

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**KATKILI POLİMERLERİN EKSTRÜZYONU VE KOEKSTRÜZYON KALIBI
TASARIM METODOLOJİSİNİN GELİŞTİRİLMESİ**

DOKTORA TEZİ

Oktay YILMAZ

Makina Mühendisliği Anabilim Dalı

Makina Mühendisliği Programı

HAZİRAN 2013

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**KATKILI POLİMERLERİN EKSTRÜZYONU VE KOEKSTRÜZYON KALIBI
TASARIM METODOLOJİSİNİN GELİŞTİRİLMESİ**

DOKTORA TEZİ

**Oktay YILMAZ
(503072021)**

Makina Mühendisliği Anabilim Dalı

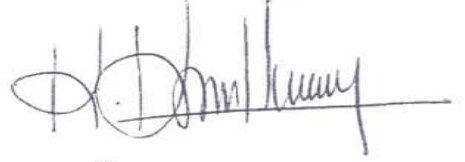
Makina Mühendisliği Programı

Tez Danışmanı: Prof. Dr. Kadir KIRKKÖPRÜ

HAZİRAN 2013

İTÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü'nün 503072021 numaralı Doktora Öğrencisi **Oktay YILMAZ**, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı **“KATKILI POLİMERLERİN EKSTRÜZYONU VE KOEKSTRÜZYON KALIBI TASARIM METODOLOJİSİNİN GELİŞTİRİLMESİ”** başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

Tez Danışmanı : **Prof. Dr. Kadir KIRKKÖPRÜ**
İstanbul Teknik Üniversitesi



Jüri Üyeleri : **Prof. Dr. İsmail TEKE**
Yıldