcaklıklarının modellenmesinde, iki ısı kaynağının var olduğu varsayılmaktadır. Birincisi, kesme bölgesinden üretilen birincil ısı kaynağıdır. İkinci ısı kaynağı, takım ve iş parçası arasında sürtünmenin bir sonucudur. İş parçası yüzeyinin bu çalışmada Şekil 3.22'de gösterildiği gibi yalıtıldığı düşünülmektedir. İş parçası sınırındaki adyabatik koşulu karşılamak için hayali bir ısı kaynağı kullanılmaktadır (Komanduri ve Hou, 2000).



Şekil 3.22. Huang (2002) 'dan uyarlanmıştır. İş parçasına göre birincil kaynağın ısı transfer modeli.

M noktasındaki sıcaklık artışı (X, Z) birincil ve hayali ısı kaynaklarının kombinasyonudur. Eğik hareketli ısı kaynağı ve hayali ısı kaynağı nedeniyle herhangi bir M noktasında (X, Z) toplam sıcaklık artışı;

$$\begin{aligned} \theta_{workpiece-she} (X, Z) &= \frac{q_{shear}}{2\pi k_{workpiece}} \int_0^L e^{\frac{(X-l_i \sin \phi) V_{cut}}{2a_{workpiece}}} \left\{ K_0 \left[\frac{V_{cut}}{2a_{workpiece}} \sqrt{(X-l_i \sin \phi)^2 + (Z-l_i \cos \phi)^2} \right] \right. \\ &\quad \left. + K_0 \left[\frac{V_{cut}}{2a_{workpiece}} \sqrt{(X-l_i \sin \phi)^2 + (Z+l_i \cos \phi)^2} \right] \right\} dl_i \end{aligned} \quad (3.93)$$

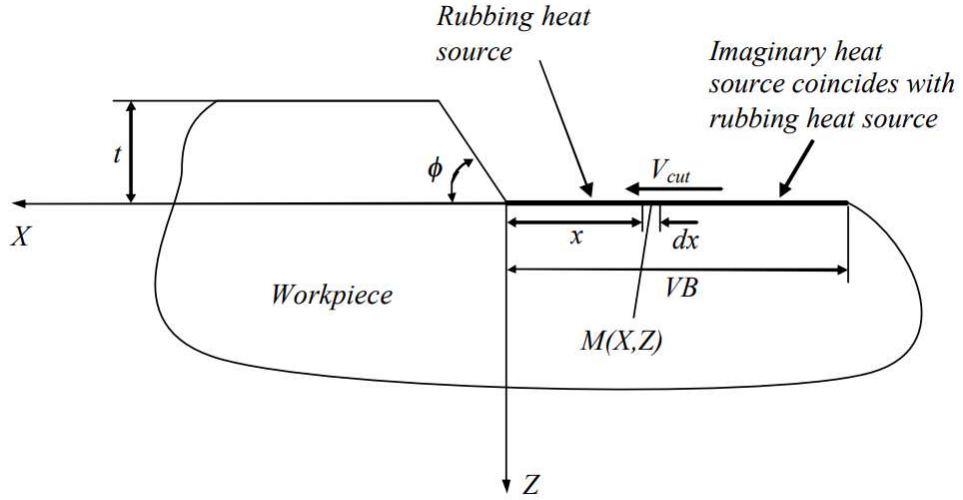
Burada;

$$\varphi = \left(\phi - \frac{\pi}{2} \right) \quad (3.94)$$

$$L = \frac{t}{\sin \phi} \quad (3.95)$$

Hareketli ısı kaynağının benzer bir uygulaması, kesme kenarı ile iş parçası arasındaki sürtünmeden kaynaklanan sıcaklık artışını belirlemek için kullanılmaktadır. Takım kenarı ve iş parçası arasındaki sürtünme, hareketli bir bant ısı kaynağı olarak işlem görmektedir. İş parçası yüzeyi yalıtılmış kabul edildiğinden, sıcaklık artışını

modellemek için orijinal sürtünme ısı kaynağı ile çakışan hayali bir ısı kaynağı kullanılmaktadır. Hareketli bant ısı kaynakları Şekil 3.23'de gösterilmektedir. Sürtünmeden dolayı iş parçasındaki sıcaklık artışı aşağıdaki denklem tarafından verilmektedir.



Şekil 3.23. Huang (2002) 'dan uyarlanmıştır. İş parçasına göre sürtünme ısı kaynağının ısı transfer modeli.

$$\theta_{workpiece-rubbing}(X, Z) = \frac{1}{\pi k_{workpiece}} \int_0^{VB} \gamma q_{rubbing} e^{-\frac{(X-x)V_{cut}}{2a_{workpiece}}} K_0 \left[\frac{V_{cut}}{2a_{workpiece}} \sqrt{(X-x)^2 + (Z)^2} \right] dx \quad (3.96)$$

Eşitlikteki γ , kesim sırasında iş parçasına aktarılan ısı bölümüdür. Takımın ve iş parçasının malzeme özelliklerine dayalı olarak bölüm oranı için yaklaşık bir değer aşağıdaki denklem ile verilmektedir. Burada iş parçası ve alet için k , ρ , C , k_t , ρ_t ve C_t sırasıyla termal iletkenlik, yoğunluk ve özgül ısıdır (Sekhon ve Chenot, 1993).

$$\gamma = \frac{\sqrt{k\rho C}}{\sqrt{k\rho C} + \sqrt{k_t\rho_t C_t}} \quad (3.97)$$

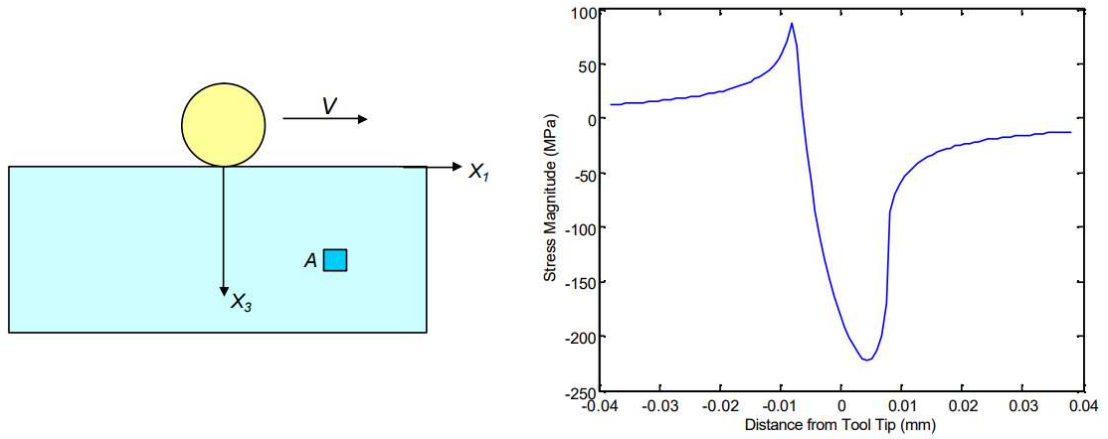
q_{shear} ve $q_{rubbing}$ ısı kaynakları, önceki bölümde açıklanan kesme parametreleri ve kesme kuvveti modellerinden belirlenmektedir. Kesme düzlemi ısı kaynağı ve sürtünme ısı kaynağı için ortaya çıkan ifadeler, sırasıyla aşağıdaki denklemler ile verilmiştir.

$$q_{shear} = \frac{(F_c \cos \phi - F_t \sin \phi) \left(\frac{V_{cut} \cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} \right)}{twcsc\phi} \quad (3.98)$$

$$q_{rubbing} = \frac{P_{cut} V_{cut}}{wVB} \quad (3.99)$$

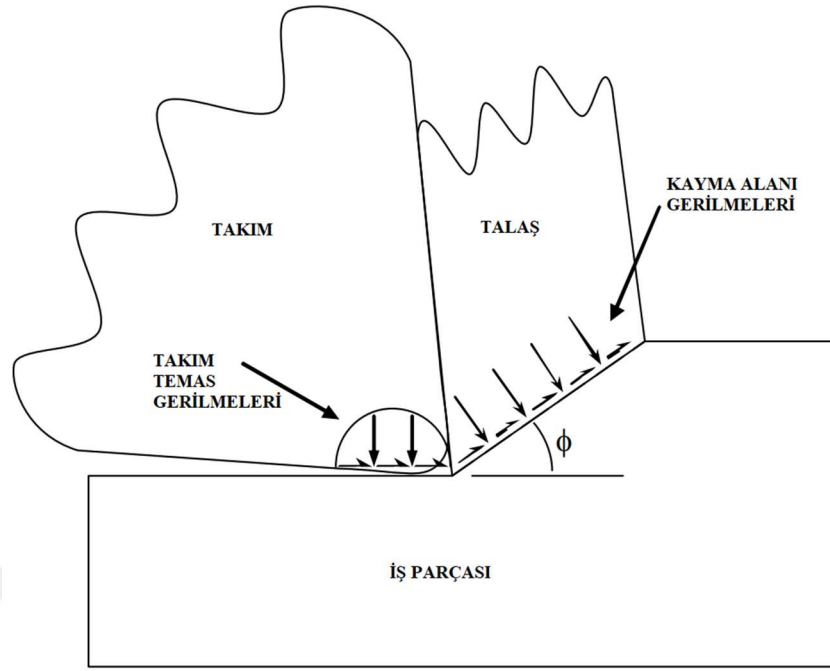
3.2.7. Dik Kesimde Kalıntı Gerilme Modellemesi

Kesim sırasında iş parçasının deneyimlediği gerilme geçmişini yakalamak, kalıntı gerilmeleri tahmin etmek için gereklidir. İş parçasındaki gerilme geçmişini modellemek için yuvarlanan / kayan temas yaklaşımı kullanılmaktadır. Şekil 3.24'de, yuvarlak nesne bir yükü ve dikdörtgen alan yüklenen gövdeyi temsil etmektedir. Yük parçanın üzerinden geçerken, parçadaki aynı derinlikteki her nokta aynı gerilmeyi yaşamaktadır. Örneğin, yükün geçişi sırasında A noktasının yaşadığı gerilme geçmişi, Şekil 3.24'in sağ tarafına benzer olmaktadır. Spesifik gerilme geçmişi, yük ile parça arasındaki sınır gerilmelerine bağlıdır.



Şekil 3.24. Temas gerilme yükü geçmişi (Su, 2006).

Kesime bağlı iki mekanik gerilme kaynağı dikkate alınmaktadır. Biri, takım kenarı ve iş parçası arasındaki temastan kaynaklanır ve diğeri de kesme bölgesindeki gerilmelerden kaynaklanmaktadır. Takım kenarı, teğetsel yük ile birleştirilmiş normal yüke katkıda bulunmaktadır. Kesme bölgesi eğimli bir kesme gerilmesi ve normal gerilme eklemektedir. Bu iki kaynak, iş parçasının yaşadığı gerilme geçmişini içermektedir. Her ikisi de Şekil 3.25'da gösterilmiştir.



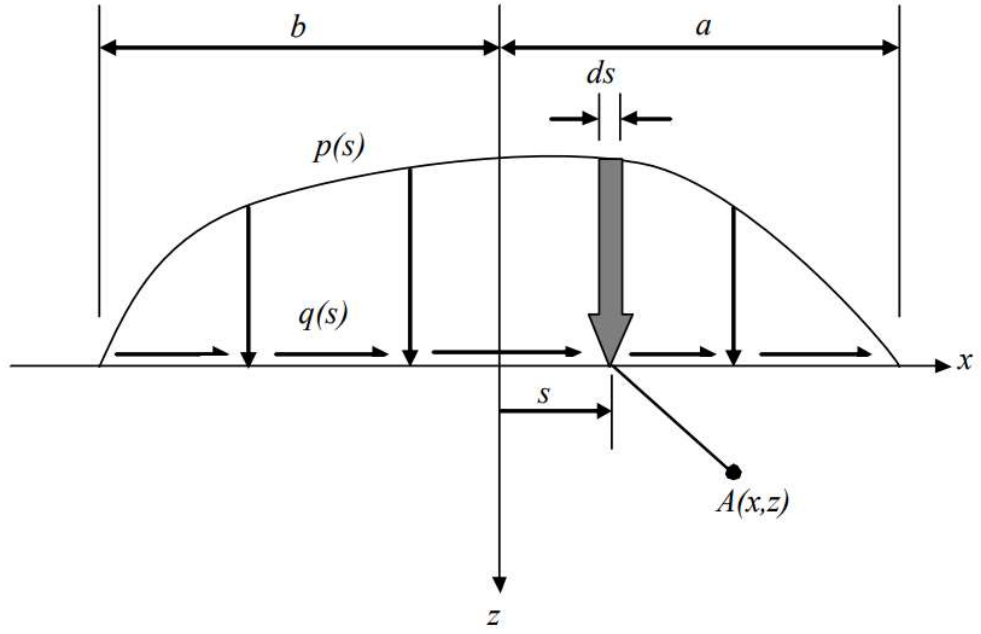
Şekil 3.25. Kalıntı gerilme modellemesi için gerilme kaynakları (Su, 2006).

İş parçasındaki gerilmeler, temas bölgesi üzerindeki yarı sonsuz gövdelerde normal ve teğetsel nokta yükleri için Boussinesq çözümünün integrasyonu ile hesaplanmaktadır. İntegrasyonun sonuçları aşağıda 'da gösterilmiştir (Johnson, 1985).

$$\sigma_x = -\frac{2z}{\pi} \int_{-b}^a \frac{p(s)(x-s)^2}{[(x-s)^2 + z^2]} ds - \frac{2}{\pi} \int_{-b}^a \frac{p(s)(x-s)^3}{[(x-s)^2 + z^2]} ds \quad (3.100)$$

$$\sigma_z = -\frac{2z^3}{\pi} \int_{-b}^a \frac{p(s)}{[(x-s)^2 + z^2]} ds - \frac{2z^2}{\pi} \int_{-b}^a \frac{p(s)(x-s)^3}{[(x-s)^2 + z^2]} ds \quad (3.101)$$

$$\tau_{xz} = -\frac{2z^2}{\pi} \int_{-b}^a \frac{p(s)(x-s)}{[(x-s)^2 + z^2]} ds - \frac{2z^2}{\pi} \int_{-b}^a \frac{p(s)(x-s)^2}{[(x-s)^2 + z^2]} ds \quad (3.102)$$



Şekil 3.26. Johnson (1985)'dan uyarlanan sınır gerilmelerinin şeması.

Yukarıdaki denklemi kullanmak için, Şekil 3.20'de gösterilen $p(s)$ ve $q(s)$ gerilme dağılımlarına ihtiyaç vardır. Normal stresin büyüklüğü, temas bölgesinin geometrisinden ve kazıma itme kuvveti P_{thrust} 'tan belirlenmektedir. Takım ucundan dolayı temas bölgesindeki normal basıncın iki boyutlu Hertzian olduğu varsayılır. Hertz teması için bir önceki denklemde analitik bir çözüm mevcuttur (Smith ve Liu, 1952). Analitik çözüm, aşağıdaki denklemden belirlenen ve α 'nın bir buçuk CA değerine yaklaştığı normal yük nedeniyle maksimum p_0 basıncını gerektirmektedir. Benzer sonuçlarla düzgün bir gerilme dağılımı da test edilmiştir.

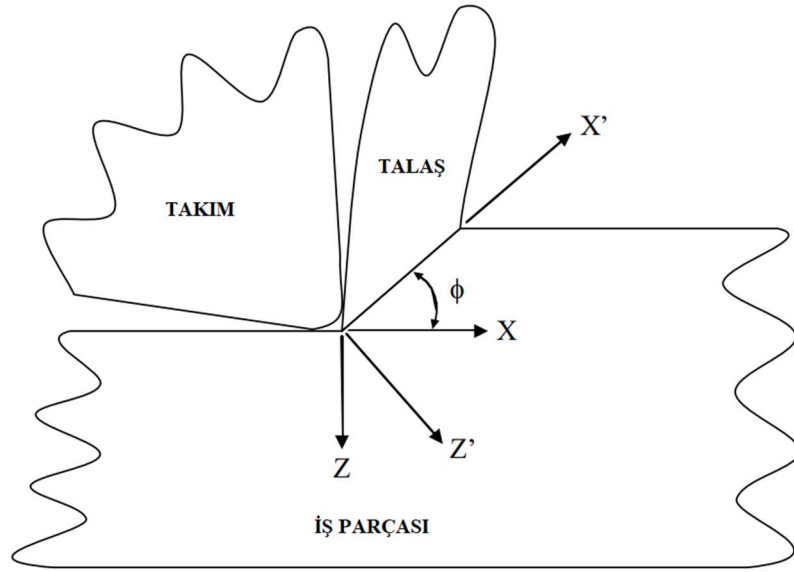
$$p_0 = \frac{2P_{thrust}}{\pi(wa)} \quad (3.103)$$

Yüzeydeki kayma geriliminin aşağıda gösterildiği gibi sürülen kesme kuvveti P_{cut} ve sürtünme katsayısı μ tarafından indüklenen gerilme ile eşit olarak dağıldığı ve orantılı olduğu varsayılmaktadır.

$$\tau = \mu \left(\frac{P_{cut}}{w \cdot CA} \right) \quad (3.104)$$

Kenar çapaklarının neden olduğu gerilmelere ek olarak, kesme düzlemi tarafından üretilen kesme gerilmesi, o bölgedeki malzemenin akış gerilmesine eşit sabit bir değer olarak işlem görmektedir. Eğimli normal yük, öngörülen kesme kuvvetlerinden ve kesme düzleminin geometrisinden belirlenmektedir. Bu tip bir yaklaşım, daha önceki araştırmalarda, kesme düzlemine bağlı olarak iş parçasındaki gerilmeleri tahmin etmek için kullanılmıştır (Lin, Lin ve Liu, 1991; Wu ve Matsumoto, 1990).

İş parçasındaki toplam mekanik gerilme, takım ucundan kaynaklanan gerilmelerin ve kesme düzleminde kaynaklanan gerilmelerin toplamıdır. Gerilmeleri birleştirmek için, kayma bölgesi için öngörülen gerilmeler, $X'-Z'$ kayma bölgesi koordinatlarından iş parçası $X-Z$ koordinatlarına dönüştürülmelidir. İlgili koordinatlar Şekil 3.27'de gösterilmiştir.



Şekil 3.27. İş parçasına göre kesme düzleminin koordinat sistemi (Su, 2006).

$X'-Z'$ koordinat sistemine ilişkin gerilmeler daha önce hesaplanmıştır. Daha sonra $X'-Z'$ koordinat sistemindeki gerilmeleri $X-Z$ koordinat sistemine dönüştürmek için aşağıdaki dönme matrisi kullanılmaktadır. İş parçası koordinatlarında ifade edilen kesme bölgesinden gelen gerilmeler aşağıda verilmiştir.

$$[Q] = \begin{bmatrix} \cos\phi & \sin\phi \\ -\sin\phi & \cos\phi \end{bmatrix} \quad (3.105)$$

$$[\sigma_{shear\ X-Z}] = [Q] \begin{bmatrix} \sigma_{X'} & \tau_{X'Z'} \\ \tau_{X'Z'} & \sigma_{Z'} \end{bmatrix} [Q]^T \quad (3.106)$$

Kuvvetlerden, temas bölgelerinden ve termal tahminlerden yakalanan gerilme alanlarını kullanarak, kalıntı gerilmeler McDowell (1997) tarafından geliştirilen bir yuvarlanan/kayan temas algoritmasından hesaplanmaktadır. McDowell (1997) tarafından geliştirilen hibrid algoritma, önceki yuvarlanan/kayan temas modellerinin arzu edilen yönlerini yakalamaktadır (Jiang ve Sehitoglu, 1994; McDowell ve Moyar, 1986). Model, çok çeşitli yükleme koşullarında yüzeyaltı plastisitesinin ve kalıntı gerilmelerin sağlam ve istikrarlı bir tahminini sunmaktadır. Bu nedenle, kesme işlemi sırasında iş parçasının yaşadığı temas tipi için çok uygundur. Algoritma ayrıca orantısız döngüsel plastisite için keyfi kinematik sertleştirme formlarını da kabul etmektedir. Yükleme, yüzey altı kalıntı gerilimini ve yüzey altı plastik bölgesinin boyutunu belirlemektedir.

Hibrid algoritma, h/G modül oranının anlık değerine bağlı olan bir birleştirme fonksiyonu Ψ kullanmaktadır. G , elastik kesme modülüdür, h , modül modülüdür ve K , bir algoritma sabitidir. Birleştirme fonksiyonu aşağıdaki denklemde gösterilmiştir.

$$\Psi = 1 - \exp\left(-K \frac{3}{2} \frac{h}{G}\right) \quad (3.107)$$

Hibrit algoritmada ne kesme yönünde sıfır gerilme hızı varsayımı $\dot{\epsilon}_{xx} = 0$ (Jiang, Sehitoglu, 1994) ne de $\dot{\sigma}_{xx} = \dot{\sigma}_{xx}^*$ (Jiang ve Sehitoglu, 1994) kesme yönünde elastik gerilme varsayımı yapılamaz. Elastik-plastik yükleme için, birleştirme fonksiyonu aşağıda ilk denklemde gösterildiği gibi yuvarlanma/kesme yönünde gerilme oranını tanımlamak için kullanılmaktadır. Benzer şekilde, yuvarlanma/kesme yönünün enine olan düzlem şekil değiştirme koşulu için şekil değiştirme oranı ifadesi aşağıdaki ikinci denklem ile verilmektedir. Her iki denklem de mevcut başvurudaki termal gerilimi hesaba katmak için (McDowell, 1997) 'deki orijinal ifadelerden modifiye edilmiştir.

$$\begin{aligned}
\dot{\epsilon}_{xx} &= \frac{1}{E} [\dot{\sigma}_{xx} - \nu(\dot{\sigma}_{yy} + \dot{\sigma}_{zz}^*)] + \alpha \Delta T \\
&\quad + \frac{1}{h} (\dot{\sigma}_{xx} n_{xx} + \dot{\sigma}_{yy} n_{yy} + \dot{\sigma}_{zz} n_{zz} + 2\dot{\tau}_{xz} n_{xz}) n_{xx} \\
&= \Psi \left(\frac{1}{E} [\dot{\sigma}_{xx}^* - \nu(\dot{\sigma}_{yy} + \dot{\sigma}_{zz}^*)] + \alpha \Delta T \right) \\
&\quad + \frac{1}{h} (\dot{\sigma}_{xx}^* n_{xx} + \dot{\sigma}_{yy} n_{yy} + \dot{\sigma}_{zz}^* n_{zz} + 2\dot{\tau}_{xz}^* n_{xz}) n_{xx} \quad (3.108)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\dot{\epsilon}_{yy} &= \frac{1}{E} [\dot{\sigma}_{yy} - \nu(\dot{\sigma}_{xx} + \dot{\sigma}_{zz}^*)] + \alpha \Delta T \\
&\quad + \frac{1}{h} (\dot{\sigma}_{xx} n_{xx} + \dot{\sigma}_{yy} n_{yy} + \dot{\sigma}_{zz}^* n_{zz} + 2\dot{\tau}_{xz}^* n_{xz}) n_{yy} = 0 \quad (3.109)
\end{aligned}$$

Yukarıdaki denklemler $\dot{\sigma}_{xx}$ ve $\dot{\sigma}_{yy}$ için gerilme artışlarını belirlemek için aynı anda çözülmektedir. Artımlı plastisite modelini uygulamak için gerekli ek denklemler aşağıda verilmiştir. $\langle \rangle$ MacCauley köşeli ayracıdır ve $\langle x \rangle = 0,5(x + |x|)$ olarak tanımlanmaktadır. Plastik modül fonksiyonu h malzeme pekleşme hızını belirlemektedir.

$$\text{Von Mises akma yüzeyi denklemi} \quad F = \frac{3}{2} (S_{ij} - \alpha_{ij})(S_{ij} - \alpha_{ij}) - R^2 = 0 \quad (3.110)$$

$$\text{Deviatorik gerilme denklemi} \quad S_{ij} = \sigma_{ij} - \left(\frac{\sigma_{kk}}{3} \right) \delta_{ij} \quad (3.111)$$

$$\text{Plastik genleme oranı (Akış kuralı)} \quad \dot{\epsilon}_{ij}^p = \frac{1}{h} \langle \dot{S}_{kl} n_{kl} \rangle n_{ij} \quad (3.112)$$

$$\text{Plastik genleme oranı yönü normal birim bileşenleri} \quad n_{ij} = \frac{S_{ij} - \alpha_{ij}}{\sqrt{2}k} \quad (3.113)$$

$$\text{Lineer kinematik pekleşme için gerilme oluşumu} \quad \dot{\alpha}_{ij} = \langle \dot{S}_{kl} n_{kl} \rangle n_{ij} \quad (3.114)$$

Modelde, kalıntı gerilmeler ve genlemeler, aşağıda verilen Merwin ve Johnson(1963) tarafından öngörülen sınır koşullarını sağlamalıdır.

$$\begin{aligned}
(\epsilon_x)_r &= 0 & (\epsilon_y)_r &= 0 & (\epsilon_z)_r &= f_3(z) \\
(\sigma_x)_r &= f_1(z) & (\sigma_y)_r &= f_2(z) & (\sigma_z)_r &= 0 \\
(\gamma_{xz})_r &= f_4(z) & (\tau_{xz})_r &= 0 & &
\end{aligned} \quad (3.115)$$

$$\begin{aligned}
(\varepsilon_x)_r &= 0 & (\varepsilon_y)_r &= 0 & (\varepsilon_z)_r &= f_3(z) \\
(\sigma_x)_r &= f_1(z) & (\sigma_y)_r &= f_2(z) & (\sigma_z)_r &= 0 \\
(\gamma_{xz})_r &= f_4(z) & (\tau_{xz})_r &= 0 & &
\end{aligned} \tag{3.116}$$

Yükün geçişinden sonra bu sınır koşullarının karşılanması gereklidir, çünkü yükleme döngüsü sırasında dengeyi korumak için hiçbir çaba gösterilmez. Sıfır olmayan herhangi bir bileşen σ_{zz}^R , τ_{xz}^R , ε_{xx}^R ve T^R sınır koşulları sağlanana kadar kademeli olarak gevşetilmektedir. Gevşeme işlemi için M adımları kullanılırsa, gerilme artışları;

$$\Delta\sigma_{zz} = -\frac{\sigma_{zz}^R}{M} \quad \Delta\tau_{xz} = -\frac{\tau_{xz}^R}{M} \quad \Delta\varepsilon_{xx} = -\frac{\varepsilon_{xx}^R}{M} \quad \Delta T = -\frac{T^R}{M} \tag{3.117}$$

Gevşeme prosedürünün sonunda, hem σ_{xx} hem de σ_{yy} sıfırdan farklı olacaktır. Bu değerler parçada kalan gerçek kalıntı gerilmelerdir.

Gevşeme sırasında, malzeme davranışı için iki olasılık vardır; tamamen elastik gevşeme ve elastik plastik gevşeme. Tamamen elastik rahatlatma için $F < 0$ veya $F = 0$ ve $dS_{ij}n_{ij} \geq 0$ olmalıdır. σ_{xx} ve σ_{yy} için elastik gevşeme artışları aşağıdaki denklemler ile verilmiştir. Elastik plastik gevşeme için denklemler $\Delta\sigma_{xx}$ ve $\Delta\sigma_{yy}$ gerilim artışları için çözülmektedir, burada Δ 'ler zaman türevlerinin yerini almaktadır.

$$\Delta\sigma_{xx} = \frac{E\Delta\varepsilon_{xx} + (1 + \nu)(\Delta\sigma_{zz}\nu - E\alpha\Delta T)}{(1 - \nu^2)} \tag{3.118}$$

$$\Delta\sigma_{yy} = \frac{E\Delta\varepsilon_{xx} + (1 + \nu)(\Delta\sigma_{zz}\nu - E\alpha\Delta T)}{(1 - \nu^2)} \tag{3.119}$$

Leggatt (2008) “Kalıntı gerilmelerin güvenilir bir şekilde belirlenmesi için en iyi yaklaşım ölçüm ve modellemenin birleşimidir. Herhangi bir tutarsızlık araştırılmalı ve tutarlı sonuçlar elde edilene kadar gelişmiş ölçümler ve modelleme yöntemleri uygulanmalıdır” şeklinde belirtmiştir. Bu sebeple mevcut çalışmada sayısal(sonlu elemanlar yöntemleri), ampiri (formüllere dayalı hesaplamalar) ve deneysel(laboratuvar testi) yöntemlerin bir kombinasyonu kullanılmıştır. Ayrıntılı metodolojik yaklaşım aşağıdaki üçüncü ve dördüncü bölümlerde tartışılmaktadır.

3.3. Isıl ve Mekanik Sonlu Eleman Denklemleri

Isıl ve mekanik etkilere karşılık gelen sonlu eleman denklemleri, yapısal modelin karşılık gelen sonlu elemanları içindeki alan değişkenlerinin değişimini, yani sıcaklık T ve yer değiştirme U 'yi temsil eden bir enterpolasyon fonksiyonu formu seçerek ve ayrıca ağırlıklı-kalıntı veya varyasyonel matematiksel modellere ilişkin argüman uygulayarak elde edilmektedir. Ayrıca, sınır ve başlangıç koşullarının sisteme eklenmesi ile, elde edilen ayrıklaştırılmış denklemler, sonlu elemanlar modeline yaklaştırılmış çözümün daha sonra elde edilebildiği sonlu eleman teknikleriyle çözülmektedir.

Sınır koşullarını içeren ısı sonlu elemanlar denklemi şu şekilde yazılabilmektedir:

$$[C]\{\dot{T}\} + [K]\{T\} = \{F_T\} \quad (3.120)$$

Burada;

$$[C] = \int_V \rho c [N]^T [N] dV \quad (3.121)$$

$$[K] = \int_V k [B]^T [B] dV + \int_S h_f [N]^T [N] dS \quad (3.122)$$

$$\{F_T\} = \int_V Q [N]^T dV + \int_S h_f T_{ref} [N]^T dS \quad (3.123)$$

ρ yoğunluk (kg/m^3),

c özgül ısı (J/kg.K),

k iletkenlik (W/m.K),

h_f taşınım ile ısı transferi katsayısı ($\text{W/m}^2.\text{K}$),

Q birim hacimdeki iç ısı üretimi oranı (W/m^3),

$[N]$ element şekil fonksiyonu matrisi,

[B] şekil fonksiyonu türevinin matrisi,

{T} düğüm sıcaklığı vektörü.

Yukarıdaki denklem'den elde edilen sıcaklık dağılımı ve geçmişinin sonuçları daha sonra ısı yük şeklinde mekanik modele eklenmektedir. Elastoplastisite analizini içeren mekanik sonlu eleman denklemi aşağıdaki gibi artımlı olarak yazılabilmektedir:

$${}^{i+1}[K_1]\{\Delta U\} - {}^{i+1}[K_2]\{\Delta T\} = {}^{i+1}\{R\} - {}^i\{R\} \quad (3.124)$$

Burada;

$$[K_1] = \int_V [B]^T [D^{ep}] [B] dV \quad (3.125)$$

$$[K_2] = \int_V [B]^T [C^{th}] [M] dV \quad (3.126)$$

$$\{R\} = \int_S [N]^T \{p\} dS + \int_V [N]^T \{f\} dV \quad (3.127)$$

$$[D^{ep}] = [D^e] + [D^p] \quad (3.128)$$

{ΔU} düğüm yer değiştirmesi artışı,

{ΔT} düğüm sıcaklık artışı,

[B] genleme-yer değiştirme matrisi,

[D^e] elastik rijitlik matrisi,

[D^p] plastik rijitlik matrisi,

[Cth] ısı rijitlik matrisi,

[M] sıcaklık şekil fonksiyonu,

{p} çekme ya da yüzey kuvveti vektörü,

{f} cisim kuvveti vektörü,

i yapılan analizin mevcut adımı.

$^{i+1}\{U\}$ düğüm yer değiştirme vektörü analizin bir sonraki adımında aşağıdaki şekilde elde edilebilmektedir:

$$^{i+1}\{U\} = ^i\{U\} + \{\Delta U\} \quad (3.129)$$

Ayrıca, yapıdaki güncellenmiş gerilme durumu, aşağıdaki gerilme-şekil değiştirme ilişkisinden elde edilebilmektedir:

$$^{i+1}\{\sigma\} = ^i\{\sigma\} + \{\Delta\sigma\} \quad (3.130)$$

$$\{\Delta\sigma\} = [D^{ep}][B]\{\Delta U\} + [C^{th}][M]\{\Delta T\} \quad (3.131)$$

Doğrusal olmayan denklemleri çözmek için sonlu eleman çözücüsünde genellikle Newton Raphson'un yinelemeli yöntemi kullanılmaktadır. Ayrıca, ısı analiz sonuçlarından, güncellenmiş gerilme ve yer değiştirme koşullarının elde edildiğine dikkat edilmelidir.

BÖLÜM 4

DENEYSEL VE NUMERİK ANALİZ

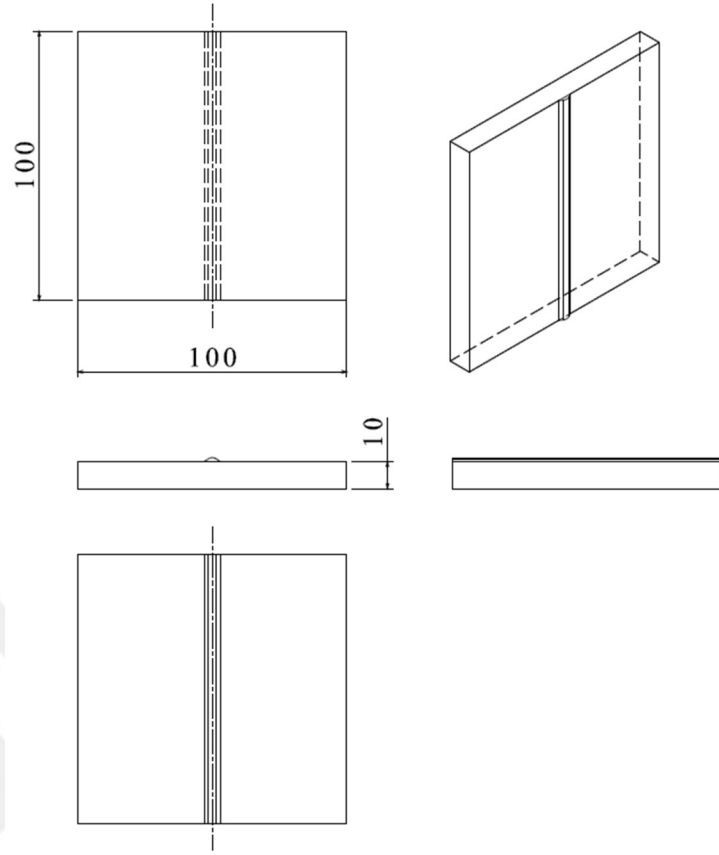
4.1. Deneysel Yöntem

Tezin deneysel bölümünde yapılan hazırlıklar şunları içermektedir:

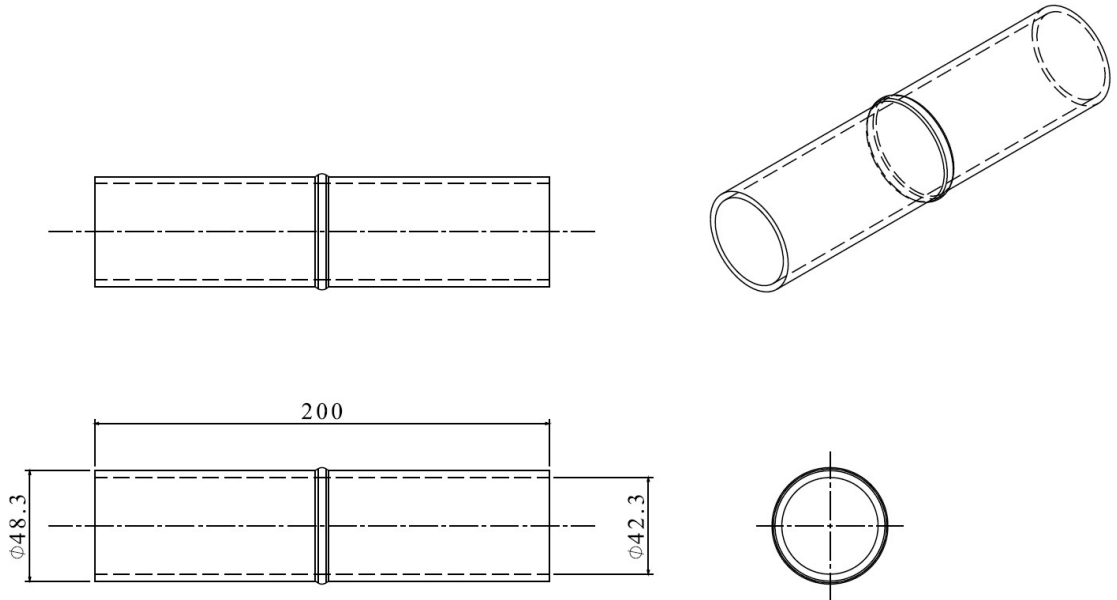
- Plakaların ve silindirik parçaların yüzeylerinin temizlenmesi, parlatılması, ısıtılma işlemi uygulanması ve ana işlemler için uygun hale getirilmesi,
- Kaynak parametrelerinin belirlenmesi ve kaynak işleminin yapılması
- Talaşlı imalat parametrelerinin belirlenmesi ve talaşlı imalat işleminin yapılması
- XRD kalıntı gerilme analizi

4.2. Numune Hazırlama ve Kaynak İşlemi

Kaynak işleminin başlayabilmesi için, parça malzemelerinin arkta bir kıvılcım oluşturmaması ve elektriksel bir devre elde etmesi için pürüzsüz bir yüzeye sahip olması gerekir. Malzeme yüzeyinde herhangi bir pürüz olmaması için uygun boyutlarda plakalar ve silindirik parçalar seçilmiştir. Bu parçalar mümkün olduğunca az miktarda kesme işlemine maruz kalmış olup istenen geometriler elde edildikten sonra yüzeyler parlatılmıştır. Mevcut tezde kullanılacak geometriler Şekil 4.1 ve Şekil 4.2’de gösterilmiştir.



Şekil 4.1. Plaka alın kaynağı teknik çizimi.



Şekil 4.2. Silindirik Boru alın kaynağı teknik çizimi.

Mevcut tezde kalıntı gerilmelerin farklı malzemelerdeki değişimini incelemek amacıyla birden çok malzeme kullanılmıştır. Kullanılan malzemelerin kimyasal birleşimleri Çizelge 4.1’de gösterilmiştir.

Çizelge 4.1. Malzemelerin kimyasal birleşimleri.

Malzeme(%)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Fe
AISI 316L	0.02	0.25	0.75	0.01	0.0003	10.46	17.07	1.64	Kalan

Malzeme(%)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Fe
AISI 304	0.08	0.45	1.96	0.045	0.03	9.5	18.5	Kalan

Malzeme(%)	Cu	Si	Mn	Fe	Mg	Cr	Zn	Al
AA6061	0.275	0.60	0.08	0.30	1	0.195	0.15	Kalan

Malzeme(%)	Cu	Si	Mn	Fe	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
AA5052	0.12	0.20	0.10	0.45	2.70	0.20	0.001	0.001	Kalan

Kaynak işlemi yapılmadan önce 4 farklı malzemeler için çeşitli malzeme kombinasyonları düşünülmüştür. Bu kombinasyonlar Çizelge 4.2’de verilmiştir. Elde edilen verileri yorumlarken yardımcı olması amacıyla her kombinasyona harf ve numaradan oluşan bir sembol verilmiştir.

Çizelge 4.2. Malzeme kombinasyonları.

Parça Sembolü	Geometri	Malzeme
A1	Plaka(Şekil 4.1)	304-304
A2	Plaka(Şekil 4.1)	316L-316L
A3	Plaka(Şekil 4.1)	AA6061-AA6061
A4	Plaka(Şekil 4.1)	AA5052-AA5052
B1	Silindirik-Boru(Şekil 4.2)	304-304

Kaynak işlemi öncesinde, distorsiyon ve çatlama tehlikesini en aza indirmek için tüm örnekler önceden belirli gerilme giderme sıcaklıklarına kadar ısıtılmış ve bir süre bu sıcaklıklarda tutulmuştur. Parça üzerinde mevcut olan önceki gerilmelerin ve dekarbürizasyonun yüzeydeki kalıntı gerilme durumunu büyük ölçüde değiştirebileceği unutulmamalıdır.

Deney için seçilen kaynak parametreleri Çizelge 4.3'de gösterilmektedir. Fiili deneyi gerçekleştirmeden önce, kaynağın mümkün olabileceği ve alttan kesme ve gözeneklilik gibi gözlenebilir kusurların oluşmadığı uygun parametre aralığını elde etmek için bir dizi deneme deneyi gerçekleştirilmiştir.

Çizelge 4.3. Deney için seçilen kaynak parametreleri

Parametre	Aralık
Kaynak Akımı	180-230 A
Voltaj	50 V
Hız	2-3 mm/s
Gas Akış Hızı	8-10 l/dk
Akım tipi	AC

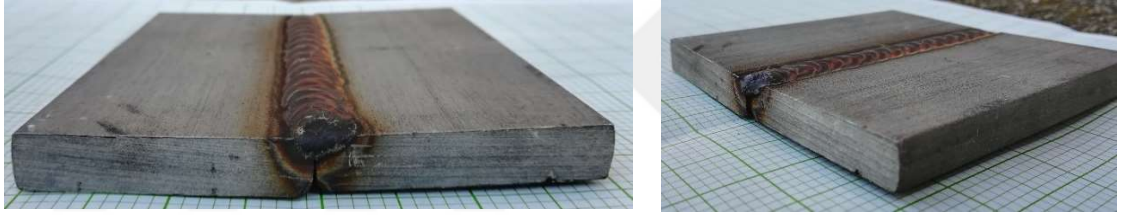
Numuneler hazırlandıktan sonra plakalar ve borular esnek kelepçe ile yan yana çalışma tablasına sabitlenir ve alın birleştirme oluşacak şekilde kaynak yapılır.

Deneylerde, kaynak alanındaki ısıyı yoğunlaştırdığı için Alternatif Akım (AC) ile TIG kaynağı kullanılmıştır. Bu deney için elektrot olarak 3,4 mm çapında

zirkonyumlanmış tungsten elektrotlar alınmıştır. Elektrodun ucu, taşlanarak uç çapının orijinal çapının 2/3'üne düşürülmesi ve ardından bir hurda malzeme parçası üzerine bir yay gerilmesi hazırlanmıştır. Bu, elektrotun ucunda bir top oluşturur. Genel olarak, kaynak akımı için çok küçük olan bir elektrot aşırı derecede büyük bir top oluştururken çok büyük bir elektrot hiç tatmin edici bir top oluşturmamaktadır.



Şekil 4.3. B1 parçasının kaynak işlemi yapılmış hali.



Şekil 4.4. A1 parçasının kaynak işlemi yapılmış hali.



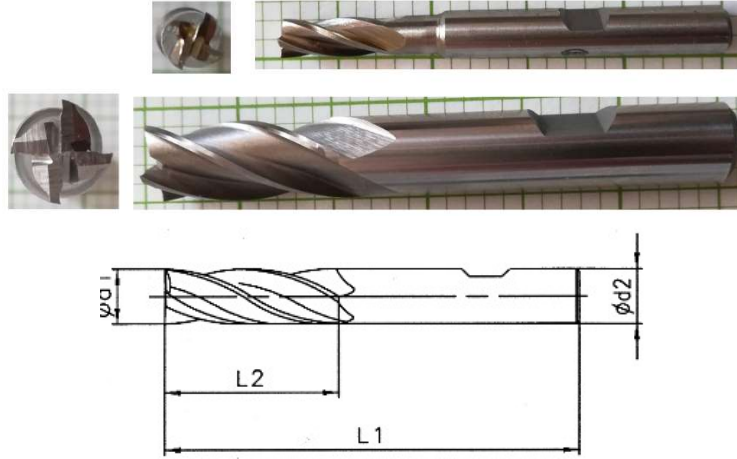
Şekil 4.5. A2 parçasının kaynak işlemi yapılmış hali.



Şekil 4.6. A3 ve A4 parçalarının kaynak işlemi yapılmış hali.

4.3. Talaşlı İmalat İşlemi

Kaynak işlemine maruz kalmış olan parçalar ilk kalıntı gerilme ölçümünden sonra talaşlı imalat işlemi için hazırlanmıştır. Mevcut tez çalışmasında talaşlı imalat işlemi olarak kolaylığı ve parçaların uygunluğu sebebiyle frezeleme işlemi kullanılmıştır. Birçok gelişmiş freze cihazı olmasına karşın kalıntı gerilmeleri daha net görebilmek adına daha kaba talaş kaldıran mekanik tip bir freze cihazı seçilmiştir. İşlem için 5 ve 10 mm çaplarına sahip iki adet HSS-E DIN 844 SİLİNDİRİK SAPLI PARMAK FREZE - KISA BN tipi freze çakıları kullanılmıştır. Kullanılan freze çakıları ve özellikleri Şekil 4.7’de gösterilmiştir.



d1	d2	L1	L2	Z
(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(Kanal Sayısı)
5,0	6	57	13	4
10,0	10	72	22	4

Şekil 4.7. Talaşlı imalat işleminde kullanılan freze çakıları.

Frezeleme işlemi parametreleri 4 farklı malzeme olsa da hepsi için aynı seçilmiştir. Mil 8000 devir/dk ve ilerleme hızı 0.05 mm/diş olarak belirlenmiştir. Parça kalınlıkları dörtgen kesitli parçalar için 10 mm ve silindirik kesitli parçalar için 3 mm olduğu için kesme derinlikleri 0.5 mm olarak seçilmiştir. Şekil 4.8’de malzemelerin frezeleme işleminden sonraki durumları gösterilmiştir. Büyük boyutlu cep boşaltmalar için ilk olarak delik açma işlemi yapılmıştır. Farklı şekilde geometriler ile kalıntı gerilme davranışlarının değişimi de incelenmiştir. Bu işlem sonrasında da tüm parçalar ikinci kalıntı gerilme ölçümüne tabi tutulmuştur.



A1



A1



A1



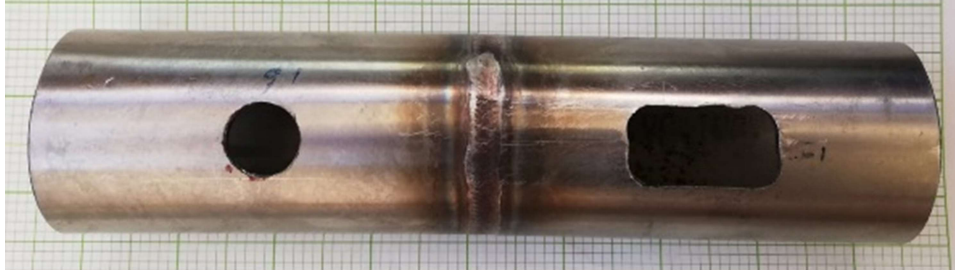
A1



A2



A3 ve A4



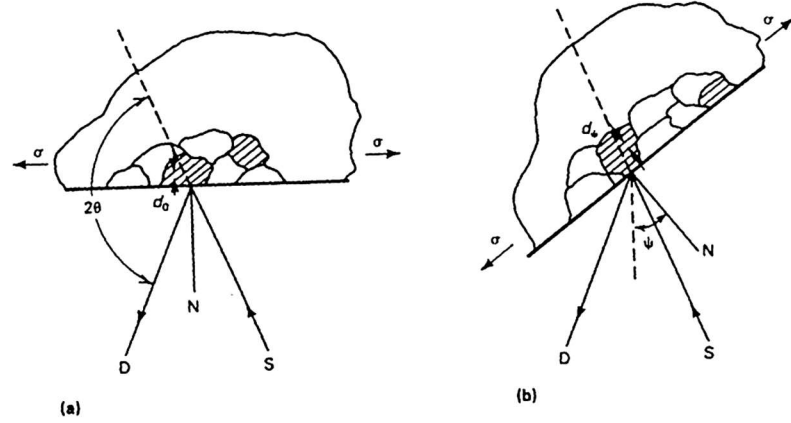
B1

Şekil 4.8. Talaşlı imalat sonrasında parçaların son durumları.

4.4. XRD Kalıntı Gerilme Analizi

Mevcut tezde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında kalıntı gerilmeleri deneysel olarak belirlemek için X-ışını yöntemi ve delik delme yöntemleri kullanılmıştır. X-ışını yöntemi için genellikle pürüzsüz, parlak ve düz yüzeyler gerektiğinden parçaların kaynak ve talaşlı imalat yapılmış düzensiz bölgeler için delik delme yöntemi kullanılmıştır. Delik delme yöntemi için kullanılan test standardı ASTM: E837-08e2 olarak belirlenmiştir.

X ışını ölçümleri, kristalografik düzlemlerin AISI304 ve AISI316L malzemeleri için Cu-K α , AA5052 ve AA6061 malzemeleri için Cr-K α radyasyon başlangıcı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Şekil 4.9, X-ışınına göre numunenin iki yönü için gerilmiş bir numunenin yüzeyinden yüksek bir kırılma açısında (2θ) monokromatik bir x-ışınları demetinin kırınımını göstermektedir. Numune yüzeyinin oryantasyonunu tanımlayan ψ açısı, yüzeyin normali ile gelen ve kırınımlı giriş açıortayının arasındaki açıdır, bu aynı zamanda normalden kırınımlı kafes düzlemlerine ve numune yüzeyi arasındaki açıdır.

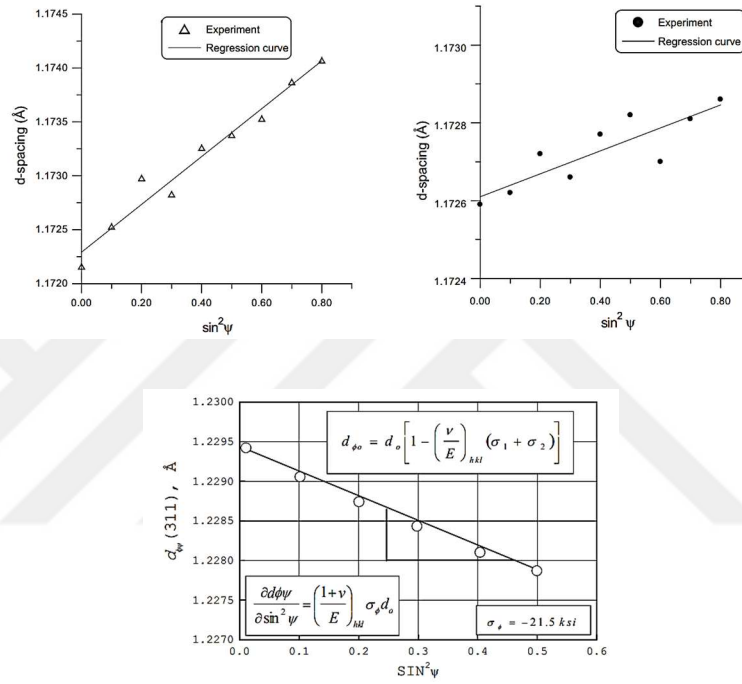


Şekil 4.9 (a) $\psi=0$. (b) $\psi=\psi$ (örnek, bilinen bir ψ açısı boyunca döndürülmüş). D, x-ışını detektörü; S, x-ışını kaynağı; N, yüzey normali.

Kırınım, Bragg Yasası ile tanımlanan bir 2θ açısında gerçekleşir: $n\lambda = 2d \sin \theta$, burada n , kırınım sırasını gösteren bir tam sayıdır, λ , x-ışını dalga boyudur, d , kristal düzlemlerin kafes aralığıdır ve θ , kırınım açısıdır. Bir x-ışını tüpünün metalik hedefi tarafından üretilen tek renkli x-ışınları için, dalga boyunun 10^5 'te 1 parçası olduğu bilinmektedir. Kafes aralığındaki herhangi bir değişiklik (d), kırınım açısında (2θ) karşılık gelen bir kayma ile sonuçlanır.

Şekil 1 (a), numuneyi $\psi = 0$ yöneliminde göstermektedir. Numunede bir çekme gerilmesinin varlığı, bir Poisson oran daralmasına neden olarak kafes aralığını azaltır ve kırınım açısı 2θ yı hafifçe arttırmaktadır. Numune daha sonra bilinen bir ψ açısı ile döndürülürse (Şekil 1b), yüzeyde bulunan çekme gerilimi, gerilimsiz durum üzerindeki kafes aralığını arttırır ve 2θ azalır. Ψ açısı ile tanımlanan numunenin en az iki yönü için kırınım tepe noktasının açısal konumundaki değişikliğin ölçülmesi, gelen ve kırılan x ışını ışınlarını içeren kırınım düzleminde yer alan numune yüzeyinde mevcut olan gerilimin hesaplanmasını sağlamaktadır. Aynı noktada farklı yönlerdeki gerilmeyi, ölçmek için numune, kırınım düzlemi ile ilgilenilen yöne denk gelecek şekilde normal yüzeyi etrafında döndürülmektedir. Literatürde çokça bahsedildiği üzere yüksek kırınım açılarında kafes gerilmelerine bağlı tepe kayması önemli ölçüde daha yüksek olduğundan, ölçümler için yüksek indislere ve yoğunluğa sahip tepeler tercih edilmektedir. Analiz için yoğunluk ve açısal konum verileri sintilasyon detektörü ve ölçekleyici tarafından sağlanmaktadır. Sayımlar, AISI304 ve AISI316L malzemeleri

için 150° ila 160° arasında, AA5052 ve AA6061 malzemeleri için ise 135° ila 145° arasında yapılmıştır. Ardından, düzlemler arası boşluk ve genlemeler için karşılık gelen değerler hesaplanmıştır. Son olarak, gerilme, $\sin^2 \psi$ grafiğine karşı kafes çarpılmasının regresyon çizgisinin eğimini belirleyerek ve bunu malzemenin elastik modülü ile çarparak doğrusal regresyon analizi ile belirlenmiştir. Hesaplamalarda kullanılan elastik modül, mekanik testlerle elde edilen değerdir. Örnek regresyon çizgileri ve hesaplama yöntemi Şekil 4.10' da verilmiştir (Preve'y, 1986).



Şekil 4.10. Örnek regresyon çizgileri ve hesaplama yöntemi (Chang, Teng, 2004; Preve'y, 1986).

4.5. Sonlu Elemanlar Analizi Yöntemi

Bu tez çalışmasında MSC.Mentat ön ve son işlemcisi olarak ile FEM çözücü olarak da MSC.Marc kullanılmıştır. MSC.Marc, kaynak ve talaşlı imalat simülasyonları simülasyonlarını gerçekleştirme yeteneklerine sahip, doğrusal olmayan ticari bir FEM yazılım paketidir. Kaynak ve talaşlı imalat simülasyonu için özel model tanımlama seçenekleri MSC.Marc/Mentat'ta mevcuttur.

Kaynak ve talaşlı imalat işlemi, özel sınır koşullarına sahip termal ve mekanik işlemlerdir. Bu sınır koşulları, kaynak yolu spesifikasyonu ve dolgu metali

seçenekleriyle bağlantılı olarak kaynak akısının tanımı ve talaşlı imalat esnasında takım yollarının atanması yoluyla belirtilmektedir. Önceden tanımlanmış hareketli ısı kaynağı araçları, bunlarla sınırlı olmamak üzere, Goldak çift elipsoidal ısı kaynağı modelini içermektedir. Dolgu metali birikimi, eleman aktivasyonu/deaktivasyonu ile tanımlanır. Talaşlı imalat için kullanılacak olan takım yolları ise bir CAD programı olan CATIA yazılımı yoluyla oluşturularak FORTRAN alt rutinleri ile MSC.Marc yazılımına aktarılır.

MSC.Marc'da analizleri kolaylaştırmak için ek öğeler, zaman adımlı, yakınsama kontrolü ve uyarlanabilir meshlemedir. Artış süresinin artış başına izin verilen sıcaklık değişimi ile tahmin edildiğı kaynak ve talaşlı imalat modellerinde uyarlanabilir zaman adımlama kullanılmıştır. Yakınsama toleransları, modelleme süresini azaltmak için, ancak sonuçların doğruluğunu tehdit etmeden gevşetilmiştir. Doğrusal olmayan sıcaklığa bağlı malzeme özellikleri Çizelge 4.4, Çizelge 4.5, Çizelge 4.6 ve Çizelge 4.7’ te belirtilmiştir.

Çizelge 4.4. AISI 304 malzemesinin sıcaklığa bağlı özellikleri.

Temperature °C	Thermal Expansion Coefficient °C ⁻¹	Young's Modulus GPa	Specific Heat J/g °C	Thermal Conductivity J/mm °C s	Poisson Ratio
-100	1.33e-005	206	0,394	0,0117	0,294
0	1.58e-005	198	0,463	0,014	0,295
20	1.61e-005	196	0,472	0,0145	0,301
100	1.72e-005	190	0,501	0,016	0,310
200	1.81e-005	182	0,525	0,0176	0,318
300	1.88e-005	174	0,532	0,0191	0,322
400	1.95e-005	166	0,555	0,0204	0,325
500	2.01e-005	158	0,582	0,0219	0,326
600	2.07e-005	150	0,604	0,0233	0,329
700	2.13e-005	142	0,610	0,0247	0,331
800	2.19e-005	134	0,610	0,0261	0,334
1500	2.19e-005	78	0,610	0,0261	0,337
1600	2.19e-005	10	0,610	0,0261	0,388

Akma Gerilmesi (MPa)												
ε	20°C	100° C	200°C	300°C	400°C	500°C	600°C	700°C	800°C	900°C	1000° C	1100° C
0	507,2	475,2	391,3	391,3	401,3	381,4	325,5	255,6	201,7	155,7	99,8	65,9

0,03	565,1	537,1	453,2	453,2	463,2	435,3	383,4	311,5	239,6	179,7	117,8	83,9
0,08	648,9	664,9	489,2	489,2	511,1	493,2	437,3	357,4	263,6	189,7	125,8	93,8
0,38	982,4	772,7	553,1	553,1	579	533,1	477,2	393,3	283,5	201,7	131,8	99,8
0,4	998,3	802,7	609	609	627	565,1	503,2	427,3	299,5	209,7	139,8	103,8
0,42	1002,3	820,6	676,9	676,9	662,9	597	517,1	449,3	307,5	217,6	141,8	107,8
0,45	1008,3	828,6	700,8	700,8	682,9	621	519,1	453,2	313,5	223,6	147,8	111,8
0,54	1008,3	824,6	714,8	714,8	698,8	632,9	529,1	459,2	325,5	229,6	153,7	113,8
0,8	992,3	822,6	708,8	708,8	712,8	660,9	539,1	465,2	331,4	233,6	155,7	115,8
1	980,4	804,7	696,8	696,8	718,8	694,8	561,1	485,2	355,4	249,6	161,7	117,8

Çizelge 4.5. AISI 316L malzemesinin sıcaklığa bağlı özellikleri.

Temperature °C	Thermal Expansion Coefficient °C ⁻¹	Young's Modulus GPa	Specific Heat J/g °C	Thermal Conductivity J/mm °C s	Akma Gerilmesi(MPa)
-100	1.33e-005	206	0,394	0,0123	280
0	1.58e-005	198	0,463	0,0127	275
20	1.61e-005	196	0,472	0,0133	260
100	1.72e-005	190	0,501	0,0149	250
200	1.81e-005	182	0,525	0,0165	240
300	1.88e-005	174	0,532	0,0181	160
400	1.95e-005	166	0,555	0,0195	70
500	2.01e-005	158	0,582	0,0210	40
600	2.07e-005	150	0,604	0,0224	30
700	2.13e-005	142	0,610	0,0238	20
800	2.19e-005	134	0,610	0,0252	10
1000	2.24e-005	127	0,641	0,0252	10
1500	2.29e-005	86	0,641	0,0252	5
1600	2.29e-005	10	0,641	0,0252	5

Çizelge 4.6. AA6061 malzemesinin sıcaklığa bağlı özellikleri.

Temperature °C	Thermal Expansion Coefficient °C ⁻¹	Young's Modulus GPa	Specific Heat J/g °C	Thermal Conductivity J/mm °C s	Akma Gerilmesi(MPa)
0	2.2e-005	70	0,08	0,017	276
20	2.35e-005	68	0,085	0,0175	275
100	2.5e-005	65	0,09	0,018	260
150	2.6e-005	60	0,091	0,019	250
200	2.7e-005	55	0,092	0,0195	240
250	2.8e-005	52	0,093	0,021	160
300	2.9e-005	50	0,11	0,022	70
350	3e-005	40	0,12	0,023	40
400	3.1e-005	22	0,13	0,024	30
500	3.15e-005	10	0,135	0,023	20
600	3.17e-005	8	0,135	0,021	10
700	3.18e-005	5	0,135	0,020	10

Çizelge 4.7. AA5052 malzemesinin sıcaklığa bağlı özellikleri.

Temperature °C	Thermal Expansion Coefficient °C ⁻¹	Young's Modulus GPa	Specific Heat J/g °C	Thermal Conductivity J/mm °C s	Akma Gerilmesi(MPa)
0	2.1e-005	71	0,08	0,016	190
100	2.4e-005	65	0,085	0,0162	200
200	2.5e-005	58	0,092	0,017	125
300	2.6e-005	52	0,110	0,0196	45
400	2.7e-005	48	0,130	0,021	25
500	2.8e-005	25	0,135	0,022	10
600	3e-005	10	0,135	0,023	5
700	3.2e-005	5	0,135	0,026	4

Herhangi bir sonlu eleman analizinde olduğu gibi, ilk adım geometri ve eleman ağının modellenmesidir. Bu, kullanıcı dostu ve güçlü geometrisi ve ağ oluşturma araçları nedeniyle MSC.Mentat'da yapılmıştır. MSC.Mentat ise MSC.Marc için orijinal ön ve son işlemcidir.

Elemanların kalınlıkları boyunca kuadratik sıcaklık dağılımı seçeneği olan dört düğümlü kabuk elemanı kullanılmıştır. Elemanlar, levha kalınlığı boyunca sıcaklık dağılımının doğru bir tahminini verdiği düşünülen, elemanın kalınlığı boyunca üç entegrasyon noktası seçeneğine sahiptir. Bu elemanlar termal ve birleşik termal-yapısal analiz için uygundur.

Marc'ta, 3 boyutlu toplu işleme sırasındaki bozulmayı tahmin etmek için sayısal bir analiz prosedürü geliştirilmiştir, böylece mühendisler yapı tasarımlarını ve işleme süreçlerini optimize edebilirler. Bu prosedür, kesme işleminin getirdiği etkilerin, önceden var olan artık gerilimlerden kaynaklanan etkilere kıyasla yerel ve küçük olduğu varsayımına dayanmaktadır.

Kaynak, özel sınır koşullarına sahip termal bir işlemdir. Bu sınır koşulları, WELD PATH ve WELD FILL model tanımlama seçenekleri ile birlikte WELD FLUX model tanımlama seçeneği aracılığıyla belirtilir. Bu seçenekleri kullanarak kaynak ısı girişi iki farklı teknikle belirlenebilir:

- Baz metal ve dolgu elemanlarına uygulanan WELD FLUX model tanımlama seçeneği aracılığıyla ısı girdisinin uzamsal olarak değişen dağıtılmış bir akı olarak modellenmesi. Bu durumda WELD FILL model tanımlama seçeneğinde sıcaklık belirtilmez.
- Isı girdisinin, dolgu elemanlarının düğümlerine uygulanan WELD FILL model tanımlama seçeneği aracılığıyla uzamsal olarak değişen bir sıcaklık sınır koşulu olarak modellenmesi. Bu durumda WELD FLUX model tanımlama seçeneğinde akı değeri (sıfır güç) belirtilmez. Bu tez çalışmasında genellikle bu seçenek kullanılmıştır.

WELD FLUX model tanımlama seçeneği aracılığıyla baz metal ögelere uygulanan sıfır olmayan bir akıyı, WELD FILL model tanımlama seçeneği aracılığıyla dolgu ögesi düğümlerine uygulanan sıfır olmayan bir sıcaklıkla birleştirmek de mümkündür. Tüm bu durumlarda, kaynak ısı kaynağı için veya dolgu elemanı bırakımı için ısı giriş yolu, WELD PATH model tanımlama seçeneği ile tanımlanır.

WELD FLUX yani ısı akısı seçeneği için daha önce de tanımlanan Goldak'ın çift elipsoidal geometrili ısı kaynağı, 2-D ve 3-D'de hacim akılarını belirtmek için kullanılmıştır;

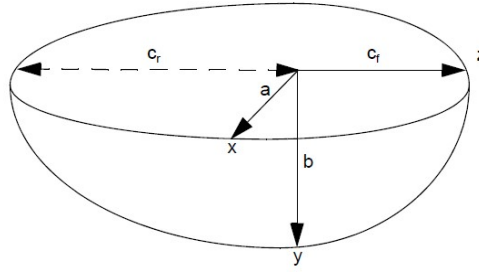
$$q_f(x, y, z) = Q_0 \cdot \frac{6\sqrt{3} \cdot f_\xi}{a \cdot b \cdot c_f \cdot \pi^{\frac{3}{2}}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3z^2}{c^2}\right) \quad (4.1)$$

$$q_r(x, y, z) = Q_0 \cdot \frac{6\sqrt{3} \cdot f_\xi}{a \cdot b \cdot c_r \cdot \pi^{\frac{3}{2}}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3z^2}{c^2}\right) \quad (4.2)$$

$$f_f + f_r = 2 \quad (4.3)$$

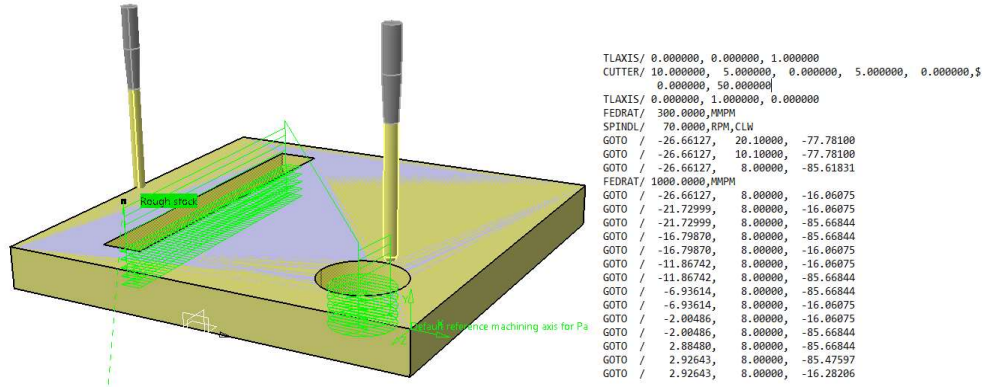
$$f_f = \frac{2}{1 + \frac{c_r}{c_f}} \quad (4.4)$$

$$f_r = \frac{2}{1 + c_f/c_r} \quad (4.5)$$



Şekil 4.11. Yerel Koordinat Boyutlarını gösteren Çift Elipsoidal Kaynak Akısı.

Simülasyon prosedürü, NC parça işleme verilerinden elde edilen kesici şekli ve yol bilgilerini kullanır. Kesici hareket bilgisi, kesici yolu içinde bulunan sonlu elemanları otomatik olarak silerek çıkarılacak malzemeyi tahmin etmek için kullanılır. Kalan parçanın distorsiyonu, denge yeniden hesaplanarak tahmin edilebilir. Marc'ta, kesici yolu verilerini kaldırılacak sonlu elemanlara dönüştürmek için bir arayüz geliştirilmiştir. Kesici yolu verileri, Otomatik Olarak Programlanmış Takımlar (APT) kaynağında veya Kesici Konumu (CL) veri formatında saklanır. APT kaynağı, Şekil 4.12'deki gibi CAD yazılımı CATIA'nın çıkardığı NC verileridir. CL verileri, APT derleyicileri tarafından sağlanan kesici konum verileridir.



Şekil 4.12. CATIA yoluyla takım yollarının ve takım geometrisinin tanımı.

Kesici şekli ve kesici yolu, kesilecek malzemenin hacmini belirlemede anahtar parametrelerdir. Kesici şekli, APT kaynak veya CL dosyalarındaki CUTTER ifadesiyle tanımlanır. CUTTER ifadesinin genişletilmiş biçimi aşağıdaki gibidir:

CUTTER/d, r, e, f, α , β , h

d Takım çapı.

r Köşe dairesinin yarıçapı; sıfır veya daha büyük olabilir.

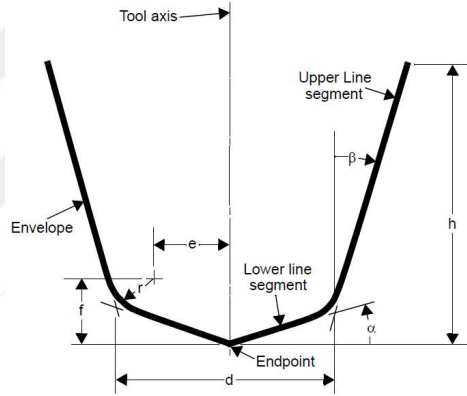
e Takım ekseninden köşe dairesinin merkezine radyal mesafe.

f Takım uç noktasından köşe dairesinin merkezine olan mesafe, takım eksenine paralel olarak ölçülür.

α Takım uç noktası boyunca bir radyal çizgiden alt çizgi parçasına olan açı; sıfır ila 90° aralığında ve pozitifdir.

β Üst segment ile takım eksenini arasındaki açı; -90° ile 90° aralığındadır.

h Takım eksenini boyunca takım uç noktasından ölçülen kesici yüksekliği.



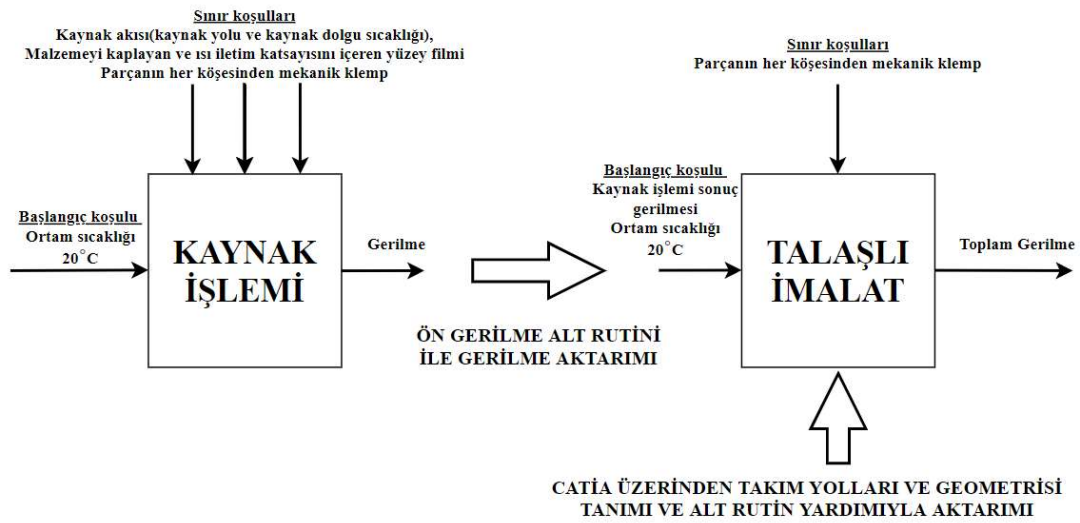
Şekil 4.13. Kesici takım geometrisinin tanımı.

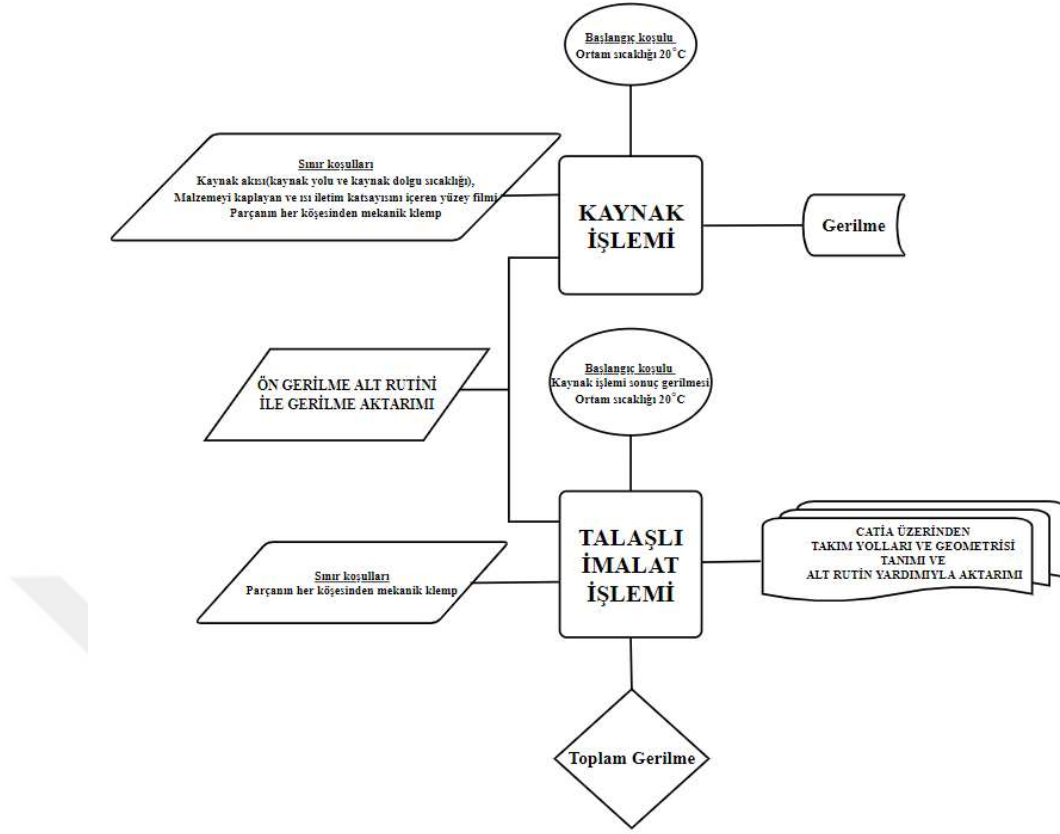
Kesici yolu, kesicinin hareketine ve kesici şekline göre hesaplanır. Hareket, GOTO/, GODLTA/, CYCLE/ ve DRILL/, vb. Gibi kesici hareket ifadeleriyle tanımlanır. MSC. Marc'ta, bu hareket türleri sırasıyla noktadan noktaya, dairesel veya delme hareketi modlarına dönüştürülür.

Bu tezin en önemli kademelerinden biri olan talaşlı işleme analizi için FE modeline başlangıç gerilmelerini girmek için çeşitli yaklaşımlar bulunmaktadır. Genel olarak, MSC. Marc, kullanıcının INIT STRESS model tanımlama seçeneği aracılığıyla ilk gerilmeyi girmesine izin vermektedir. Ayrıca kullanıcının verilerini PRE STATE seçeneği aracılığıyla içe aktarmasına izin vermektedir. PRE STATE seçeneği ile kullanıcı, genleme, gerilme vb. bilgileri önceki analizden yeni analiz için modele aktarabilmektedir. INIT STRESS seçeneğini kullanarak, kullanıcı gerilme giriş

değerlerine veya tablolara göre tanımlayabilmektedir (gerilmeler örneğin koordinatların fonksiyonu olarak tanımlanmışsa). MSC. Marc ayrıca kullanıcının ASCII formatlı bir metin dosyası ile başlangıç gerilmelerini tanımlamasına izin vermektedir. Metin dosyası, bir boşluk alanına rastgele yerleştirilmiş noktaların ham başlangıç gerilme verilerini içermektedir. MSC. Marc'ta, verilen ilk gerilme verileri işlenir ve her bir elemanın konumuna göre sonlu elemanlar ağına enterpole edilir.

Şekil 4.13'te mevcut tez çalışmasında simülasyon işleminin başlangıç ve sınır koşulları ile önemli alt rutinleri kapsayan akış şeması verilmiştir. Bu tablodaki en önemli iki durumdan ilki ön gerilme rutini işleminin doğru kullanımıdır. Kaynak işlemi sonucu ortaya çıkan gerilme durumu bu rutin kullanılarak talaşlı imalat işleminin başlangıç koşulu olarak belirlenmiştir. Bu rutin sayesinde kaynak işlemi sonucu oluşan gerilme durumu eksiksiz bir şekilde talaşlı imalat işlemine aktarılabilmiştir. İkinci önemli durum ise talaşlı imalat işleminde deneysel olarak kullanılan takım geometrisinin ve takım yollarının aynı şekilde simule edilebilmesi için Catia programında takım geometrisinin ve takım yollarının belirlenmesidir. Catia modellenen takım geometrisini ve yollarını belli kodlar eşliğinde vermektedir. APT. veya CCL. kaynak kodunda ASCII olarak alınan kodlar düzenlenir ve NC Machining alt rutinine uygun şekilde yazılmaktadır. Şekil 4.13'teki diğer veriler olan sınır koşulları ve başlangıç koşulları deneysel veriler esas alınarak kaynak ve talaşlı imalat işleminin doğasına uygun bir şekilde tasarlanmıştır.





Şekil 4.14. Simulasyonun basit akış şeması.

Ortam sıcaklığı her iki işlem için de genellikle varsayılan sıcaklık olan 20° C olarak kabul edilmiştir. Kaynak işlemi sonrası kalıntı gerilmelerin tam olarak elde edilmesi için uzun bir soğuma evresi bulunmaktadır. Bu işlemler için gerekli olan malzeme özellikleri, temas durumları daha önceki başlıklarda anlatılmıştır. Parça köşelerinden uygulanan mekanik klempler deneysel analizde gerçekleştirildiği gibi birebir aynı noktalardan malzeme hareketini mümkün olduğunca kısıtlayacak şekilde tasarlanmış ve simülasyonda kullanılmıştır.

Bölüm 4'te mevcut tez çalışmasında tasarlanan ve gerçekleştirilen yöntemler geniş bir şekilde açıklanmıştır. Bir sonraki bölümde ise bu yöntemlerin uygulanması sonucunda ortaya çıkan veriler irdelenecektir.

BÖLÜM 5

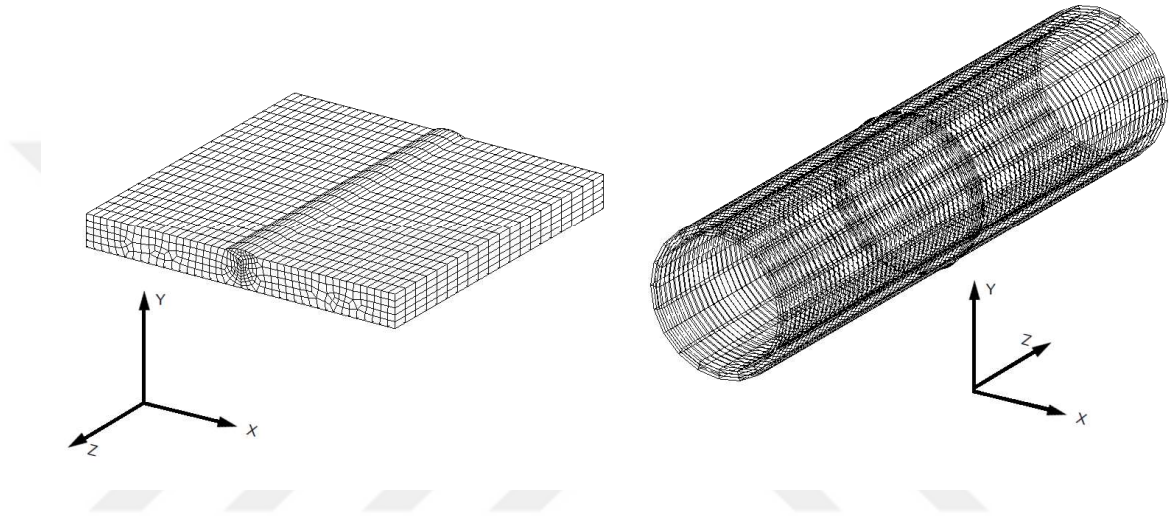
ELDE EDİLEN VERİLER VE TARTIŞMA

Mevcut tezde üzerinde kaynak ve talaşlı imalat işlemlerinin simüle edilebileceği ve iki işlem arasında kalıntı gerilme aktarımının yapılabileceği esnek bir çerçeve geliştirilmiştir. Bir uygulama problemi olarak, çerçevenin doğruluğunu ve fiziksel tutarlılığını doğrulamak için kaynak ve talaşlı imalat işlemlerinin simülasyonu yapılmıştır. Deneysel çalışmalardan elde edilen veriler ile oluşturulan matematiksel çerçeve doğrulanmıştır. Tezin temel amacı iki farklı işlem arasında kalıntı gerilmelerin aktarımı olduğundan sonuçları etkileyen bazı durumlar gözardı edilmiştir. Örneğin her iki işlemde yüksek sıcaklık gradyanları olduğundan faz dönüşümleri meydana gelmektedir, bu dönüşümler kalıntı gerilmelerin hassasiyetlerini artırsa da genellikle mikroyapı ile ilgilidir. Bu sebeple mevcut tez çalışmasında faz dönüşümleri ihmal edilmiştir.

Kaynak ve talaşlı imalat kalıntı gerilmeleri, tipine, işaretine, yönüne ve dağılımına bağlı olarak bileşenin mukavemeti üzerinde pozitif veya negatif bir etkiye sahiptir. Çatlak benzeri kusurlarla birlikte üç eksenli gerilme kalıntı gerilmeleri, gevrek kırılmayı teşvik etmektedir. Tek eksenli veya çift eksenli çekme kalıntı gerilmeleri, korozyon direncini azaltmakta ve stabilite sınırını artırmakta; basma kalıntı gerilmeler ise yorulma mukavemetini artırmaktadır. Kalıntı kaynak gerilmeleri olan bileşenler, sonraki işleme, depolama ve servis yüklemesi sırasında bozulabilmektedir. Özellikle rahatsız edici bir etki, talaşlı imalat sırasında oluşan arka yay ya da yaylanma deformasyonudur. Kaynak distorsiyonu, bileşenlerin yorulma mukavemetini ve sınır yükünü azaltmaktadır. Kaynak ve talaşlı imalat sonrası bozulma nedeniyle belirtilen üretim toleransları aşılabilmektedir. Bu nedenle, kaynak ve talaşlı imalat kalıntı

gerilmelerini ve bozulmalarını en aza indirmek veya mümkün olduğunca bunları ilgili gereksinimlere göre kontrol etmek gerekmektedir.

Sonuçların tümü aynı koordinat sistemine bağlı olduğundan, verilerin yorumlanmasında kolaylık sunması açısından Şekil 5.1’ de koordinat sistemi tanımlanmıştır. Bu sisteme göre Y eksenı kalınlığı, Z ve X eksenleri ise kaynağa dik ve paralel yönleri yani uzunlamasına ve enine boyutları göstermektedir.



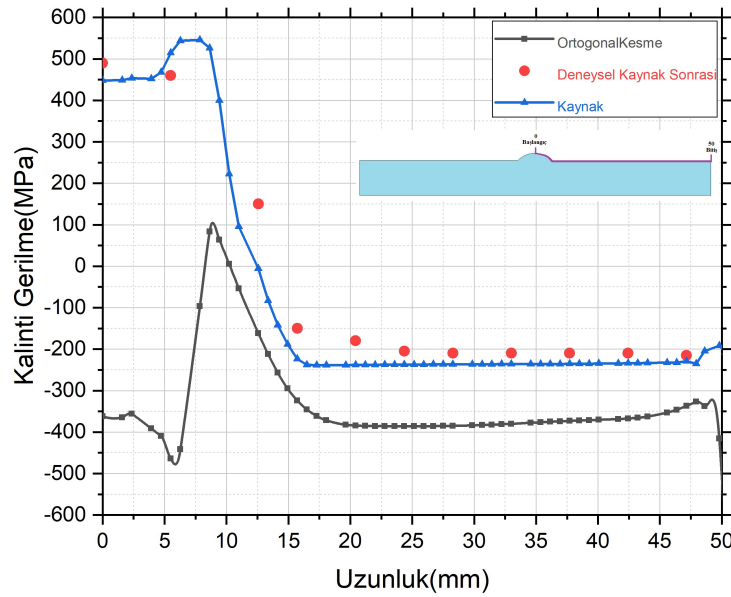
Şekil 5.1. Parçaların koordinat sistemi.

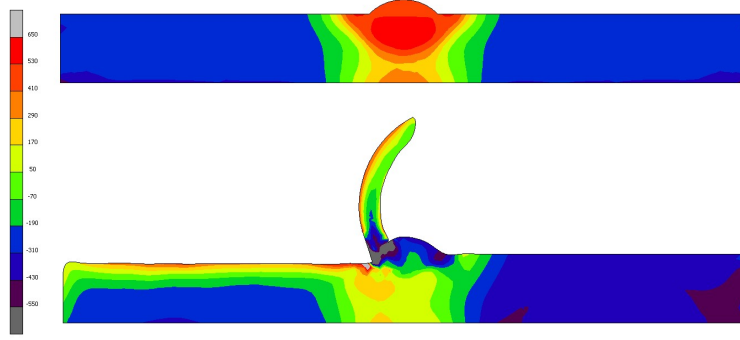
Kalıntı gerilmelerin iki işlem arasındaki aktarımını sağlayan matematiksel çerçevenin çalıştığını kontrol etmek için bir önceki bölümde anlatıldığı gibi bir dizi XRD analizi yapılmıştır. Analizler kaynak işleminin parça üzerindeki etkisi düşünülerek kaynak dikişinidik kesecek şekilde parçanın orta düzlemi üzerinden yapılmıştır. Bu düşüncedeki bir amaç da parçaların kaynak işlemlerinin iki boyutlu sonlu elemanlar analizlerini de koşturmaktır. İki boyutlu analizler basit ve hızlı sonuç vermeleri sebebiyle mühendislik tasarımlarında sıklıkla tercih edilmektedir. Az sayıda ağ(mesh) sayısı, sınır koşulları uygulamansındaki kolaylıklar ve düşük hesaplama süreleri ile iki boyutlu analizler sonlu elemanlar dünyasında fazlasıyla öne çıkmaktadır. Fakat birçok avantajına rağmen, iki boyutlu analizler parçanın sadece belli bir düzlemi hakkında fikir vermektedir. Özellikle sıcaklık ve gerilme geçmişi içeren tasarımlar ve analizlerde malzemelerin her bir noktası farklı değerler vermektedir. Bu sebeple iki boyutlu

analizler üç boyutlu analizlere göre yetersiz kalmaktadır. Bu tez çalışmasında iki boyutlu analizler geliştirilen çerçevenin doğruluğunu sağlamak amacıyla kullanılmıştır.

Şekil 5.2’de A1 numaralı parçanın kaynak işlemi sonrası ve talaşlı imalat işlemi sonrası z-ekseni yönündeki yani boyuna gerilmeleri gösterilmiştir. Boyuna gerilmeler daha önceki bölümlerde de bahsedildiği üzere parçaların üzerine etkiyen şekil değiştiren kuvvetler doğrultusunda uzunluğu yönündeki değişikliklere sebep olan gerilmelerdir. Bu gerilmeler kaynak yönü aynı eksen olması sebebiyle oldukça yüksektirler. A1 malzemesinde de görüldüğü üzere kaynak dikişi üzerinde ve HAZ bölgesinde pozitif, kalan kısımlarda negatif değer almaktadırlar.

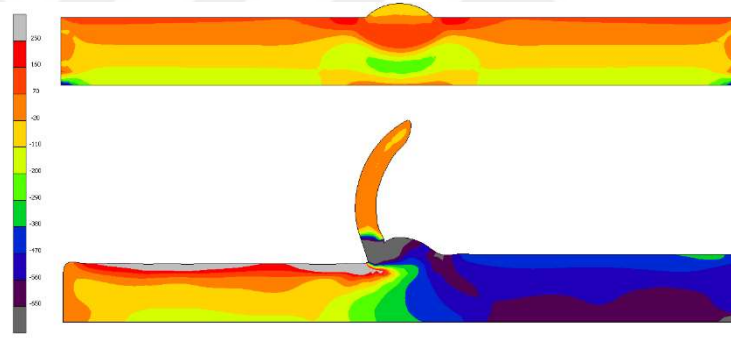
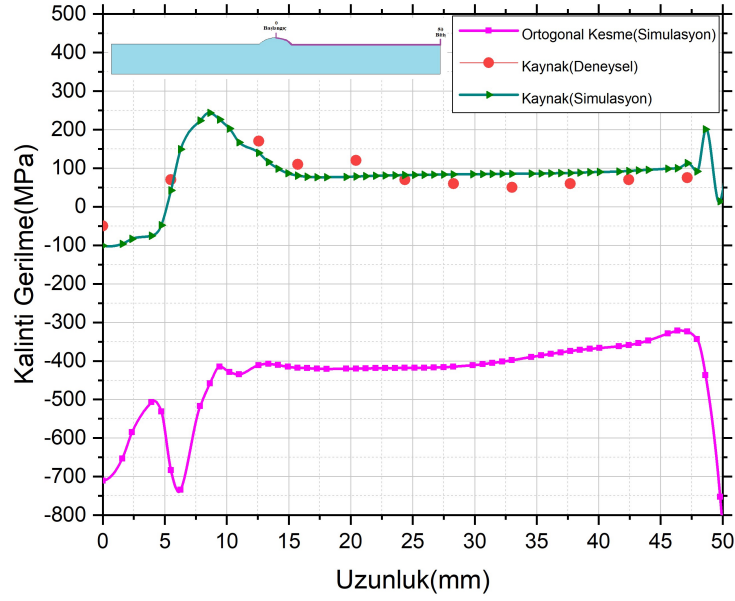
Şekil 5.2’de açıkça görülmektedir ki A1 numaralı parçada deneysel sonuçlar ile simülasyon sonuçları örtüşmektedir. Kaynak dikişinin hemen önünde kaynak orta çizgisinden 6 mm uzakta gerilme değeri 452 MPa olarak ölçülmüştür. Simulasyon değeri ise 475 MPa olarak hesaplanmıştır. Talaş kaldırma işlemi ise iki boyutta ortogonal yani dik kesme olarak tasarlanmış ve 2 mm derinlikte talaş kaldırmıştır. Genel tasarım cep boşaltma olarak tasarlandığından talaşlı imalat işleminin dik kesimi için deneysel sonuç bulunmamaktadır. Fakat simülasyon kaynak işleminden sonra oluşan gerilmenin ortogonal kesme işlemi sonucunda oldukça azaldığını göstermektedir.





Şekil 5.2. İki boyutlu simülasyonda A1 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.

Şekil 5.3 A1 numaralı parçanın (304 çeliği) iki boyutlu kaynak ve ortogonal kesme işlemlerinin simülasyonu sonucu x-yönündeki enine gerilmeleri göstermektedir. Enine gerilmeler daha önce de açıklandığı üzere malzemenin enine şekil değişimine sebep olan gerilmelerdir. Şekil 5.3'te kaynak sonrası enine gerilmelerin simülasyon ve deneysel değerlerinin yüksek hassasiyette uyum göstermekte olduğu görülmektedir. En yüksek gerilme değerine deneysel olarak kaynak hattından 12 mm uzaklıkta 177 MPa olarak ulaşılmıştır. Buna karşın aynı noktadaki simülasyon değeri ise 157 MPa olmuştur. Simülasyon değeri olarak en yüksek değer ise 9 mm uzaklıkta 255 MPa olarak alınmıştır. Ortogonal kesme sonrasında ise gerilme düşüşü çok belirgin olmaktadır. Elde edilen simülasyon gerilme değerleri tamamen negatif yani basma yönüne dönmüş ve parçayı enine yani x-yönünde sıkışmaya zorlamaktadır.

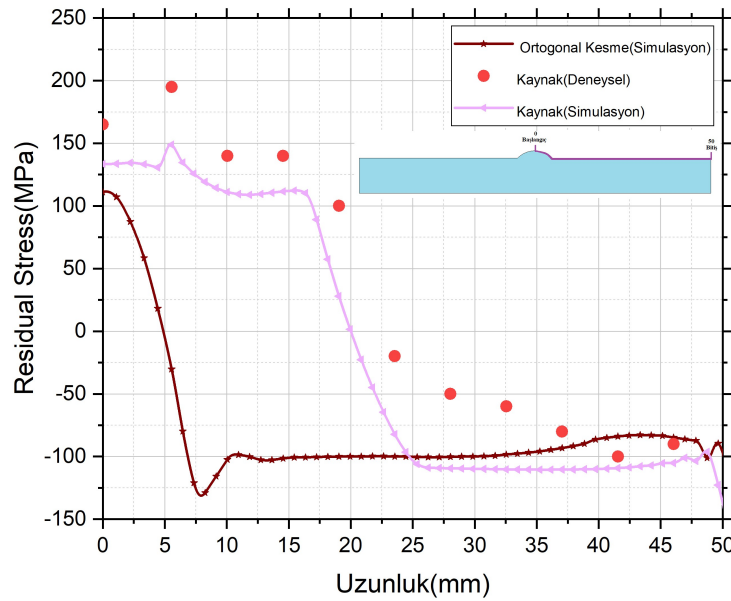


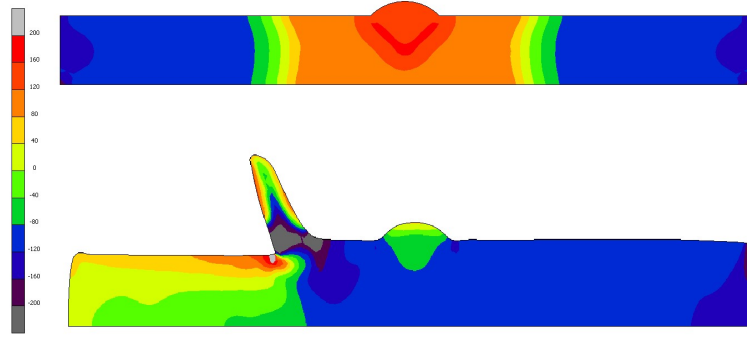
Şekil 5.3. İki boyutlu simülasyonda A1 numaralı malzeme için enine (x-yönünde, σ_{xx}) gerilme dağılımı.

Şekil 5.4 A2 numaralı parçanın (316L çeliği) iki boyutlu kaynak ve ortogonal kesme işlemlerinin simülasyonu sonucu uzunlamasına (z-yönü) gerilme durumunu göstermektedir. A2 numaralı malzemede en yüksek deneysel uzunlamasına gerilme değeri kaynak dikişinden 5 mm uzaklıkta 197 MPa olarak tespit edilmiştir. Aynı noktaya karşılık gelen simülasyon değeri is 151 MPa olarak ölçülmüştür. Kaynak simülasyonu sonrası kaynak etki alanı da bir A1 numaralı malzemeye göre oldukça yüksektir. 316L çeliği 304 çeliğine göre daha az karbon miktarına sahiptir. Bu durum da A2 numaralı parçanda kalıntı gerilmelerin düşük olmasına sebep olmaktadır. Ayrıca bu durum talaşlı imalat sırasında da takım ile malzemenin birbirine daha çok yapışmasına

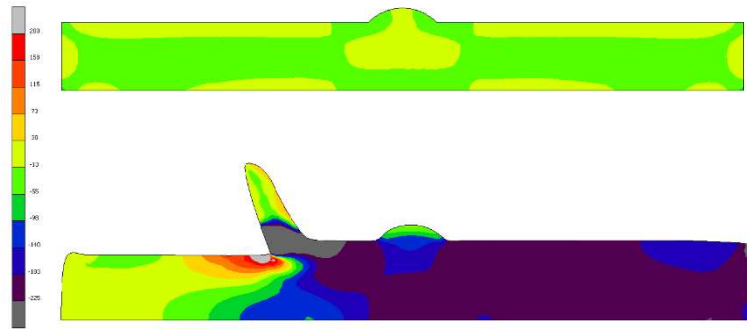
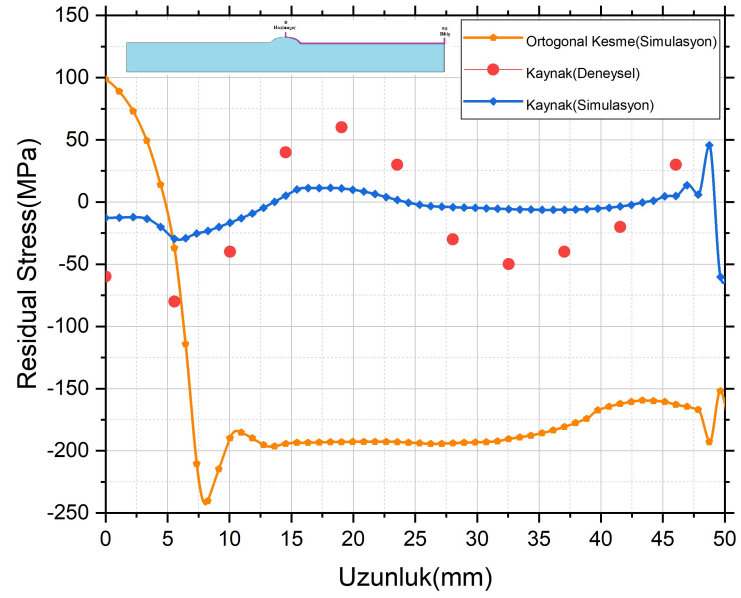
ve özellikle ortogonal kesme sırasında talaş birikimine sebep olmaktadır. Şekil 5.4'te görüldüğü üzere boyuna ya da uzunlamasına gerilmeler kaynak çizgisinden yaklaşık 20 mm uzaklığa kadar yüksek miktarda ölçülmüştür. Simulasyon sonuçları da bu durumu teyit etmektedir. Yine aynı mesafe boyunca pozitif ya da çekme gerilmeleri, bu noktadan sonra da negatif ya da basma gerilmeleri etkindir. Ortogonal kesme simülasyonu sonrası ise pozitif gerilmeler oldukça azalmaktadır. Yaklaşık 7 mm den sonraki noktaların tamamında negatif boyuna gerilmeler görülmektedir.

Şekil 5.5 A2 numaralı parçanın (316L çeliği) iki boyutlu kaynak ve ortogonal kesme işlemlerinin simülasyonu sonucu enine gerilme (x-yönü) durumunu göstermektedir. Kaynak işlemi sonrası enine gerilmelerin hem simülasyon hem de deneysel ölçüm sonucunda oldukça düşük olduğu görülmektedir. Bu durumun yine düşük karbon miktarı ile alakalı olduğu düşünülmektedir. Daha önce bahsedilen talaş birikimi sebebi ile enine gerilmeler özellikle kaynak dikişi bölgesinde ortogonal kesme işlemi sonrasında artış göstermiştir. Kaynak işlemi sonrası yapılan deneysel ölçüm dalgalı seyir izlemektedir. Tüm bu sonuçlar ışığında 2 boyutlu analizde kaynak ve talaşlı imalat sonrası oluşan kalıntı gerilmelerin 316L çeliği için hatırı sayılabilir miktarda düşük olduğu ve uygun ön ısıtma veya işlemler sonrası tavlama prosesleri yardımıyla oluşan kalıntı gerilmelerin tolere edilebileceği söylenebilmektedir.



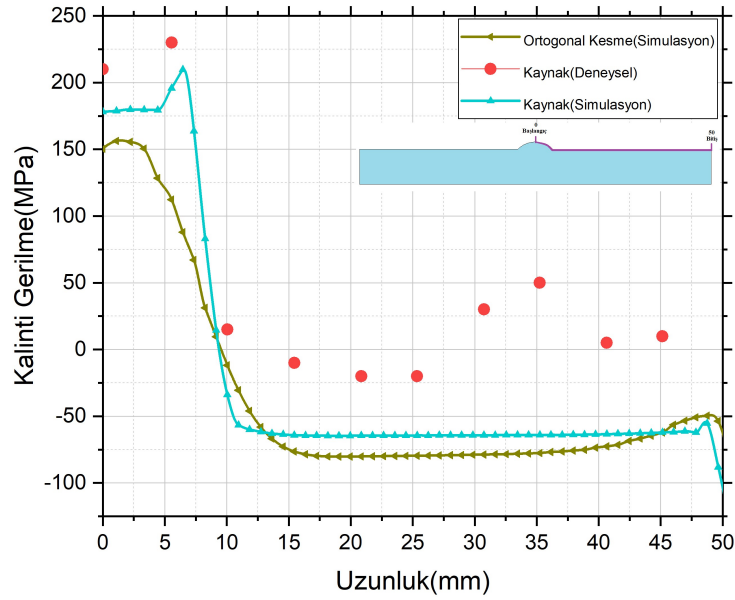


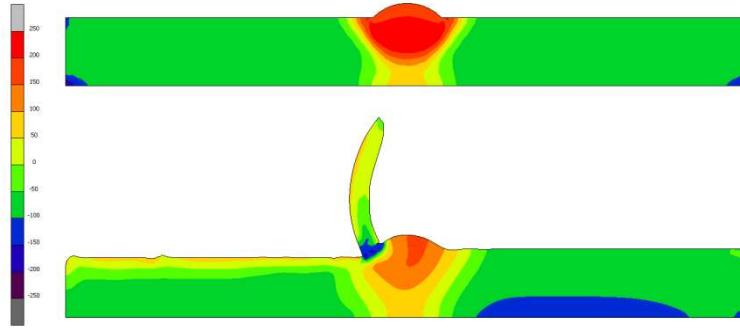
Şekil 5.4. İki boyutlu simülasyonda A2 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.



Şekil 5.5. İki boyutlu simülasyonda A2 numaralı malzeme için enine (x-yönünde, σ_{xx}) gerilme dağılımı.

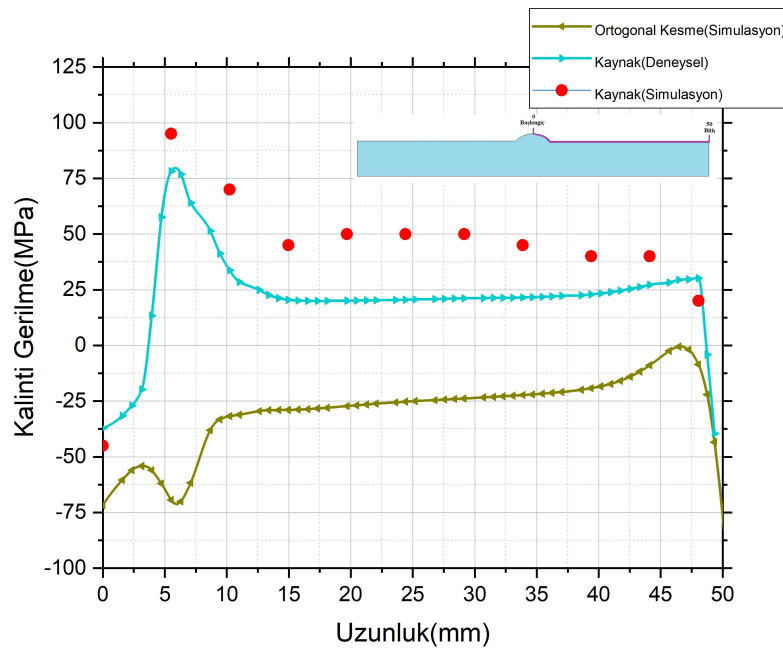
Şekil 5.6 ve Şekil 5.8, A3 ve A4 numaralı parçaların (AA6061 ve AA5052) iki boyutlu kaynak ve ortogonal kesme işlemlerinin simülasyonu sonucu boyuna gerilme (z-yönü) durumunu göstermektedir. Bu parçalarda kaynak işlemi sonrasında kaynak dikişi bitimine kadar yüksek, sonrasında ise düşük gerilme değerleri görülmektedir. Kaynak işlemi sonrasında oluşan gerilme yoğunlukları görüldüğü üzere sadece kaynak havuzuna sığmıştır. Bir başka deyişle şekilden, kaynak bölgesi çevresinde ve ısıdan etkilenen bölgede (HAZ) yüksek kalıntı gerilmelerin geliştiği görülmektedir. En yüksek boyuna gerilme değeri olarak kaynak dikişinden 5 mm uzaklıkta 234 MPa olarak deneysel olarak ölçülmüştür. Bu noktaya karşılık gelen simülasyon gerilme değeri ise 216 MPa alınarak yüksek hassasiyet göstermiştir. Ortogonal kesme sonrasında ise bu değer 114 MPa değerine kadar düşmüştür. A3 ve A4 numaralı parçanın malzemesi olan 6061 ve 5052 alüminyum malzemelerinin kaynak sıcaklığının 700°C olduğu düşünüldüğünde oluşan kalıntı gerilme değerleri oldukça yüksektir. İşlenebilirliği kolay bir malzeme olmasından ötürü kesme sonrası kalıntı gerilme değerleri dramatik bir düşüş sergilememiştir.

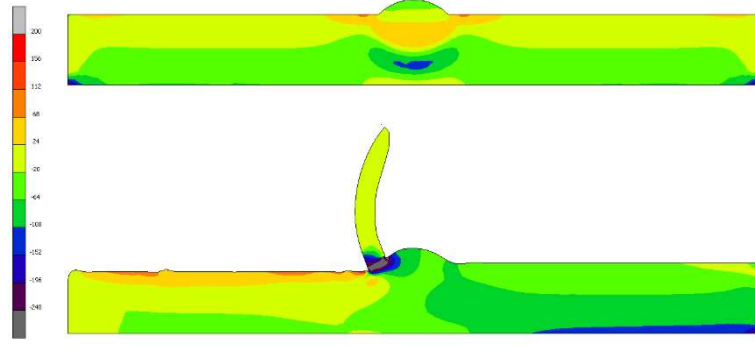




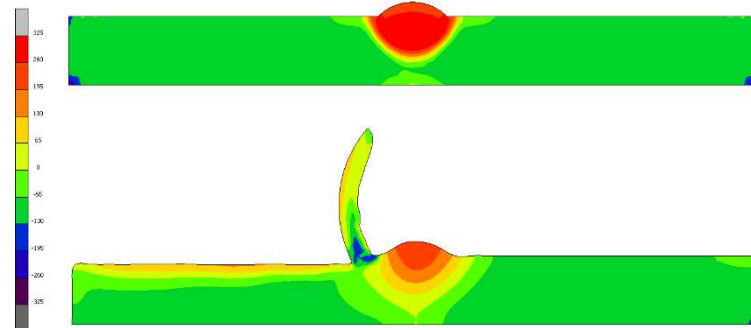
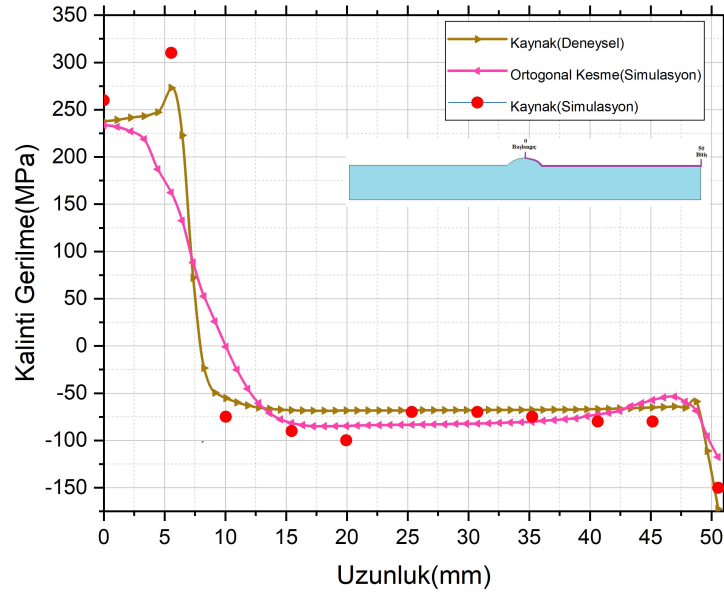
Şekil 5.6. İki boyutlu simülasyonda A3 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.

Şekil 5.7 ve Şekil 5.9, A3 ve A4 numaralı parçaların (AA6061 ve AA5052) iki boyutlu kaynak ve ortogonal kesme işlemlerinin simülasyonu sonucu enine gerilme (x-yönü) durumunu göstermektedir. Bu durumda, kalıntı gerilme davranışı, ortogonal kesme işlemindeki takımdan büyük ölçüde etkilenir ve ortaya çıkan etki önemli ölçüde farklılık göstermektedir. Kaynak işlemi sonrasında en yüksek deneysel enine gerilme değerleri kaynak dikişinin hemen bitiminde oluşmaktadır ve A3 için 96 MPa, A4 için 78 MPa olarak ölçülmüştür. Bu noktalar için karşılık gelen simülasyon değerleri ise sırasıyla 75 MPa ve 54 MPa olarak elde edilmiştir. Ortogonal kesme işlemi sonrasında her iki numaralı parçada da tamamen negatif gerilmeler görülmeye başlanmıştır.

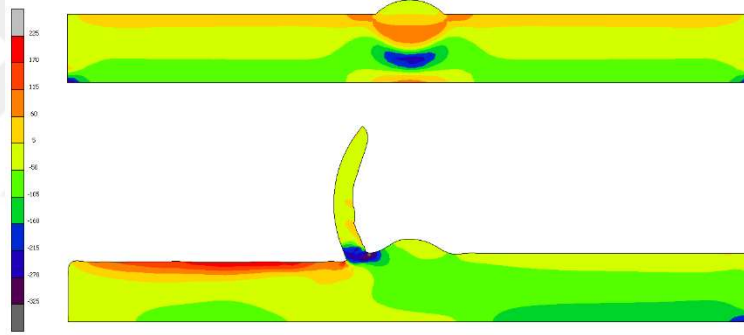
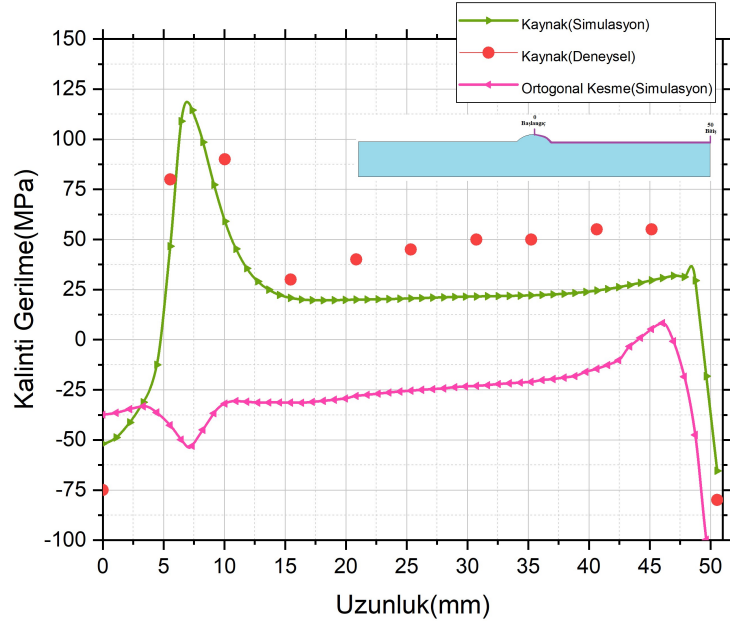




Şekil 5.7. İki boyutlu simülasyonda A3 numaralı malzeme için enine (x-yönünde, σ_{xx}) gerilme dağılımı.



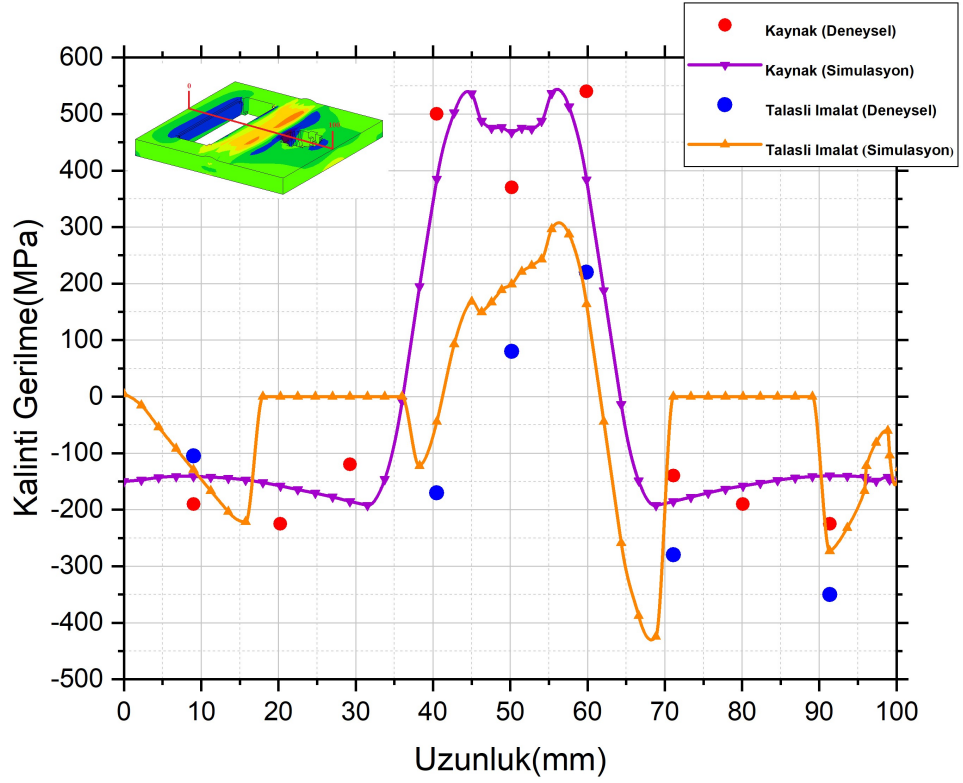
Şekil 5.8. İki boyutlu simülasyonda A4 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.

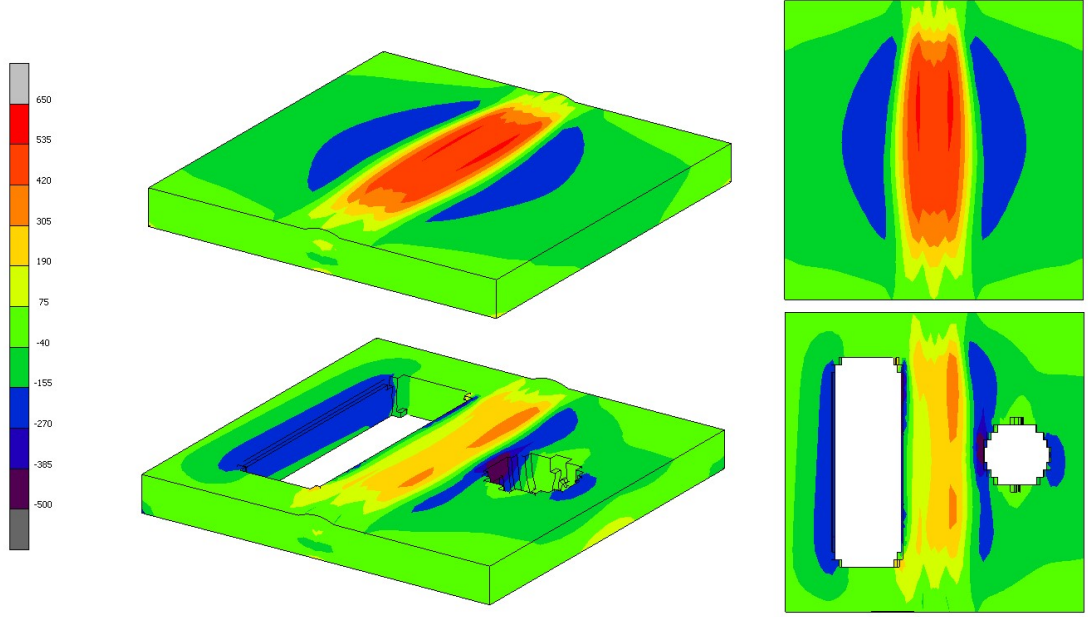


Şekil 5.9. İki boyutlu simülasyonda A4 numaralı malzeme için enine (x-yönünde, σ_{xx}) gerilme dağılımı.

Şekil 5.10 A1 numaralı parçanın üç boyutlu kaynak ve ortogonal kesme işlemlerinin simülasyonu sonucu boyuna gerilme (z-yönü) durumunu göstermektedir. A1 numaralı parçada frezeleme işlemi sonucunda kaynağın solunda dörtgen bir cep ve kaynağın sağında küçük bir dairesel bir cep geometrileri ortaya çıkmıştır. Şekil 5.10'daki frezeleme işlemi sonrası açılan cepler kalıntı gerilme grafiğinde düz çizgi şeklinde 0 olarak gösterilmiştir. Kaynak ve talaşlı imalat sonrası ölçülen değerler ile simülasyon değerleri yüksek hassasiyet göstermektedir. Kaynak sonrası kaynak çizgisinin tam üzerinde bulunan noktadaki kalıntı gerilme değeri 357 MPa olarak ölçülmüş, buna karşılık gelen simülasyon değeri ise 442 MPa olmuştur. Kaynak işlemi

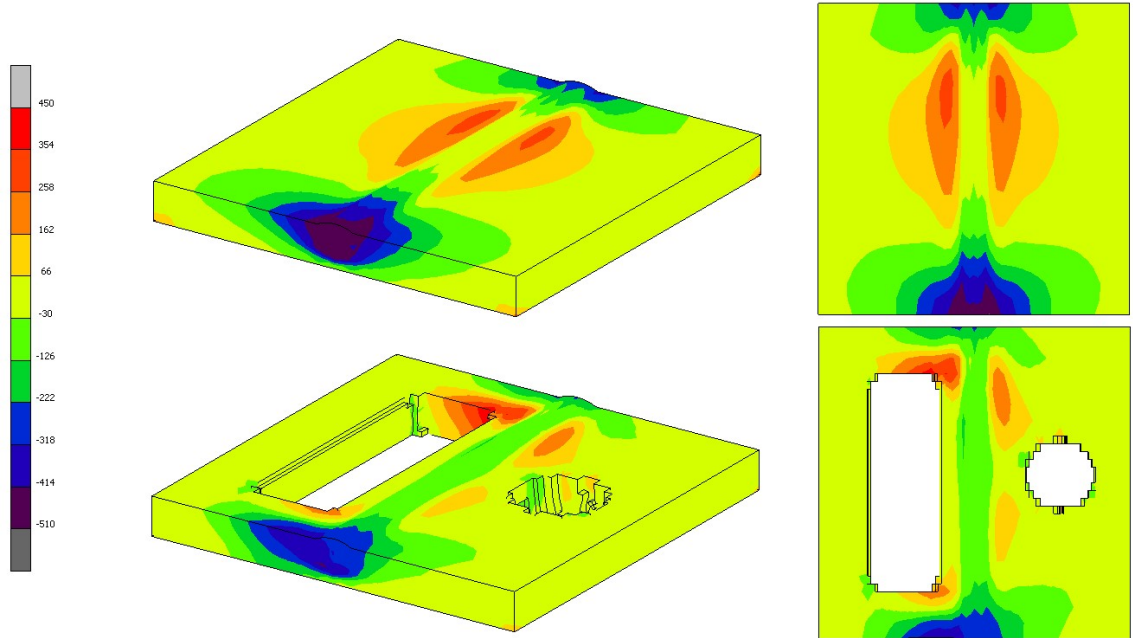
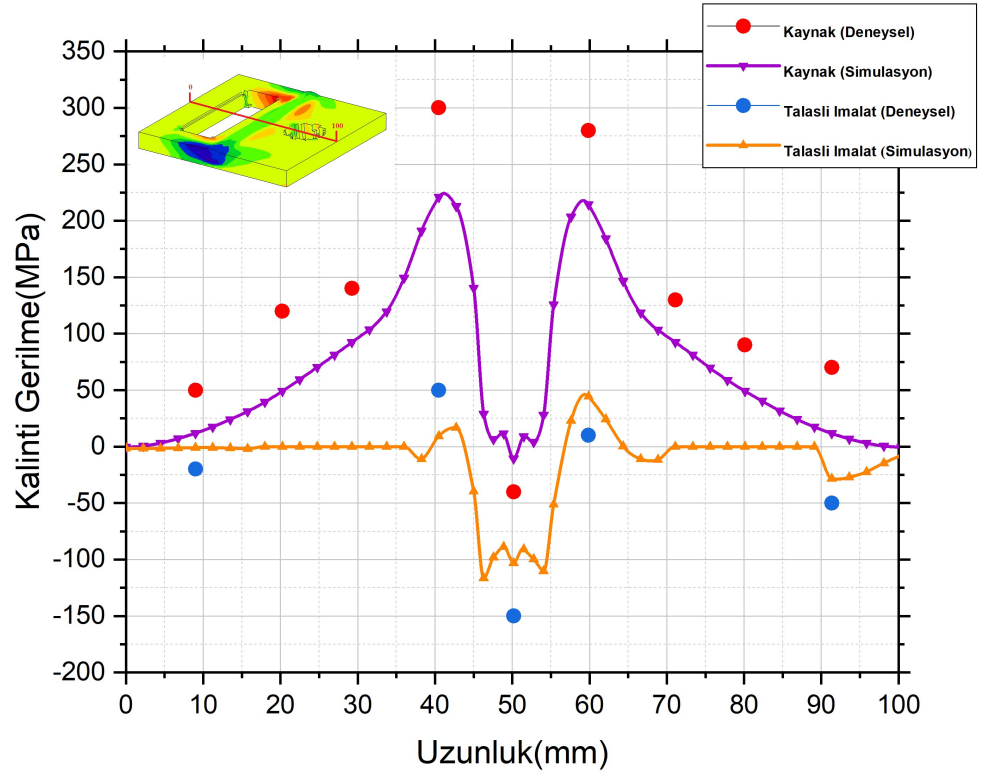
sonrası malzeme orta çizgisinden alınan simülasyon değerleri ile çizilen grafik standart kaynak gerilme grafikleri ile örtüşmektedir. Talaşlı imalat sonrası ise aynı çizgi üzerindeki kalıntı gerilme değerleri kaynak bölgesinde düşmekte, kaynaktan uzak ve cep boşaltılan bölgelerde ise yükselmektedir. Bu durumun sebebi freze takımının kestiği bölgelerde yerel pozitif gerilmelerin artışıdır. Kaynak dikişi çevresinde ise talaşlı imalat sonrası gerilmeler küçük dairesel cep tarafında yüksek, dörtgen cep tarafında ise daha düşüktür.



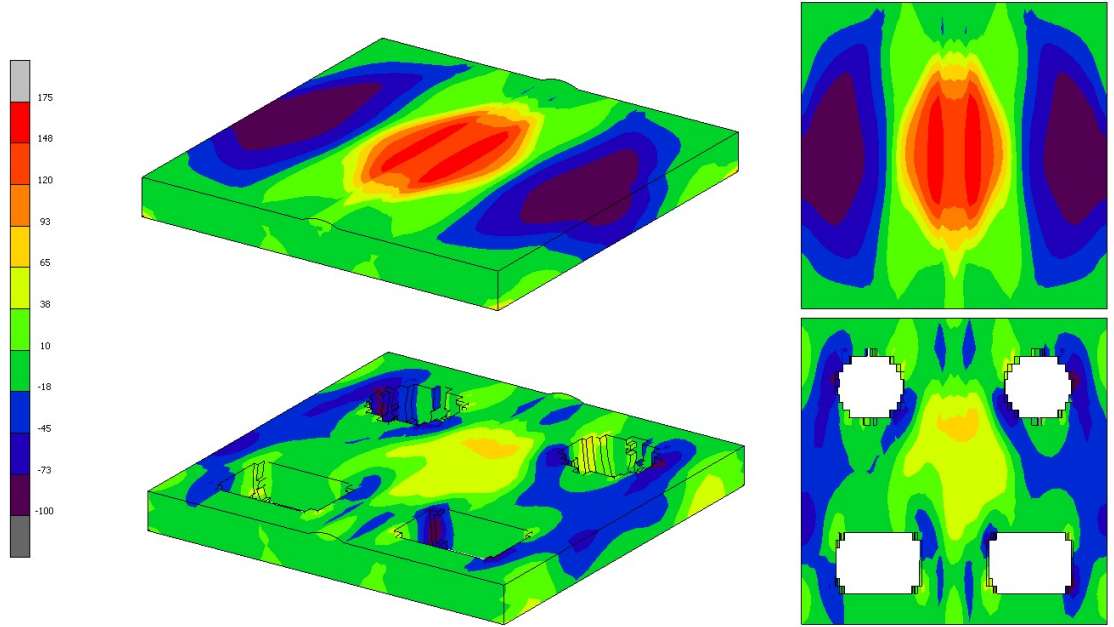
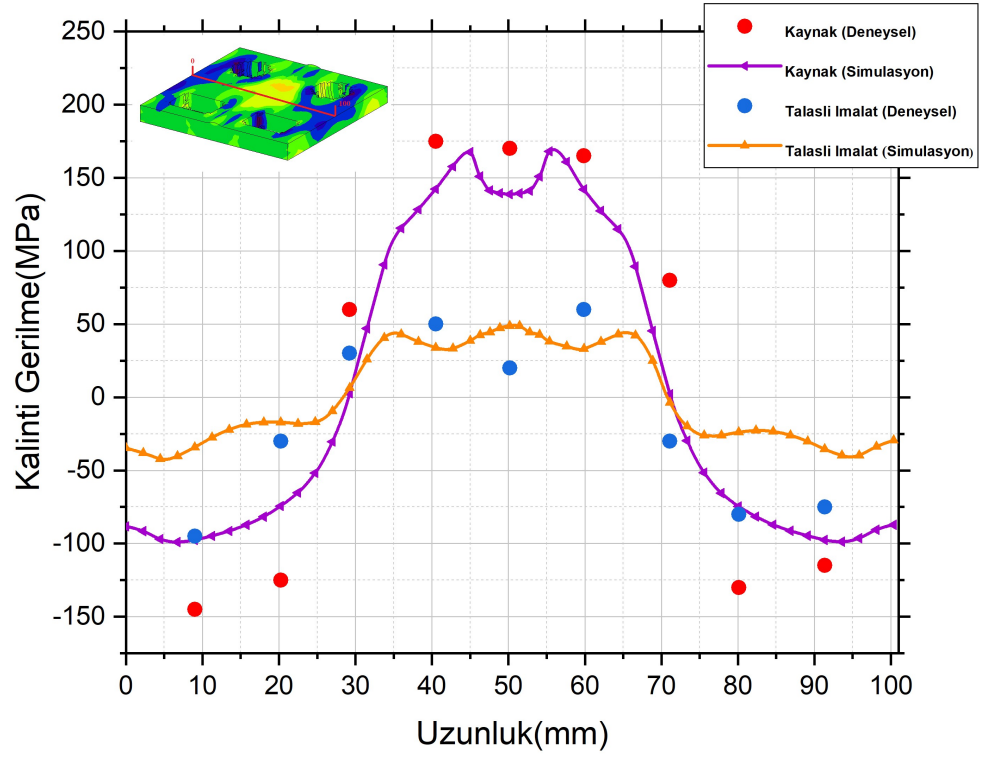


Şekil 5.10. Üç boyutlu simülasyonda A1 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.

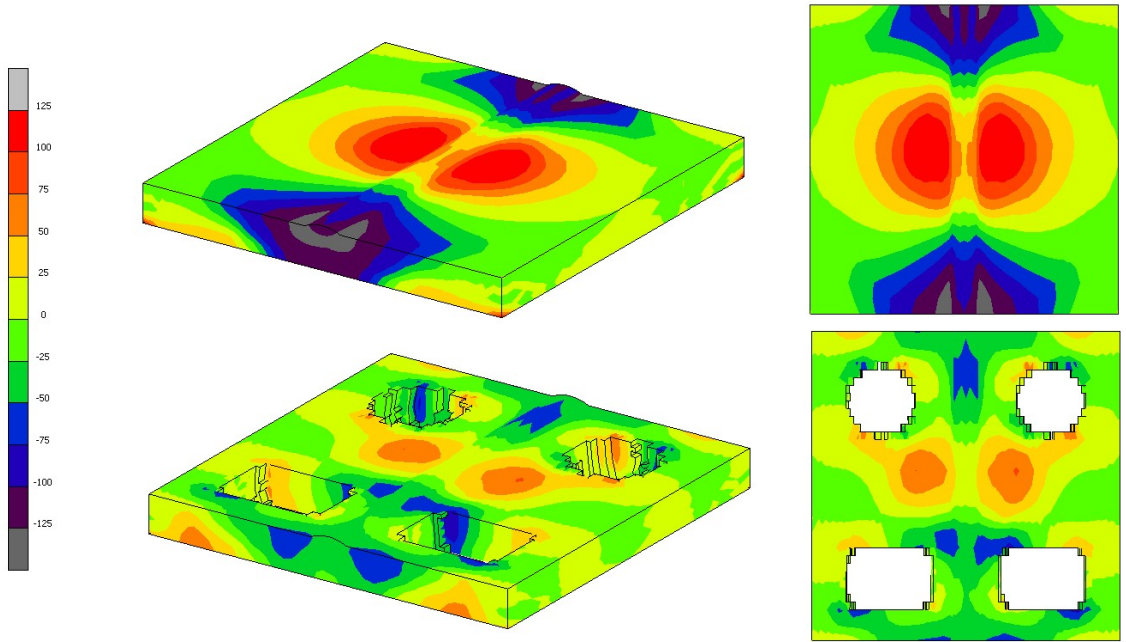
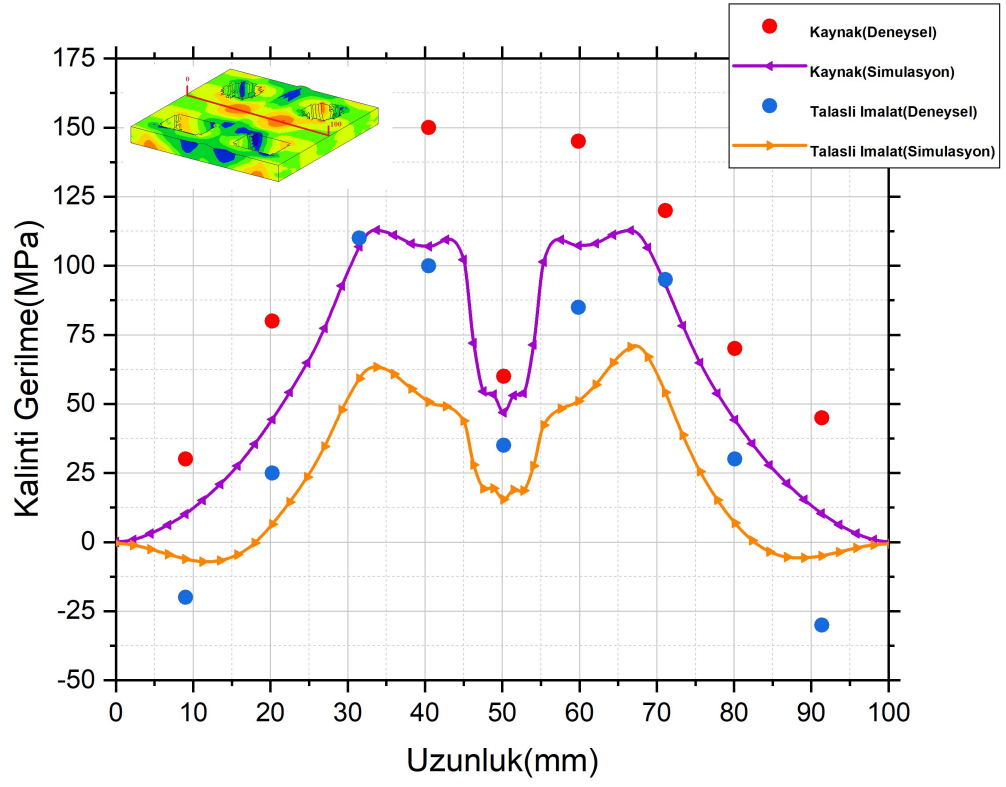
Şekil 5.11 A1 numaralı parçanın üç boyutlu kaynak ve frezeleme ile kesme işlemlerinin simülasyonu sonucu enine gerilme (x-yönü) durumunu göstermektedir. Enine gerilme değerleri boyuna gerilme değerlerine göre oldukça düşüktür. Talaşlı imalat sonrası ise Şekil 5.11’de görüldüğü üzere neredeyse tamamen negatif gerilmeye evrilmiştir. A1 numaralı parça için en yüksek enine gerilme değeri kaynak işlemi sonrasında kaynak dikişinin 10 mm solunda 301 MPa olarak ölçülmüştür. Buna karşılık gelen simülasyon değeri ise 232 MPa bulunmuştur. Aynı noktada talaşlı imalat sonrası deneysel gerilme değeri 52 MPa’ a kadar düşmüştür. Simülasyon değeri ise 34 MPa olarak alınmıştır. Kaynak ve talaşlı imalat simülasyonu sonrası kalıntı gerilme eğrisi bilinen eğriler ile örtüşmektedir. Talaşlı imalat sonrası yerel gerilme artışları enine gerilme grafiğinde çok belirgin görülmemiştir.



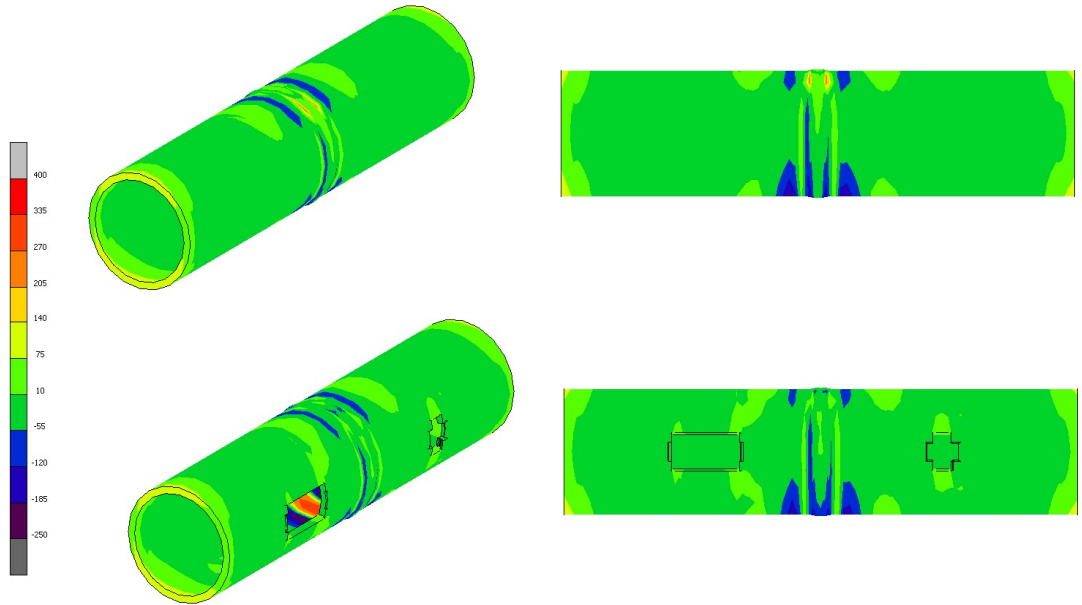
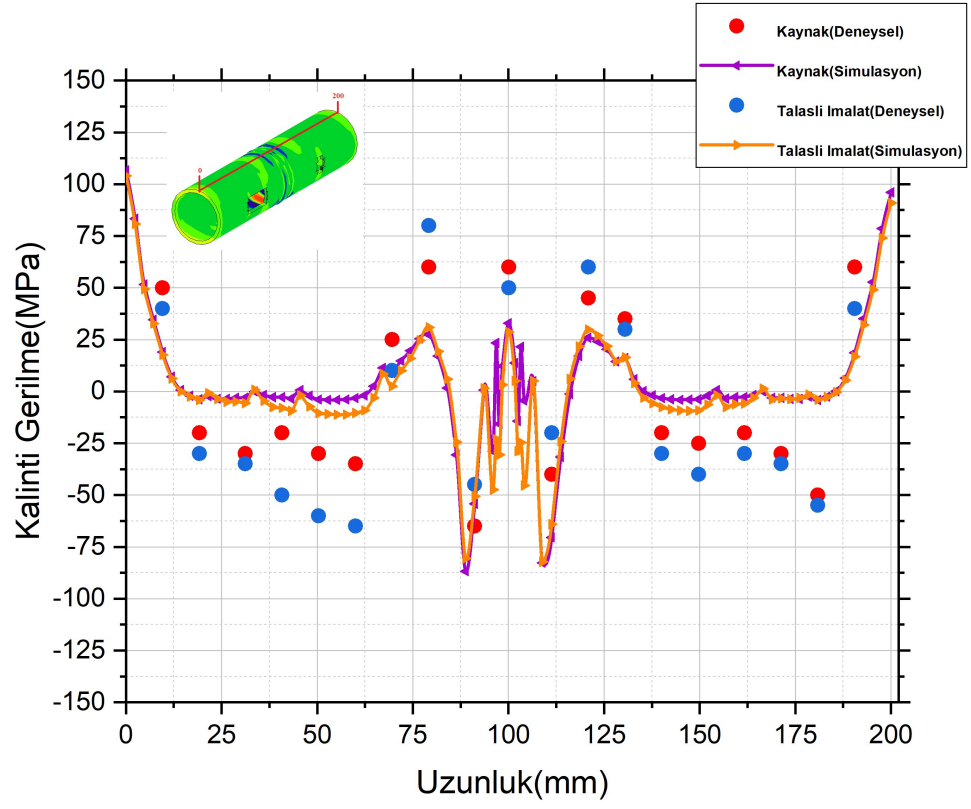
Şekil 5.11. Üç boyutlu simülasyonda A1 numaralı malzeme için enine (x-yönünde, σ_{xx}) gerilme dağılımı.



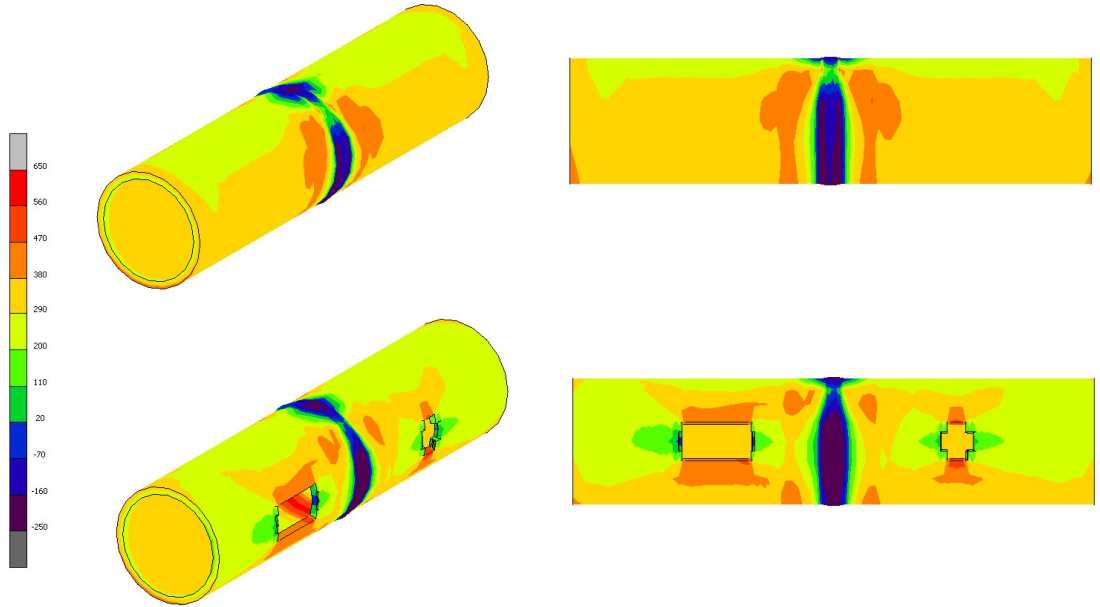
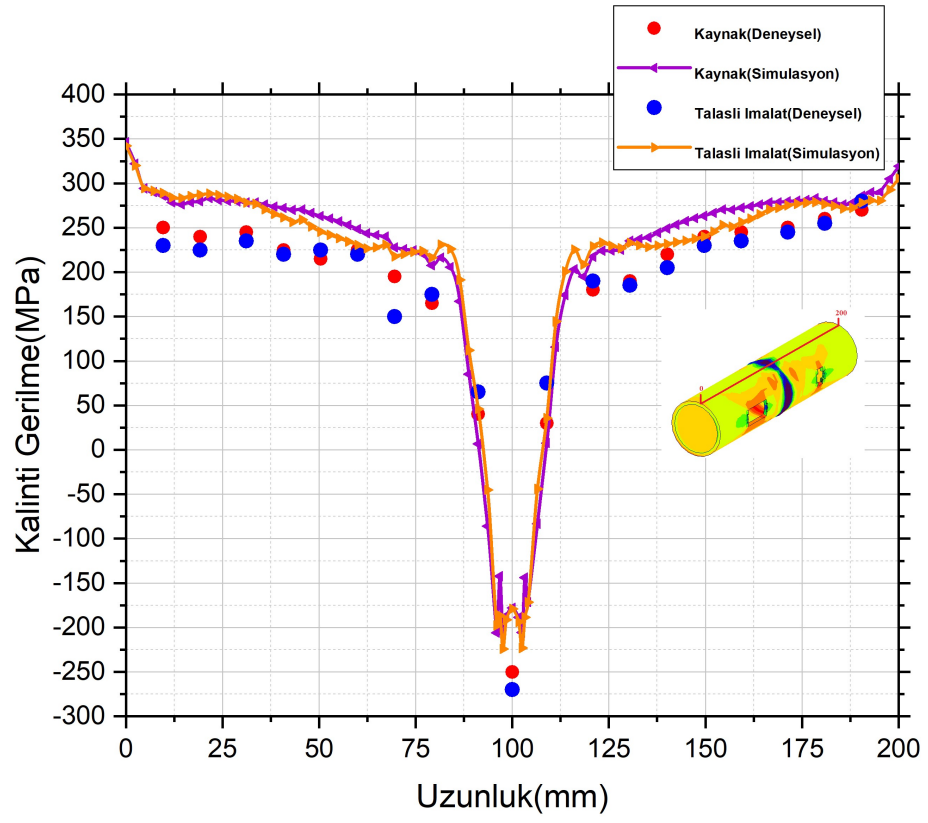
Şekil 5.12. Üç boyutlu simülasyonda A2 numaralı malzeme için boyuna(uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.



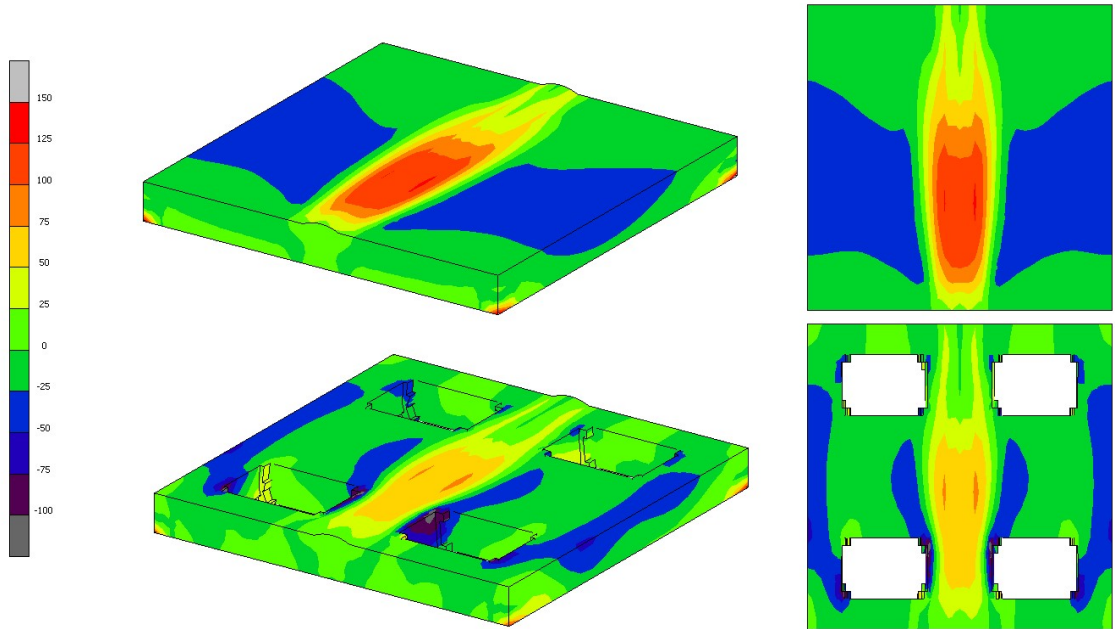
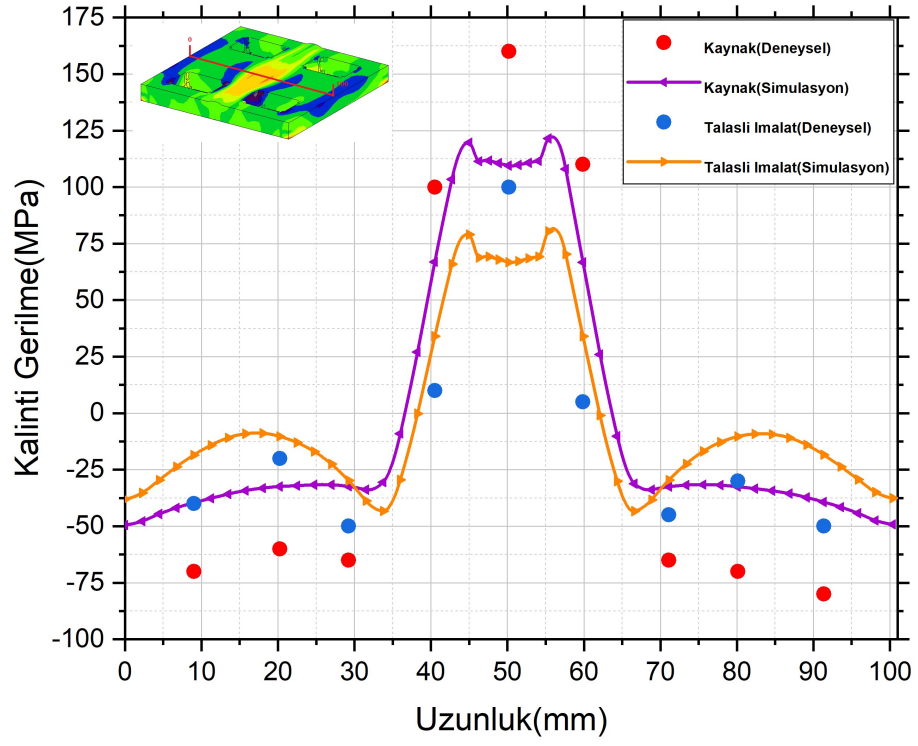
Şekil 5.13. Üç boyutlu simülasyonda A2 numaralı malzeme için enine (x-yönünde, σ_{xx}) gerilme dağılımı.



Şekil 5.14. Üç boyutlu simülasyonda B1 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.

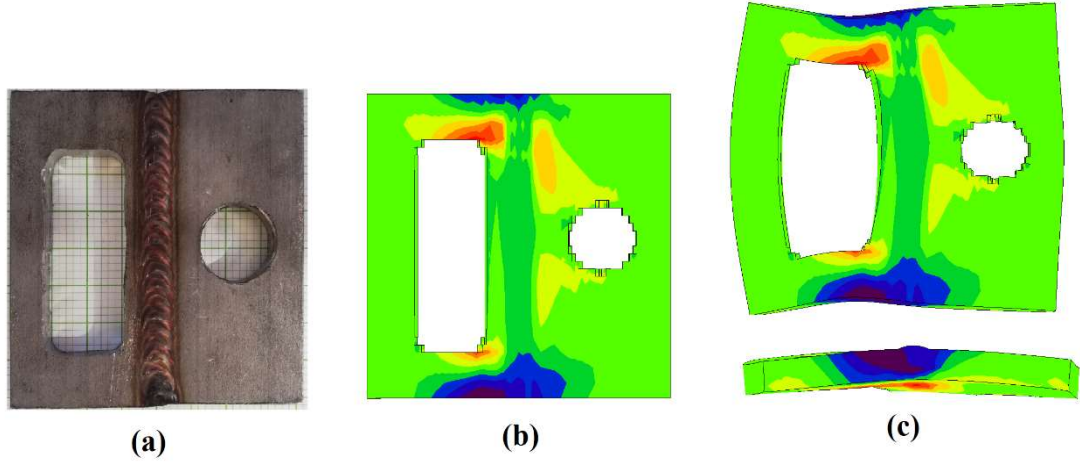


Şekil 5.15. Üç boyutlu simülasyonda B1 numaralı malzeme için enine (x-yönünde, σ_{xx}) gerilme dağılımı.



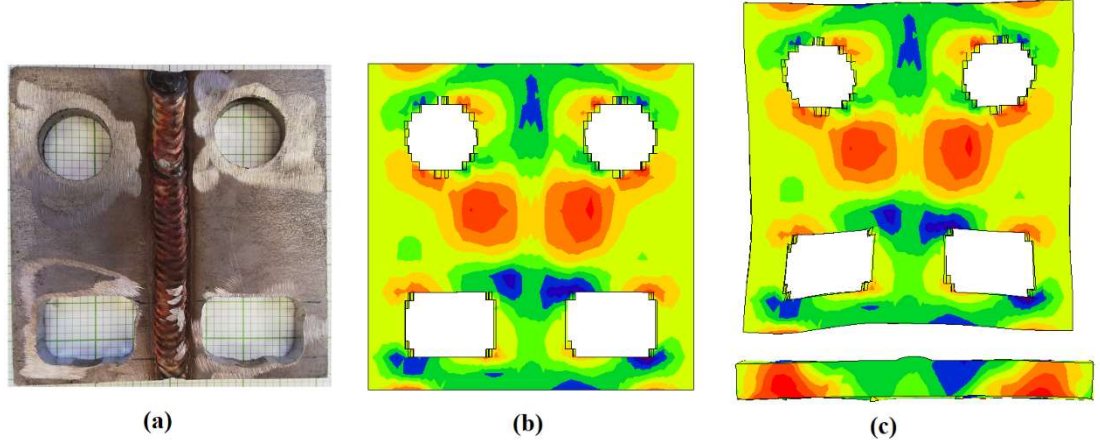
Şekil 5.16. Üç boyutlu simülasyonda A3 numaralı malzeme için boyuna (uzunlamasına, z-yönünde, σ_{zz}) gerilme dağılımı.

Şekil 5.17 A1 numaralı parçanın kaynak ve talaşlı imalat sonrası kalıntı gerilmeleri deformasyon üzerindeki etkilerini göstermektedir. Negatif gerilmelerin parçanın içe doğru büzülmesine, pozitif gerilmeleri ise açılan cepleri dışa doğru uzatmaya sebep olduğu açıkça görülmektedir. Deformasyonların daha net görülmesi için Şekil 5.17(c)'de ölçek 60 kat büyütülmüştür.



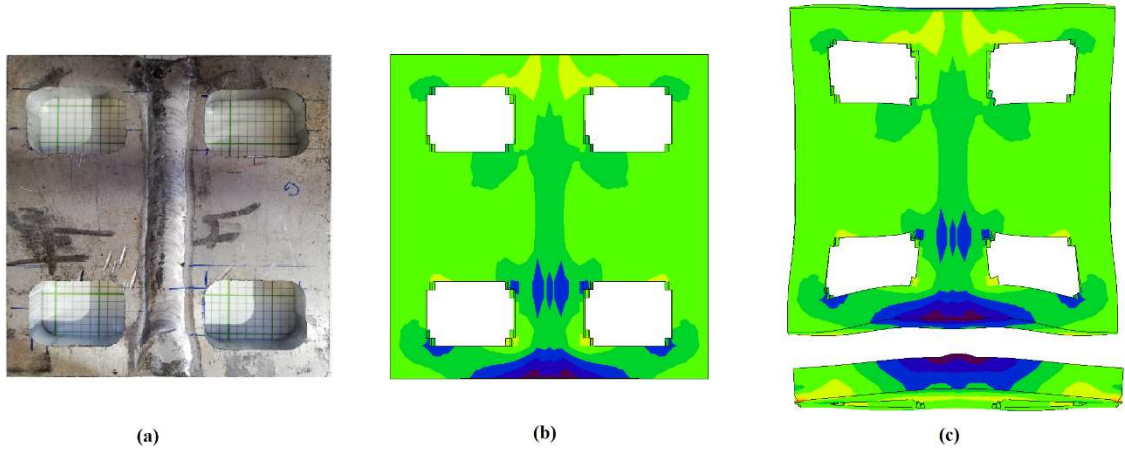
Şekil 5.17. Deneysel çalışma sonrası parçanın durumu ve simule edilmiş hali (a) Orijinal Parça (b) Simulasyon sonrası gerilme durumu 1:1 ölçekte (c) Simulasyon sonrası gerilme durumu ve deformasyon etkisi 60:1 ölçekte.

Şekil 5.18 A2 numaralı parçanın kaynak ve talaşlı imalat sonrası kalıntı gerilmeleri deformasyon üzerindeki etkilerini göstermektedir. Düşük karbon oranı sebebiyle düşük kalıntı gerilmelere sahip olan bu parça benzer şekilde daha küçük deformasyon miktarlarına sahiptir.



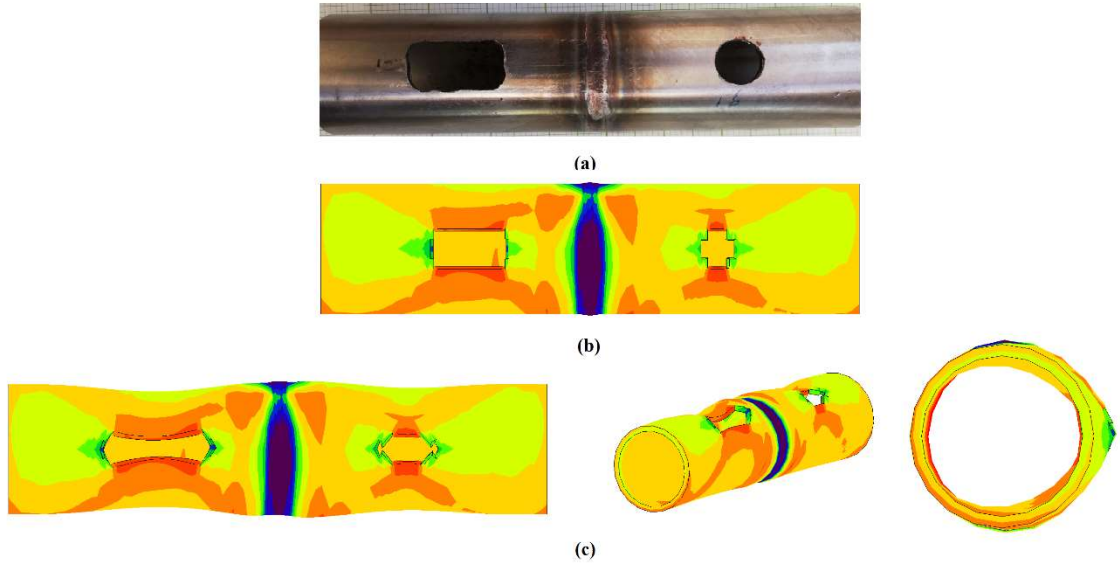
Şekil 5.18. Deneysel çalışma sonrası parçanın durumu ve simule edilmiş hali (a) Orijinal Parça (b) Simulasyon sonrası gerilme durumu 1:1 ölçekte (c) Simulasyon sonrası gerilme durumu ve deformasyon etkisi 100:1 ölçekte.

Şekil 5.19 A3 numaralı parçanın kaynak ve talaşlı imalat sonrası kalıntı gerilmeleri deformasyon üzerindeki etkilerini göstermektedir. Kaynak işlemi sonrasında gerilme kalıntı gerilmelerin yayılımı kaynak dikişinin başlangıç bölgelerine yığılması sebebi ile bu bölgelerdeki talaş kaldırma sonrası gerilmeler de daha yoğun olmaktadır. Bu durum parçanın kaynak dikişi başlangıç bölgesinden yukarı doğru kıvrılmasına bir başka deyişle deformasyonuna sebep olmaktadır.



Şekil 5.19. Deneysel çalışma sonrası parçanın durumu ve simule edilmiş hali (a) Orijinal Parça (b) Simulasyon sonrası gerilme durumu 1:1 ölçekte (c) Simulasyon sonrası gerilme durumu ve deformasyon etkisi 100:1 ölçekte.

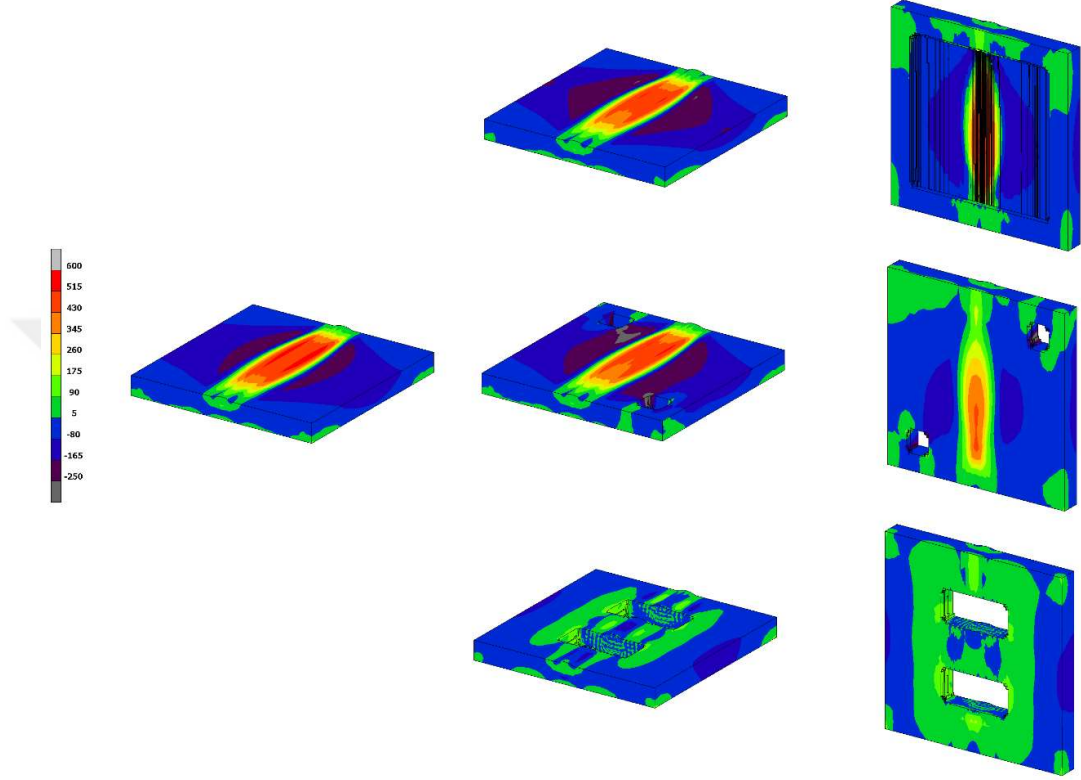
Şekil 5.20 B1 numaralı parçanın kaynak ve talaşlı imalat sonrası kalıntı gerilmeleri deformasyon üzerindeki etkilerini göstermektedir. Silindirik boru şeklindeki parçalarda kaynak işlemi sonrası deformasyonlar genellikle silindirin merkezine doğru olsa da, talaşlı imalat sonrası deformasyon oluşan yerel gerilmelerin de etkisi ile boşaltılan cepleri dışarıya doğru deformasyonuna sebep olmaktadır. Deformasyonların daha net görülmesi için Şekil 5.20(c)'de ölçek 100 kat büyütülmüştür.



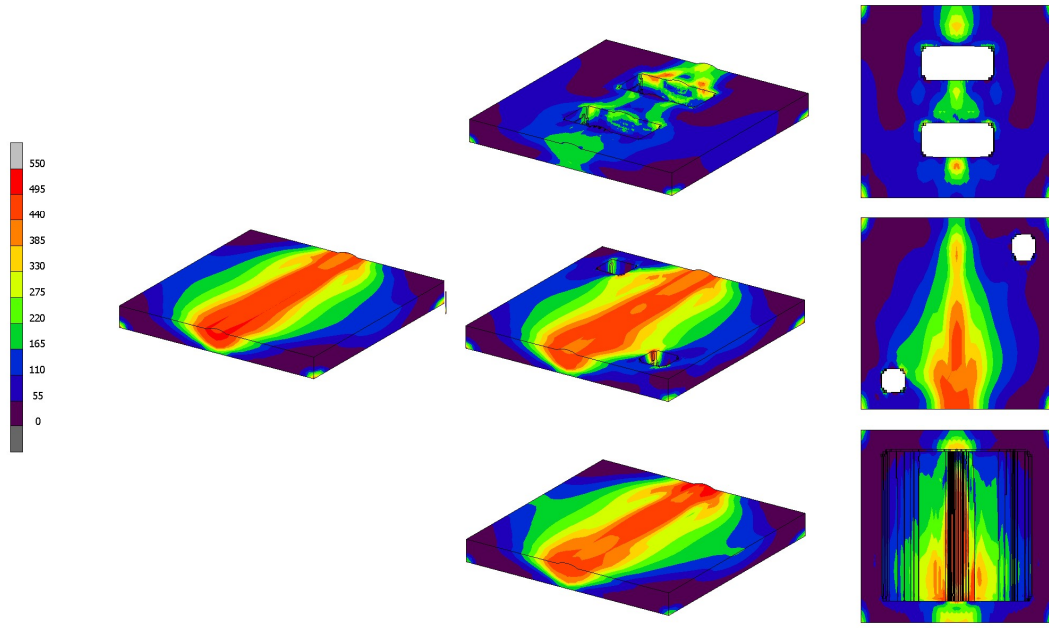
Şekil 5.20. Deneysel çalışma sonrası parçanın durumu ve simule edilmiş hali (a) Orijinal Parça (b) Simulasyon sonrası gerilme durumu 1:1 ölçekte (c) Simulasyon sonrası gerilme durumu ve deformasyon etkisi 100:1 ölçekte.

Şekil 5.21 ve Şekil 5.22 A1 numaralı parçanın kaynak ve üç farklı talaşlı imalat işlemi sonrası boyuna ve von mises gerilme dağılımını göstermektedir. Görüldüğü üzere kalıntı gerilme değişimleri büyük oranda freze takımının malzemeyi kestiği yere bağlıdır. Her bir kesimde parça bir gerilme giderme etkisi ile kalıntı gerilmelerini azaltmakta, fakat kaynak işlemindeki kalıntı gerilme dağılımına göre düzensiz bir gerilme dağılımı görülmektedir. Bu durumu talaşlı imalat işleminin uygulandığı yerin önemini göstermektedir. Şekil 5.21 ve Şekil 5.22'deki farklı frezeleme işlemleri karşılaştırıldığında, parçanın alt yüzeyinden yapılan kesme işlemi sonucunda kaynak dikişi boyunca belirgin bir gerilme kaybı görülmese de, kaynak dikişi ve HAZ dışındaki bölgelerde negatif gerilmeleri artışı dikkat çekmektedir. Parçanın sağ üst ve sol alt kısmına açılan delikler ise parçanın gerilme dağılımının diagonal olarak değişimine

sebeptir. Üçüncü durum olarak da parçanın kaynak dikişinin üzerinden enine cepler açılmıştır. Bu cepler kaynak dikişindeki yüksek kalıntı gerilme değerlerini dağıtsa da, bu bölgede oluşan yerel gerilmeler sebebiyle von mises denk gerilme veya toplam gerilme yığılması artmaktadır.

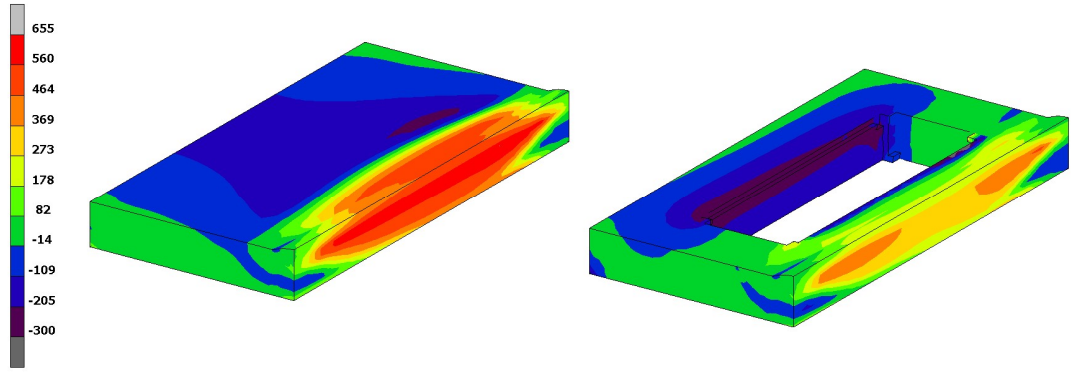


Şekil 5.21. Kaynak işlemi sonrasında üç farklı talaş kaldırma durumunda uzunlamasına (z-yönünde) gerilme değişimi (A1).

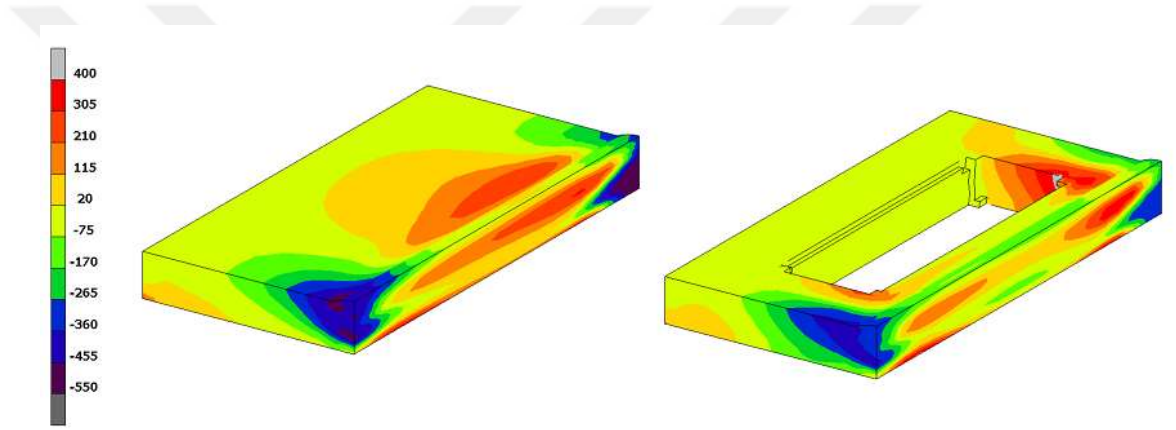


Şekil 5.22. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında denk von mises gerilme dağılımı (A1).

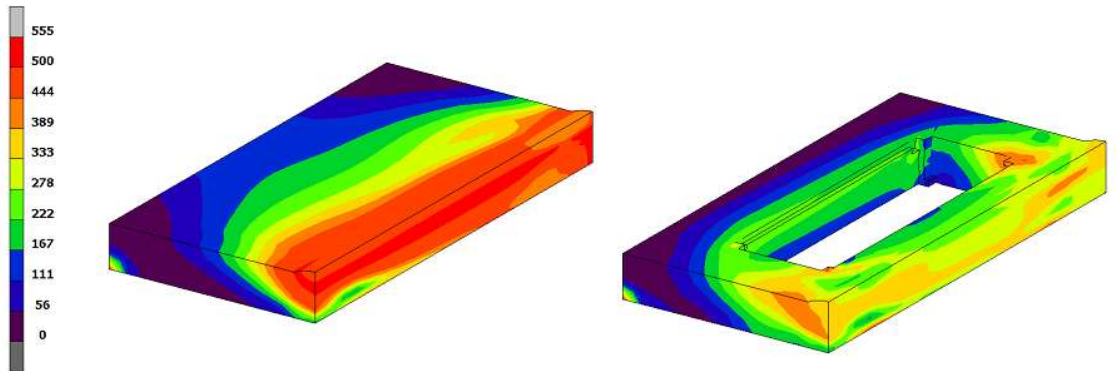
Şekil 5.23 A1 numaralı parçanın üç boyutlu kaynak ve frezeleme işlemlerinin simülasyonu sonucu kaynak kesiti boyunca boyuna gerilme (z-yönü) durumunu, Şekil 5.24 aynı parçanın enine gerilme(x-yönü), Şekil 5.25 ise yine aynı parçanın denk Von Mises gerilme durumunu göstermektedir. Kaynak sonrası kalıntı gerilme değerinin en yüksek olduğu bölgenin kaynak dikişi boyunca gerçekleştiği daha önce belirtilmişti. Aşağıda görüldüğü üzere kesit boyunca ortalama boyuna kalıntı gerilme değeri 500 MPa gibi yüksek bir seviyededir. Ancak talaşlı imalat sonrasında bu kalıntı gerilme değeri ortalama olarak 300 MPa seviyesinde seyretmektedir. Enine gerilme durumu da benzer durumdadır. Kaynak işlemi sırasında oluşan yüksek sıcaklık gradyanları kaynak bölgesinde yüksek kalıntı gerilme değerlerine sebep olmaktadır. Üç şekilde de benzer şekilde talaşlı imalat sonrası gerilme değerleri kaynak işlemi sonrasına göre oldukça düşük fakat pozitiftir.



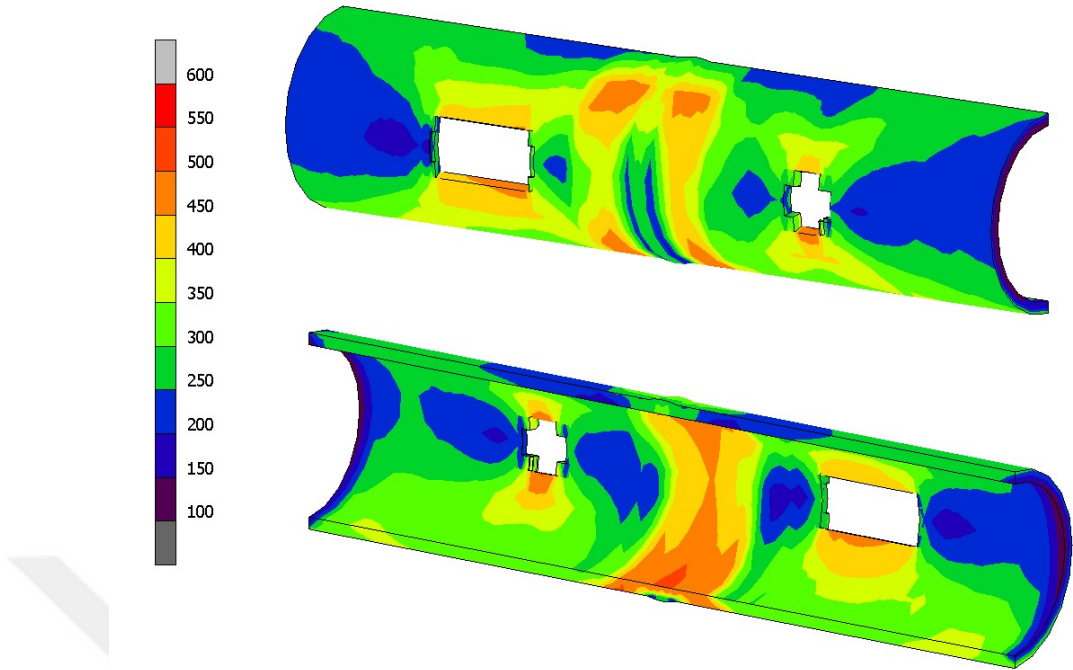
Şekil 5.23. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında kaynak kesiti boyunca uzunlamasına veya boyuna (z-yönü) gerilme dağılımı (A1).



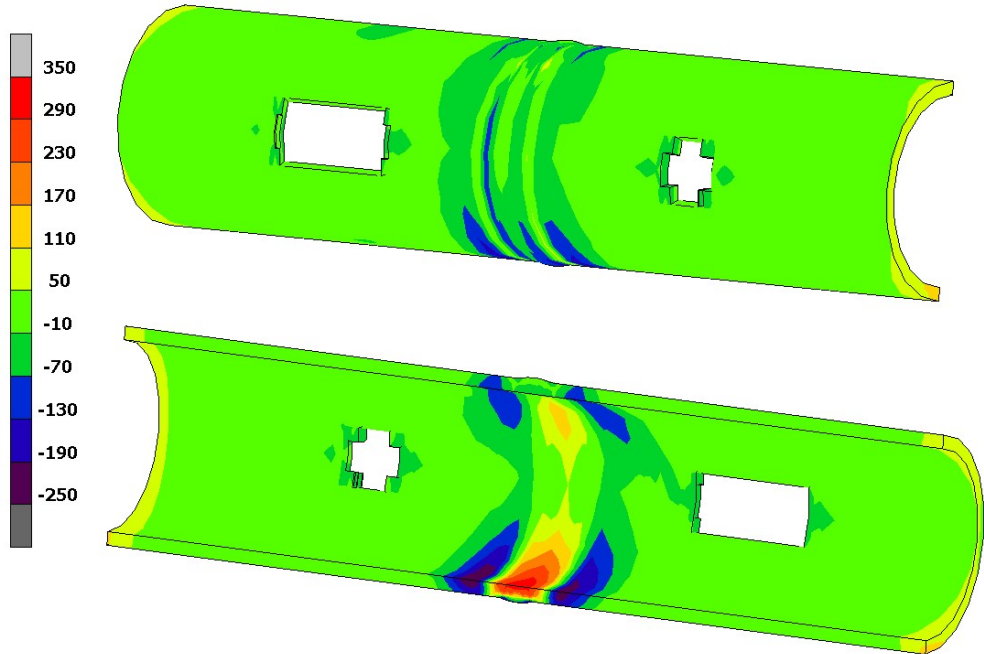
Şekil 5.24. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında kaynak kesiti boyunca enine gerilme (x-yönü) dağılımı (A1).



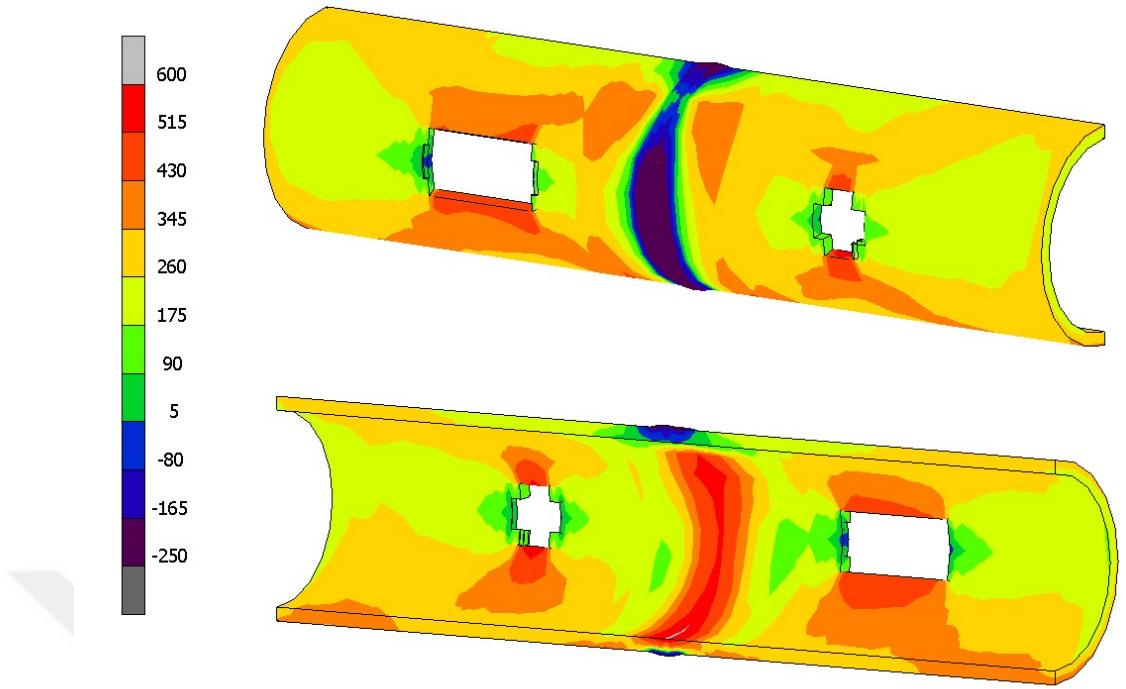
Şekil 5.25. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında denk von mises gerilmesi dağılımı (A1).



Şekil 5.26. Silindirik geometride kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında denk von mises gerilmesi dağılımı (B1).

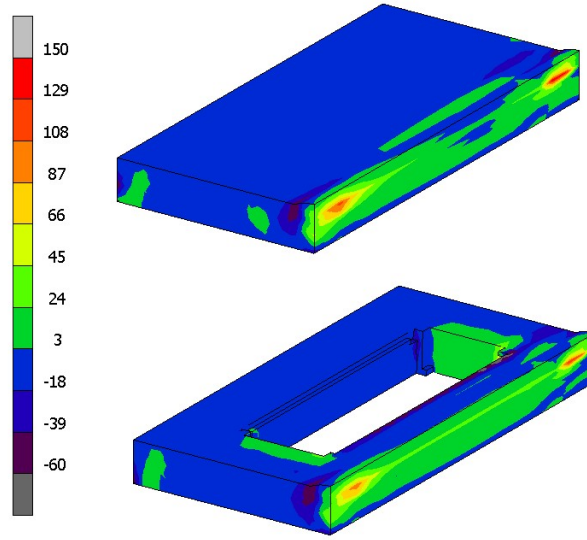


Şekil 5.27. Silindirik geometride kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında uzunlamasına ya da boyuna (z-yönünde) gerilme dağılımı (B1).

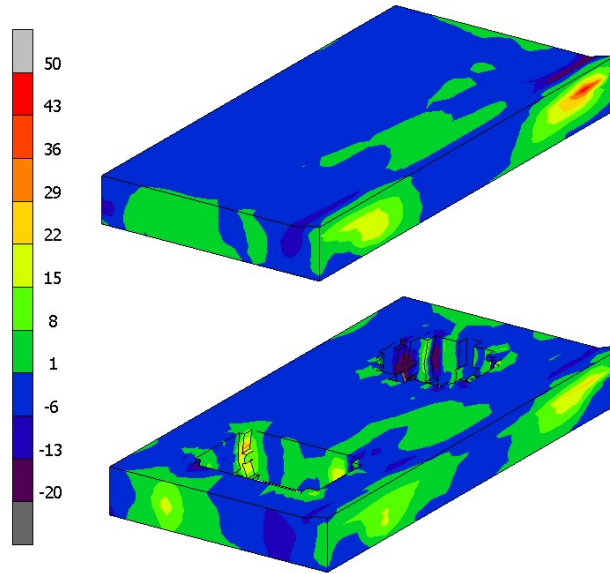


Şekil 5.28. Silindirik geometride kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında enine (x yönündeki) gerilme dağılımı (B1).

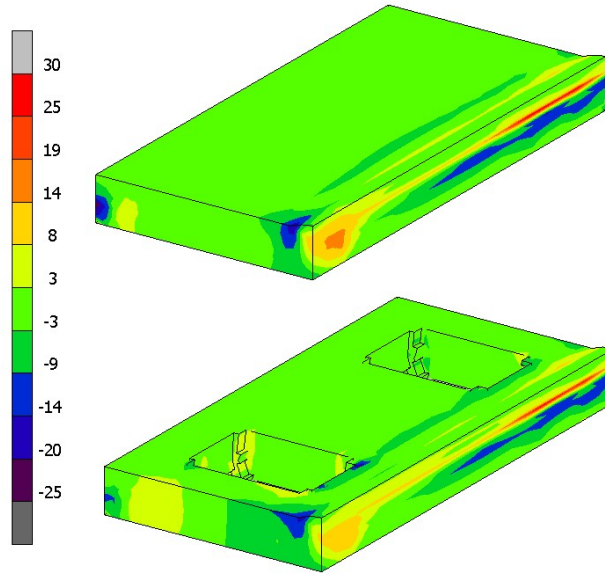
Şekil 5.29, Şekil 5.30, Şekil 5.31 ve Şekil 5.32 sırasıyla A1, A2, A3 ve B1 numaralı parçaların kaynak ve talaşlı imalat sonrasında kalınlık boyunca(y-yönünde) kalıntı gerilme dağılımını göstermektedir. Kalınlık yönündeki gerilmeler çok düşük değerlere sahip olduğundan genellikle ihmal edilmektedirler. Fakat kalınlığın önemli olduğu koşullarda, örneğin sac tipi ince malzemelerde kalınlık yönündeki kalıntı gerilmeler önem kazanmaktadır. Bu durum Şekil 5.31 ile çok net bir şekilde görülmektedir. 3 mm kalınlığına sahip B1 numaralı silindirik parçada kalınlık yönündeki gerilmeler özellikler kaynak dikişi ve HAZ çevresinde 300 MPa değerlerinde seyretmektedir. HAZ sonrasında ise negatif yönde -200 MPa ve cep boşaltılan bölgelerde -150 MPa seviyelerindedir. Aksi olarak A1, A2 ve A3 numaralı parçalarda kalınlık yönündeki gerilmeler oldukça düşüktür.



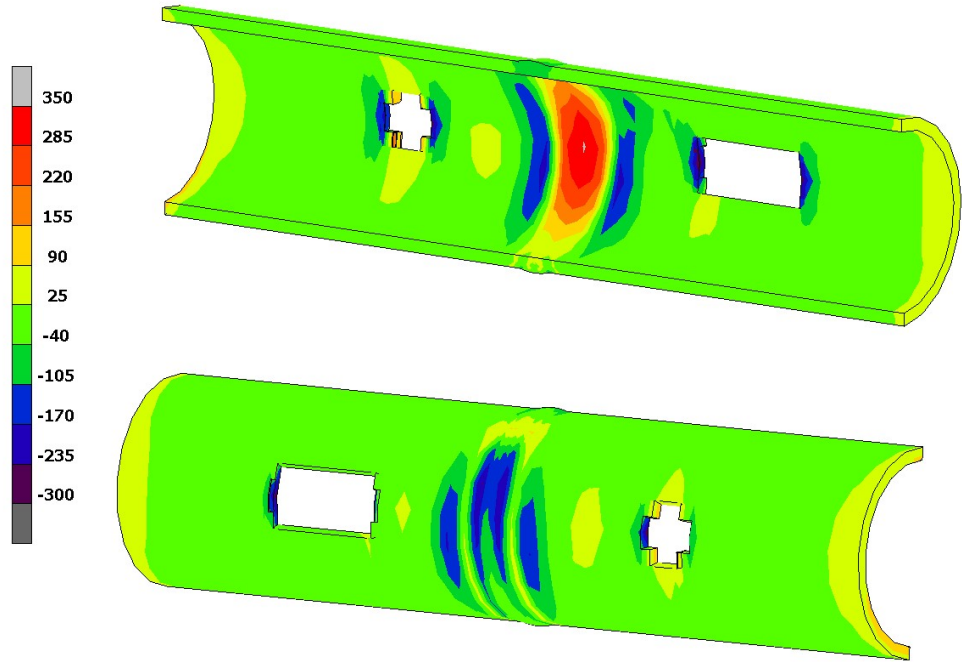
Şekil 5.29. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında kalınlık boyunca (y-yönünde) gerilme dağılımı (A1).



Şekil 5.30. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında kalınlık boyunca (y-yönünde) gerilme dağılımı (A2).



Şekil 5.31. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında kalınlık boyunca (y-yönünde) gerilme dağılımı (A3).



Şekil 5.32. Kaynak bölgesinde kaynak ve talaşlı imalat işlemleri sonrasında kalınlık boyunca (y-yönünde) gerilme dağılımı (B1).

BÖLÜM 6

SONUÇ VE ÖNERİLER

Mevcut tez kaynak işlemi yapılmış herhangi bir parçada oluşan kalıntı gerilmelerin frezeleme ve kesme işlemleriyle sayısal olarak değişiminin incelenmesi için ardışık ya da sıralı simülasyon yönteminin ve bu yöntem için gerekli altyapının geliştirilmesi, yapılan deneyler ile yöntemin doğruluğunun araştırılmasını amaçlamaktadır. Mekanik takımların etkileri, kendiliğinden oluşan kalıntı gerilmenin önemi ihmal edilerek basit gerilme giderme işlemleri olarak kabul edilmiştir. Bu hipotez, önceden var olan bir kaynak kaynaklı kalıntı gerilme alanının modifikasyonunu takip etmek için oldukça yeterli olan mekanik takımları veya kesme işlemini simüle etmek için basitleştirilmiş bir FE modelinin elde edilmesini sağlamaktadır.

Bu çalışmada, alın kaynaklı plakalardaki artık gerilmeleri ve bir frezeleme işlemiyle yerel malzeme kaldırıldıktan sonra sonraki gerilim gelişimini tahmin etmek için bir 3B hesaplamalı model sunulmuştur. Çok geçişli kaynakla ilişkili kaynak işlemi ayrıntılı olarak simüle edildi. Öngörülen kaynaklı gerilim, bir sonraki frezeleme simülasyonu için bir ön gerilim koşulu olarak alındı. Yerel malzeme kaldırmanın boyutlarının gerilme modifikasyonu ve gelişimi üzerindeki etkileri de incelenmiştir. Elde edilen analiz sonuçlarına dayanarak, ana sonuçlar aşağıda özetlenmiştir.

1. Yerel malzeme kaldırmanın kaynaklı gerilme yeniden dağıtım üzerindeki etkileri, FE simülasyonu sırasında basit bir gerilme giderme işlemi olarak düşünülebilir. Bir frezeleme işleminden sonraki deneysel sonuçlar, önerilen sayısal analiz modelinin, mekanik takımlarla kalıntı gerilme alanında indüklenen önceden var olan kaynaklı bölgenin modifikasyonunu simüle etmek için oldukça yeterli olduğunu göstermiştir.

2. Daha az yerel malzeme kaldırmayla ve talaşlı imalat sırasında kullanılan mekanik takımın temas ettiği bölgeler dışında, kaynak merkez hattındaki hem uzunlamasına hem de enine gerilmelerin genel değişiklikleri nispeten küçüktür.

3. Lokal malzeme kaldırmanın kalınlığını artırarak, lokal malzeme kaldırmanın enine gerilme üzerindeki etkileri, kaynak bölgesi içindeki boyuna gerilmeden daha önemlidir, kaynak yerinden uzak olan bölge içinde ise uzunlamasına ya da boyuna gerilme, enine gerilmeden daha büyüktür.

4. Plakanın üst kısmından lokal malzemeler çıkarıldığında, gerilme kalan kısmın üst bölgesinde artacak ve alt bölgede azalacaktır; yerel malzemeler plakanın altından çıkarıldığında, gerilmenin ters değişimi plakanın kalan kısmının üst ve alt bölgesinde meydana gelmektedir. Kaynaklı gerilimin modifikasyonu, eşdeğer bir saat yönünde bükülme momenti veya plakaya uygulanan saat yönünün tersine bir bükülme momenti olarak açıklanabilir. Alternatif ayırma yöntemi ile, malzeme kaldırmanın neden olduğu eşdeğer eğilme momentlerinin etkileri bir dereceye kadar dengelenebilir.

5. Klasik ve iyi bilinen uzunlamasına kalıntı gerilme dağılımını, mekanik takımlar derinden değiştirilmektedir. Malzeme kaldırıldıktan sonra, kaynaklı plakalarda maksimum çekme gerilimine ulaşılan kaynak dikiş alanı, iki boyutlu analizde basma gerilimine maruz kalmaktadır. Maksimum çekme gerilmesi artık komşu bölgede lokalize edilmiştir. Bu nedenle, kaynak eksenini ile HAZ arasında yüksek bir gerilme gradyanı uygulanmaktadır. Kaynak ekseninden daha uzakta, uzunlamasına gerilme davranışı değişmez ancak değeri azalmaktadır. Plaka kalınlığındaki farklılıklar, gösterilen davranışın önemli bir şekilde değiştirilmesine neden olmaz. Son olarak, enine bağlantıların kesilmesi daha fazla tepe değerini düşürür ancak gerilim dağılımını değiştirmez.

6. Talaşlı imalat, enine kalıntı gerilmenin tepe değerlerini arttırmakta ve genel olarak Z-yönü boyunca dağılımda bazı düzensizlikler ortaya çıkarmaktadır. Ana etki, plaka kalınlığındaki simetrik gerilim dağılımının değişmesidir. Kaynak eksenini boyunca enine kalıntı gerilme dağılımını belirlemede kesme etkisi fark edilir hale gelmektedir. Numunelerin merkezi bölgesi artık sabit ve artırılmış bir gerilme değerindedir, sınır alanları ise bu davranışı dengelemektedir. Kaynak kaynaklı artık gerilme, iç alanda

büyük ölçüde homojen olduğundan, numunelerin kalıntı gerilmesi, harici numuneler için sınırlı farklılıklar ile benzerdir.

7. Matematiksel çerçeveyi ve simülasyonu doğrulamak için deneysel kalıntı gerilme ölçümleri yapılmıştır. Deneysel ve sayısal değerlerin karşılaştırılması genellikle uzunlamasına kalıntı gerilme için tatmin edicidir. Enine artık gerilmeler daha düşüktür ve bu nedenle, ölçüm yönteminin doğasında bulunan ölçüm hatalarına karşı daha hassastır.

Bu tez çalışmasında gerçekleştirilen çalışmaya dayanarak, gelecekteki çalışmalar için aşağıdaki önerilerde bulunulmuştur:

- Sonlu eleman modelinin doğrulanmasını iyileştirmek için deneysel kurulumun daha fazla varyasyonu gereklidir. Özellikle kaynak dikişi başlangıç ve sonundaki kaynağa dik ve paralel çizgilerde, parçaların alt ve silindirik ise boru içi bölgelerinden ve talaşlı imalat yapılan alanların çevresindeki noktalardan deneysel olarak yeni ölçümler gerekmektedir.
- Sınır koşullarında rijitliğin modellenmesini önlemek için klempleme düzeneğinin iyileştirilmesi gerekmektedir. Kalıntı gerilme ve deformasyon arasındaki ilişkiyi araştırmak için parça üzerinde deformasyon ölçümlerine ihtiyaç vardır.
- Tezin sonuçları, bir kusur veya hatalı kaynak bölümü ve parça üzerinde talaşlı imalat yapılan bölgeler için kalıntı gerilmelerin tahmin edilmesinin büyük önem taşıdığını göstermektedir. Isı transferi ve mekanik analiz için 2D analiz ile 3D analiz arasındaki ilişki daha fazla incelenmelidir. Mevcut tez çalışmasında 2D ve 3D simülasyon sonuçların iyi bir uyumu bulunmaktadır, ancak genel bir sonuca varmak için kaynak ve talaş kaldırma konfigürasyonunda daha fazla varyasyonun araştırılması gereklidir. FEA'nın belirsizliklerini azaltmak için sıcaklığa bağlı malzeme özellikleri deneysel olarak belirlenmelidir.

Gelecekte yapılabilecek çalışmalar ıslık olmak amacıyla meydana getirilen matematiksel çerçevenin yeteneklerinden bahsetmek gerekirse; mevcut tez çalışmasında

oluşturulan matematiksel altyapı, bazı revizyonlar ile aşağıdaki alanlarda ileri simölasyon analizleri yapılmasına izin vermektedir:

- İleri ve yeni geliştirilen kaynak yöntemleri,
- Elektroerozyon(EDM) talaş kaldırma işlemi,
- Su verme ve tavlama işlemleri,
- Isıl ve mekanik tüm zincir simölasyonlar,
- Üç boyutlu eklemeli imalat, metal birikimi, toz metalürjisi,
- Üç boyutlu baskı,
- Üç boyutlu lzer ışıın ergitme,
- Üç boyutlu doğrudan enerji ve metal biriktirme,

Yukarıda verilen tüm işlemlerin yanısıra daha birçok ısııl, mekanik ve hatta elektriksel işlem ve bunların ikili ve üçlü kullanıldığı işlemler mevcut tez çalışmasında oluşturulan genel çerçeve yardımıyla çözülebilmektedir.

KAYNAKLAR

ABAQUS Ver 6.6, 6.7. *User's manual*. Hibbit, Karlsson & Sorensen.

Adibi-Sedeh, A.H., Madhavan, V., & Bahr, B. (2003). Extension of Oxley's Analysis of Machining to Use Different Material Models. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 125(4), 656-666.

Albrecht, P., (1960). New Developments in Theory of Metal-Cutting Process-1. Ploughing Process in Metal Cutting. *American Society of Mechanical Engineers-Transactions-Journal of Engineering for Industry Series B*, 82(4), 348-358.

Andersson, B. A. B. (1978). Thermal stresses in a submerged-arc welded joint considering phase transformations. *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, 100, 356-362. <https://doi.org/10.1115/1.3443504>

Arrazola, P. J., Özel, T., Umbrello, D., Davies, M. & Jawahir, I. S. (2013). Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 62(2), 695–718. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2013.05.006>

Arsecularatne, J.A., (1997) On Tool-Chip Interface Stress Distributions, Ploughing Force and Size Effect in Machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 37(7), 885-899.

Bailey, N. S., Tan, W. & Shin, Y. C. (2009). Predictive modeling and experimental results for residual stresses in laser hardening of AISI 4140 steel by a high power diode laser. *Surface and Coatings Technology*, 2003–2012. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2009.01.039>

Basuray, P.K., Misra, B.K. & Lal, G.K. (1977) Transition from Ploughing to Cutting During Machining with Blunt Tools. *Wear*, 43, 341-349.

Bergheau, J. M., Robin, V. & Boitout, F. (2000). Finite element simulation of processes involving moving heat sources, application to welding and surface treatment. *Journal of Shanghai Jiaotong University*. E-5(1), 114-122.

Berglund, D. (2001). *Simulation of Welding and Stress Relief Heat Treating in the Development of Aerospace Components*. Lisans Tezi, Lulea Tekniska Universitet, İsveç.

Bhadeshia, H.K.D.H. (2002). Material Factors. In. Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel, *Ohio: ASM International*, 3-10.

Binard, J. & Chabenat, A. (1985). Etude Experimentale Des Parametres Influençant Le Bain De Fusion. *Soudage et Techniques Connexes*.

Brickstad, B. & Josefson, B. L. (1998). A parametric study of residual stresses in multi-pass butt-welded stainless steel pipes. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 75, 11-25. [https://doi.org/10.1016/S0308-0161\(97\)00117-8](https://doi.org/10.1016/S0308-0161(97)00117-8)

Bokhorst, J. A. C., Slomp, J. & Suresh, N. C. (2002). An integrated model for part-operation allocation and investments in CNC technology. *International Journal of Production Economics*, 75(3), 267-285. [https://doi.org/10.1016/S0925-5273\(01\)00118-9](https://doi.org/10.1016/S0925-5273(01)00118-9)

Cast3m, *Finite Element Code*, CEA France.

Chanal, H., Duc, E. & Ray, P. (2006). A study of the impact of machine tool structure on machining processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 46, 2, 98-106. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.05.004>

Chang, P. & Teng, T. (2004) Numerical and experimental investigations on the residual stresses of the butt-welded joints, *Computational Materials Science*, 29, 4, 511-522, ISSN 0927-0256, <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2003.12.005>.

Chang, K. & Lee, C. (2009) Finite Element Analysis of the Residual Stresses in T-joint Fillet Welds Made of Similar and Dissimilar Steels, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 41, 3-4, 250-258

Christensen, N., Davies, V. & Gjermundsen, K. (1965). Distribution of temperatures in arc welding. *British Welding Journal*.

Chou, Y. K. & Evans, C. J. (1999). White layers and thermal modeling of hard turned surfaces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1863–1881. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(99\)00036-X](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(99)00036-X)

Code_Aster, Finite Element Code, EDF France.

Cornu, J. (1985). *Soudage par fusion en continu*, Doktora Tezi, Paris Londre lausanne, Hermès.

Darcourt, C. (2005). *Simulation Numérique du Soudage Laser de Structures Aéronautiques*. Doktora Tezi, Université de Technologie Compiègne, Fransa.

Das, S. & Chandra, U. (1999). Residual stress and distortion. In: *Totten GE, Mackenzie DS (eds) Handbook of aluminum metallurgy: processes and equipment, 1*. Marcel Dekker, New York

Davis, J.R. & Associates, J.R.D.; (1993). Committee, A.S.M.I.H. Aluminum and Aluminum Alloys; *ASM specialty handbook; ASM International*, Cleveland, ISBN 9780871704962

Deng, D. & Murakawa, H. (2008). Prediction of Welding Distortion and Residual Stress in a Thin Plate Butt-Welded Joint, *Computational Materials Science*, 43, 353-365

Denis, S., Archambault, P., Gautier, E., Simon, A. & Beck, G. (2002). Prediction of residual stress and distortion of ferrous and non-ferrous metals: Current status and future developments. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 92–102. <https://doi.org/10.1361/105994902770344457>

Denkena, B., de León-García, L. & Köhler, J. (2006). Influence of high performance cutting operations on the residual stresses of aluminum structural workpieces. *ICAS-Secretariat - 25th Congress of the International Council of the Aeronautical Sciences 2006*.

Denkena, B., de Leon Garcia, L. & Kohler, J. (2007). FEM-Simulation of High-Performance-Milling. *10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. <https://doi.org/10.1016/j.ajodo.2006.03.025>

Denkena, B., & de León, L. (2008). Machining induced residual stress in wrought aluminium parts. In *Proceedings of 2nd International Conference on Distortion Engineering, Bremen, Germany* (pp. 107-114).

Denkena, B., & de Leon, L. (2008). Milling induced residual stresses in structural parts out of forged aluminium alloys. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*. <https://doi.org/10.1504/IJMMM.2008.023717>

Depradeux, L. (2004). *Simulation Numérique du Soudage en vue de la Prédiction des Distorsions et Contraintes Résiduelles–Validation Expérimentale sur Cas Tests de Référence–Acier 316L*. Doktora Tezi. Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Fransa.

Desroches, X. (2001) *Note méthodologique sur la simulation numérique du soudage multipasses*, note EDF/DER n°HI-75/01/017/A, Département Mécanique et Modèles Numériques.

Desroches, X. (2001) *Simulation numérique du soudage d'un essai de soudage sur tube en 13 passes*, note EDF/DER n°HI-75/00/016/A, Département Mécanique et Modèles Numériques.

Druette, L., Morlot, R., Dard, J., Raynaud, M. & Laurent, M. (1995) *Conception du dispositif de simulation par laser de champs de températures analogues à ceux de la Zone Affectée Thermiquement lors d'une opération de soudage*, Rapport INSACETHIL n°IN-OR 20113803A2, 13/04/1995, 73p.

Dumord, E. (1996) *Modélisation du soudage continu par faisceau de haute énergie: application au cas du soudage par laser Nd: YAG d'un acier X5 CrNi 18-10*, Doktora tezi, Université de Bourgogne, Fransa.

El-Ahmar, W. (2007). *Robustesse de la Simulation Numérique du Soudage TIG de Structures 3D en Acier 316L*. Doktora Tezi, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Fransa.

El-Axir, M. H. (2002). A method of modeling residual stress distribution in turning for different materials. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(02\)00031-7](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(02)00031-7)

Ernst, H. (1997). The Use of Patent Data for Technological Forecasting: The Diffusion of CNC-Technology in the Machine Tool Industry. *Small Business Economics*. 9(4), 361-381. <https://doi.org/10.1023/A:1007921808138>

Fan, H. G., Tsai, H. L. & Na, S. J. (2001). Heat transfer and fluid flow in a partially or fully penetrated weld pool in gas tungsten arc welding. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 44(2), 417-428. [https://doi.org/10.1016/s0017-9310\(00\)00094-6](https://doi.org/10.1016/s0017-9310(00)00094-6)

Fang, N., Jawahir, I.S. & Oxley, P.L.B. (2001). Universal Slip-Line Model with NonUnique Solutions for Machining with Curled Chip Formation and a Restricted Contact Tool. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43(2), 557- 580.

Francis, J.D. (2002). *Welding Simulations of Aluminum Alloy Joints by Finite Element Analysis*. Yüksek Lisans Tezi, Blacksburg, Virginia.

Friedman, E., (1975). Thermo-mechanical Analysis of the Welding Process using the Finite Element Method. *Trans. ASME, J. Pressure Vessel Technology*, 206–213.

Fuh, K. H. & Wu, C. F. (1995). A residual-stress model for the milling of aluminum alloy (2014-T6). *Journal of Materials Processing Tech*, 51 (1-4), 87-105. [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(94\)01355-5](https://doi.org/10.1016/0924-0136(94)01355-5).

Fuhrich, T., Berger, P. & Hugel, H. (2002). Numerical calculation of the weld pool in deep penetration laser welding. *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 6*.

Gao, H, Guo, H, Blackburn, J M. & Hendricks, R W (1997) Determination of Residual Stress by X-ray Diffraction in HSLA-100 Steel Weldments, *Fifth International Conference on Residual Stress*, Linkoping, Sweden, 320-325.

Gao, H. (2014). *Residual Stress Development due to High-Frequency Post Weld Impact Treatments for High-Strength Steels*. Doktora Tezi, Delft University of Technology, Hollanda.

Goldak, J., Chakravarti, A. & Bibby, M. (1984). A new finite element model for welding heat sources. *Metallurgical Transactions B.*, 299-305. <https://doi.org/10.1007/BF02667333>

Goldak, J., Oddy, A., Gu, M., Ma, W., Mashaie, A. & Hughes, E. (1992). Coupling Heat Transfer, Microstructure Evolution and Thermal Stress Analysis in Weld Mechanics. *Mechanical Effects of Welding*. https://doi.org/10.1007/978-3-642-84731-8_1

Goldak, J., Breiguine, Dai, V., Zhou, N., & Jul J. (1996). Thermal Stress Analysis in Welds for Hot Cracking. *American Society of Mechanical Engineers, PVP, ASME Pressure Vessels and Piping Conference*, Montreal.

Guillemot, N., Beaubier, B., Braham, T., Lartigue, C. & Billardon, R. (2011). A hybrid approach to predict residual stresses induced by ball-end tool finishing milling of a bainitic steel. *Advanced Materials Research*. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.223.391>

Guo, Y. B. & Liu, C. R. (2002). FEM analysis of mechanical state on sequentially machined surfaces. *Machining Science and Technology*. <https://doi.org/10.1081/MST-120003183>

Hammersley, G., Hackel, L. A. & Harris, F. (2000). Surface prestressing to improve fatigue strength of components by laser shot peening. *Optics and Lasers in Engineering*, 34, 327–337.

Henriksen, E.K. (1951). Residual Stresses in Machined Surfaces. *American Society of Mechanical Engineers – Transactions*, 73(1), 69-76.

Hibbitt, H. D. & Marcal, P. V. (1973). A numerical, thermo-mechanical model for the welding and subsequent loading of a fabricated structure. *Computers and Structures*. [https://doi.org/10.1016/0045-7949\(73\)90043-6](https://doi.org/10.1016/0045-7949(73)90043-6)

- Hong, K., Weckman, D. C. & Strong, A. B. (1998). The Influence of Thermofluids Phenomena in Gas Tungsten Arc Welds in High and Low Thermal Conductivity Metals. *Canadian Metallurgical Quarterly*. [https://doi.org/10.1016/s0008-4433\(97\)00021-9](https://doi.org/10.1016/s0008-4433(97)00021-9)
- Hua, J., Shivpuri, R., Cheng, X., Bedekar, V., Matsumoto, Y., Hashimoto, F. & Watkins, T. R. (2005). Effect of feed rate, workpiece hardness and cutting edge on subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel using chamfer+hone cutting edge geometry. *Materials Science and Engineering A*. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2004.11.011>
- Hua, J., Umbrello, D. & Shivpuri, R. (2006). Investigation of cutting conditions and cutting edge preparations for enhanced compressive subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel. *Journal of Materials Processing Technology*. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.06.087>
- Huang, Y. (2002) *Predictive Modeling of Tool Wear Rate with Application to CBN Hard Turning*. Doktora Tezi, Georgia Institute of Technology, Atlanta, ABD.
- Hughes, M., Pericleous, K.A. & Strusevich, N. (2002). Modelling the fluid dynamics and coupled Phenomena in Arc Weld Pools. *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 6*, 63-81.
- Inoue, T. (2002). Metallo-Thermo-Mechanics Application to Quenching. *Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*, 296–311.
- Jacobus, K., DeVor, R. E. & Kapoor, S. G. (2000). Machining-induced residual stress: Experimentation and modeling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*. 122, 20-31. <https://doi.org/10.1115/1.538906>.
- Jaeger, J.C. (1942) Moving Sources of Heat and Temperature at Sliding Contacts. *Royal Society of New South Wales - Journal and Proceedings*, 76, 203- 224.
- James, M. (2006) Correlating Weld Process Conditions, Residual Strain and Stress, Microstructure and Mechanical Properties for High Strength Steel - The Role of Neutron Diffraction Strain Scanning, *Material Science and Engineering A*, 427, 16-26.

Jang, D. Y., Watkins, T. R., Kozaczek, K. J., Hubbard, C. R. & Cavin, O. B. (1996). Surface residual stresses in machined austenitic stainless steel. *Wear*. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(95\)06838-4](https://doi.org/10.1016/0043-1648(95)06838-4)

Jawahir, I. S., Brinksmeier, E., M'Saoubi, R., Aspinwall, D. K., Outeiro, J. C., Meyer, D., Umbrello, D. & Jayal, A. D. (2011). Surface integrity in material removal processes: Recent advances. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 603–626. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2011.05.002>

Jiang, Y. & Sehitoglu, H. (1994) Analytical Approach to Elastic-Plastic Stress Analysis of Rolling Contact. *Journal of Tribology, Transactions of the ASME*, 116(3), 577-587.

Johnson, K.L. (1985), *Contact Mechanics*. Cambridge; New York: Cambridge University Press.

Johnson, G.R. & Cook, W.H. (1985) Fracture Characteristics of Three Metals Subjected to Various Strains, Strain Rates, Temperatures and Pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21(1): p. 31-48.

Josefson, B. L. (1993). Prediction of residual stresses and distortions in welded structures. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. <https://doi.org/10.1115/1.2920089>

Klocke, F. (2013). *Manufacturing Processes I*. Cutting, Berlin, Springer

Kim, W. H., Fan, H. G. & Na, S. J. (1997). Effect of various driving forces on heat and mass transfer in arc welding. *Numerical Heat Transfer; Part A: Applications*. <https://doi.org/10.1080/10407789708913910>

Kim, W. H. & Na, S. J. (1998). Heat and fluid flow in pulsed current GTA weld pool. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. [https://doi.org/10.1016/S0017-9310\(98\)00052-0](https://doi.org/10.1016/S0017-9310(98)00052-0)

Komanduri, R. & Hou, Z.B. (2000). Thermal Modeling of the Metal Cutting Process Part I - Temperature Rise Distribution Due to Shear Plane Heat Source. *International Journal of Mechanical Sciences*, 42(9): p. 1715-1752.

Kragel'skii, I.V. & Rybalov, S.L. (1965) Temperature Dependence of Specific Wear for Sliding of Rubber (Resin) on Metals. *Doklady Akademii Nauk SSSR*, 164(5),1035-1036.

Lancaster, J.H. (1993). *Metallurgy of Welding*, Ed. Chapman&Hall, 4e edition. Londra.

Lindgren, L. E. (1985). *Deformations and Stresses in Butt Welding of Plates*. Doktora Tezi. Luleå, İsveç.

Lindgren, L. E., Häggblad, H. Å., McDill, J. M. J. & Oddy, A. S. (1997). Automatic remeshing for three-dimensional finite element simulation of welding. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. [https://doi.org/10.1016/S0045-7825\(97\)00025-X](https://doi.org/10.1016/S0045-7825(97)00025-X)

Lindgren, L. E. (2001a). Finite element modeling and simulation of welding part 1: Increased complexity. *Journal of Thermal Stresses*. <https://doi.org/10.1080/01495730150500442>

Lindgren, L. E. (2001b). Finite element modeling and simulation of welding. part 2: Improved material modeling. *Journal of Thermal Stresses*. <https://doi.org/10.1080/014957301300006380>

Lindgren, L. E. (2001c). Finite element modeling and simulation of welding. Part 3: Efficiency and integration. *Journal of Thermal Stresses*. <https://doi.org/10.1080/01495730151078117>

Lindgren, L. E., Häggblad, H. Å., Josefson, B. L. & Karlsson, L. (2002). Thermo-mechanical FE-analysis of residual stresses and stress redistribution in butt welding of a copper canister for spent nuclear fuel. *Nuclear Engineering and Design*. [https://doi.org/10.1016/S0029-5493\(01\)00501-5](https://doi.org/10.1016/S0029-5493(01)00501-5)

Lindgren, L.-E. (2002). Modelling for Residual Stresses and Deformations due to Welding, *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 6*.

Lin, Z. C., Lin, Y. Y. & Liu, C. R. (1991). Effect of thermal load and mechanical load on the residual stress of a machined workpiece. *International Journal of Mechanical Sciences*. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(91\)90040-A](https://doi.org/10.1016/0020-7403(91)90040-A)

Lin, Z. C. & Lee, B. (1995). An investigation of the residual stress of a machined workpiece considering tool flank wear. *Journal of Materials Processing Tech.* [https://doi.org/10.1016/0924-0136\(94\)01322-R](https://doi.org/10.1016/0924-0136(94)01322-R)

Liu, C. R. & Barash, M. M. (1976). The mechanical state of the sublayer of a surface generated by chip-removal process: Part 1: Cutting with a sharp tool. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME.* 1192- 1201. <https://doi.org/10.1115/1.3439081>

Liu, C. R. & Barash, M. M. (1982). Variables governing patterns of mechanical residual stress in a machined surface. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME.* <https://doi.org/10.1115/1.3185828>

Liu, C. R. & Guo, Y. B. (2000). Finite element analysis of the effect of sequential cuts and tool-chip friction on residual stresses in a machined layer. *International Journal of Mechanical Sciences.* [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00042-9](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00042-9)

Mahrle, A. Schmidt, J., & Weiss, D. (2000). Simulation of temperature fields in arc and beam welding. *Warme- Und Stoffubertragung Zeitschrift.* <https://doi.org/10.1007/s002310050373>

Makhnenko, Oleinik, V.I. & Nov. V.A., (1974). Analytical Evaluation of Nominal Stresses and Deformations Preceding the Failure of Round Plates. *Prikladnaya Mekhanika*, 10, N11, Rusya

Mamalis, A. G., Kundrak, J. & Gyani, K. (2002). On the dry machining of steel surfaces using superhard tools. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology.* <https://doi.org/10.1007/s001700200009>

Matsumoto, Y., Barash, M. M. & Liu, C. R. (1986). Effect of hardness on the surface integrity of AISI 4340 steel. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME.* 108(3), 169-175. <https://doi.org/10.1115/1.3187060>

Matsumoto, Y., Hashimoto, F. & Lahoti, G. (1999). Surface integrity generated by precision hard turning. *CIRP Annals-Manufacturing Technology.* [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)63131-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63131-X)

Maumder, J. (1993). Laser Beam Welding. ASM Handbook, *Welding Brazing and Soldering*, 6, 262 – 269.

Mc Dill, J.M.J., Oddy, A.S. & Goldak, J.A. (1993). Comparing 2-D plane strain and 3-D Analyses of residual stresses in welds, *Proceeding of the 3rd Int. Conf. on Trends in Welding Research*, 105-108.

McDowell, D.L. (1997) Approximate Algorithm for Elastic-Plastic Two-Dimensional Rolling/Sliding Contact. *Wear*, 211(2), 237-246.

McDowell, D.L. & Moyar, G.J. (1986) A More Realistic Model of Nonlinear Material Response: Application to Elastic-Plastic Rolling Contact. *Proceedings of the 2nd International Symposium on Contact Mechanics and Wear of Rail/Wheel Systems*. Kingston, RI.

Merchant, M.E. (1945) Mechanics of the Metal Cutting Process. Ii. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting. *Journal of Applied Physics*, 16, 318-324.

Merwin, J. E. & Johnson, K. L. (1963). An Analysis of Plastic Deformation in Rolling Contact. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*. 177(25), 676-685. https://doi.org/10.1243/pime_proc_1963_177_052_02

Mishra, A. & Prasad, T. (1985). Residual Stresses Due to a Moving Heat Source. *International Journal of Mechanical Sciences*. 27(9), 571-581. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(85\)90073-6](https://doi.org/10.1016/0020-7403(85)90073-6)

Mittal, S. & Liu, C. R. (1998). A method of modeling residual stresses in superfinish hard turning. *Wear*. [https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(98\)00201-4](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(98)00201-4)

Moltubakk, T. (1999). Strength Mismatch Effect on the Cleavage Fracture Toughness of the Heat Affected Zone of Steel Welds, *Doktora Tezi*, Trondheim.

Moufki, A., Devillez, A., Dudzinski, D. & Molinari, A. (2004). Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.01.018>

Näsström, M.O., 1992. *Thermo-mechanical Modelling of Welding with Experimental Verification*. (Doktora Tezi), Luleå, İsveç.

Newman, S. T., Nassehi, A., Xu, X. W., Rosso, R. S. U., Wang, L., Yusof, Y., Ali, L., Liu, R., Zheng, L. Y., Kumar, S., Vichare, P. & Dhokia, V. (2008). Strategic advantages of interoperability for global manufacturing using CNC technology. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*. <https://doi.org/10.1016/j.rcim.2008.03.002>

Nickell, R.E. & Hibbitt, H.D. (1975). Thermal and Mechanical analysis of welded structures. *Nuclear Engineering and Design*, 32, 1, 110-120. [https://doi.org/10.1016/0029-5493\(75\)90093-X](https://doi.org/10.1016/0029-5493(75)90093-X)

Nguyen, N. T., Ohta, A., Matsuoka, K., Suzuki, N. & Maeda, Y. (1999). Analytical Solutions for Transient Temperature of Semi-Infinite Body Subjected to 3-D Moving Heat Sources. *Welding Journal*.

Okushima, K. & Kakino, Y. (1971). Residual Stress Produced by Metal Cutting. *CIRP Annals*, 20(1), 13-14.

Oxley, P.L.B. (1989). *The Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability*. New York: E. Horwood; Halsted Press.

Pericleous, K. A. & Bailey, C. (1995). Study of Marangoni phenomena in laser-melted pools. *Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes*.

Perret, O. (2000) *Contribution à l'étude des transferts énergétiques au cours de l'interaction laser – matière, application au soudage des matériaux métalliques*, Doktora tezi, Université de Bourgogne, Fransa

Petelet, M. (2007). *Analyse de Sensibilité Globale de Modèles Thermomécaniques de Simulation Numérique du soudage*. Doktora Tezi. Université de Bourgogne, Fransa.

Pilipenko, A. (2001). *Computer Simulation of Residual Stress and Distortion of Thick Plates in Multi-electrode Submerged Arc Welding –Their Mitigation Techniques*. Doktora Tezi, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, Norveç.

Preve'y, P. S., (1986). X-Ray Diffraction Residual Stress Techniques, *Metals Handbook, ASME, Metals Park, OH, 10*, 380–392.

Qingyu, S., Anli, L., Haiyan, Z. & Aiping, W. (2002). Development and application of the adaptive mesh technique in the three-dimensional numerical simulation of the welding process. *Journal of Materials Processing Technology*.
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00830-5](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00830-5)

Radaj, D. (1992). Heat Effects of Welding. *Pergamon Press*, New York, ABD.

Rae, W. (2019). Thermo-metallo-mechanical modelling of heat treatment induced residual stress in Ti–6Al–4V alloy. *Materials Science and Technology*.
<https://doi.org/10.1080/02670836.2019.1591031>

Rodkwan, S. (2003). A Numerical and Experimental Investigation of the Machinability of Elastomers, Doktora Tezi, North Carolina State University, USA.

Roelens, J. B., Maltrud, F. & Lu, J. (1996). Determination of residual stresses in submerged arc multi-pass welds by means of numerical simulation and comparison with experimental measurements. *Welding Research Abroad*, 227-241.

Rosenthal, D. (1935). Etude Théorique du Régime Thermique pendant la Soudure à l'Arc. *Congress National des Sciences, Comptes Rendus, Bruxelles, 2*, 1277 – 1292,

Rosenthal, D. & Schmerber, R., (1938). Thermal Study of Arc Welding – Experimental Verification of Theoretical Formulas. *Am. Weld. Journ*, 2–8.

Rosenthal, D. (1941). Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting. *Welding Journal*

Roger, F. (2000). *Etude et modélisation de la formation d'un cordon de soudure à l'arc*. Doktora Tezi, Ecole polytechnique, Fransa.

Runnemalm, H. (1999). Efficient Finite Element Modeling and Simulation of Welding. Doktora Tezi, Luleå Teknik Üniversitesi, İsveç.

Rybicki, E. (1977). A Finite Element Model for Residual Stresses in Girth Butt Welded Pipes. Numerical Modeling of Manufacturing Processes, *ASME Winter Annual Meeting*.

Rykalin, N.N. (1938). *Temperature Distribution in the Elements of the Structure during Welding*. Avtogennoe Delo, N5 and N7, Rusya.

Rykalin N. N. (1961) Calcul des processus thermiques de soudage, soudage et techniques connexes. Paris, Fransa.

Sysweld Documentation, *Finite Element Code*, ESI Group, France.

Sadat, A. B. & Bailey, J. A. (1987). Residual stresses in turned AISI 4340 steel. *Experimental Mechanics*. <https://doi.org/10.1007/BF02318868>

Sadat, A. (1987). Surface region damage of machined inconel-718 nickel-base superalloy using natural and controlled contact length tools. *Wear*. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(87\)90112-8](https://doi.org/10.1016/0043-1648(87)90112-8)

Safaieh, M., Nassehin, A. & Newman, S. T. (2013). A novel methodology for cross-technology interoperability in CNC machining. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*. <https://doi.org/10.1016/j.rcim.2012.04.016>

Schlauer, C., Peng, R. L. & Odén, M. (2002). Residual stresses in a nickel-based superalloy introduced by turning. *Materials Science Forum*. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/msf.404-407.173>

Schimmel, R.J., Endres, W.J. & Stevenson, R. (2002) Application of an Internally Consistent Material Model to Determine the Effect of Tool Edge Geometry in Orthogonal Machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 124(3), 536-543.

Sekhon, G.S. & Chenot, J.L. (1993) Numerical Simulation of Continuous Chip Formation During Non-Steady Orthogonal Cutting. *Engineering Computations*, *Engineering Computations*, 10(1), 31-48.

Shih, A. J. (1995). Finite element analysis of the rake angle effects in orthogonal metal cutting. *International Journal of Mechanical Sciences*. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(95\)00036-W](https://doi.org/10.1016/0020-7403(95)00036-W)

Shi, B. & Attia, H. (2010). Current status and future direction in the numerical modeling and simulation of machining processes: A critical literature review. *Machining Science and Technology*, 149–188. <https://doi.org/10.1080/10910344.2010.503455>

Smith, J.O. & Liu. C.K. (1952) Stresses Due to Tangential and Normal Loads on Elastic Solid with Application to Some Contact Stress Problems. *American Society of Mechanical Engineers (ASME)*, New York, NY, United States.

Sim, W.M. (2010). Challenges of residual stress and part distortion in the civil airframe industry. *Int J Microstructure and Materials Properties*, 5(4/5), 446–455. doi: 10.1504/IJMMP.2010.037621

Sire, S. (2002). *Etude de la formation du bain de fusion en soudage TIG en présence d'un dépôt de silice – application au soudage ATIG des aciers au carbone et FBTIG des alliages d'aluminium*. Doktora Tezi. Ecole Centrale de Nantes, Fransa.

Sridhar, B. R., Devananda, G., Ramachandra, K. & Bhat, R. (2003). Effect of machining parameters and heat treatment on the residual stress distribution in titanium alloy IMI-834. *Journal of Materials Processing Technology*. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(03\)00612-5](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00612-5)

Strusevich, N., Pericleous, K.A. & Hughes, M. (2002). Characterisation of weldpool shapes in the laser Welding of Thick plates, *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 6*, H. Cerjak ed, 83-92. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2012.11.029>

Su, J. (2006). *Residual stress modeling in machining processes*, Doktora Tezi, ABD.

Su, J.-C., Young, K. A., Ma, K., Srivatsa, S., Morehouse, J. B. & Liang, S. Y. (2013). Modeling of residual stresses in milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 65(5-8), 717–733. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4211-3>

- Teng, T. L. & Chang, P. H. (1998). Three-dimensional thermomechanical analysis of circumferentially welded thin-walled pipes. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 75, 237-247. [https://doi.org/10.1016/S0308-0161\(98\)00031-3](https://doi.org/10.1016/S0308-0161(98)00031-3)
- Teng, T. & Lin, C (1998) Effect of Welding Conditions on Residual Stresses Due to Butt Welds, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 75, 857–864
- Teng, T. Fung, .C, Chang, P. & Yang, W (2001) Analysis of Residual Stresses and Distortions in T-joint Fillet Welds, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 78, 523-538
- Tissot, F. X. (1998). *Etude phénoménologique et modélisation du comportement du bain de fusion en soudage TIG en vue d'une application au contrôle de procédé*. Doktora Tezi. CEA.
- Trigger, K.J. & Chao, B.T. (1951) Analytical Evaluation of Metal-Cutting Temperatures. *American Society of Mechanical Engineers -- Transactions*, 73(1), 57-60.
- Tsuchida, K., Kawada, Y. & Kodama, S. (1975). A Study on the Residual Stress Distributions by Turning. *Bulletin of JSME*, 18(116), 123–130. <https://doi.org/10.1299/jsme1958.18.123>
- Totten, G. & MacKenzie, D. (2003). *Handbook of Aluminum*. Boca Raton, CRC Press, <https://doi.org/10.1201/9780203912591>
- Ueda, Y. & Yamakawa, T., (1971). Analysis of Thermal Elastic-Plastic Stress and Strain during Welding. *Trans. Japan Welding Soc.*, 2, N2, 90 – 100.
- Ueda, Y. Fukuda, K. & Tanigawa, M. (1979). New Measuring Method of Three Dimensional Residual Stresses Based on Theory of Inherent Strain, *Interactions of JWRI*, 8, 2, 249-256
- Ulutan, D. & Ozel, T. (2011). Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. In *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(3): 250–280. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2010.11.003>

- Umbrello, D., Outeiro, J. C., M'Saoubi, R., Jayal, A. D. & Jawahir, I. S. (2010). A numerical model incorporating the microstructure alteration for predicting residual stresses in hard machining of AISI 52100 steel. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 113–116. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2010.03.061>
- Valiorgue, F., Rech, J., Hamdi, H., Gilles, P. & Bergheau, J. M. (2007). A new approach for the modelling of residual stresses induced by turning of 316L. *Journal of Materials Processing Technology*. 191(1–3), 270–273. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.03.021>
- Van der Aa, E.M. (2007) *Local Cooling during Welding: Prediction and Control of Residual Stresses and Buckling Distortion*. Doktora Tezi, Delft University of Technology, Hollanda.
- Venkatesh, V.C. & Ramaswami, R.(1970) Secondary Shear Zone and the Negative Wedge on H.S.S. Tools. *Annals of CIRP*, 18(3): p. 513-19.
- Volden, L. (1999). *Residual Stress in Steel Weldments – Experiments, Mechanism and Modeling*. Doktora Tezi., Trondheim, Norveç.
- Waldorf, D.J., DeVor, R.E. & Kapoor, S.G. (1998). Slip-Line Field for Ploughing During Orthogonal Cutting. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, 1998. 120(4), 693-698.
- Waldorf, D.J. (2004) A Simplified Model for Ploughing Forces in Turning. Charlotte, NC, *Society of Manufacturing Engineers*, 48121-0930, Dearborn, ABD.
- Wan, M., Ye, X., Wen, D. & Zhang, W. (2018). Modeling of machining-induced residual stresses. *Journal of Materials Science*, 54, 1-35.
- Wang, Z.G. (2005) A Hybrid Cutting Force Model for High-Speed Milling of Titanium Alloys. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(1), 71- 74.
- Wang, S. Q., Li, J. G., He, C. L. & Xie, Z. Y. (2019). A 3D analytical model for residual stress in flank milling process. *International Journal of Advanced*

Manufacturing Technology. 104, 3545–3565. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-04046-w>

Wang Zhigang. & Inoue, T. (1983). A viscoplastic constitutive relationship with phase transformation and the application to the process of welding. *Proc. Of the 4th Int. Conf. Mechanical behaviour of materials*, 474.

Waeckel, F. (1995) *Synthèse des modélisations thermiques d'une opération de soudage réalisées dans la fiche coopérative 3449*, note EDF/DER n°HI-74/95/028/0, Département Mécanique et Modèles Numériques, Fransa.

Weck, M. & Staimer, D. (2002). Parallel kinematic machine tools - Current state and future potentials. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*. 51, 2, 671-683. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61706-5](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61706-5)

Westby, O. (1968). *Temperature Distribution in the Work Piece by Welding*. Doktora Tezi, The Technical University of Norway, Trondheim, Norveç.

Wiesner, C. (1992). Residual stresses after orthogonal machining of AISI 304: numerical calculation of the thermal component and comparison with experimental results. *Metallurgical Transactions A*. 23, 989–996. <https://doi.org/10.1007/BF02675573>

Withers, P.J. & Bhadeshia, H.K.D.H. (2001). Residual stress Part 1–Measurement techniques, *Materials Science and Technology*, 17(4), 355-365. DOI: 10.1179 / 026708301101509980

Wu, D. W. & Matsumoto, Y. (1990). The effect of hardness on residual stresses in orthogonal machining of AISI 4340 steel. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*. 112(3), 245-252. <https://doi.org/10.1115/1.2899582>

Wu, C. S., Ushio, M. & Tanaka, M. (1997). Analysis of the TIG welding arc behavior. *Computational Materials Science*. 7, 3, 308-314. [https://doi.org/10.1016/s0927-0256\(96\)00048-1](https://doi.org/10.1016/s0927-0256(96)00048-1)

Xie, Q. (1989). A Study on Residual Stresses and Tool Wear Induced by the Machining Process. *NAMRC XVII, SME*.

Xu, X. W. & Newman, S. T. (2006). Making CNC machine tools more open, interoperable and intelligent - A review of the technologies. *Computers in Industry*. 57, 2, 141-152. <https://doi.org/10.1016/j.compind.2005.06.002>

Zain-ul-Abdein, M. (2009) *Experimental investigation and numerical simulation of laser beam welding induced residual stresses and distortions in AA 6056-T4 sheets for aeronautic application*, Doktora Tezi, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Fransa.



ÖZGEÇMİŞ

2006 yılında Trakya Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü'nde lisans eğitimine başladı ve 2011 yılında mezun oldu. 2012 yılında Trakya Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü'nde Yüksek Lisans eğitime ve Araştırma Görevlisi olarak göreve başladı. 2014 yılında Doktora eğitime başladı. Halen Trakya Üniversitesi'nde Araştırma Görevliliği mesleğini sürdürmektedir.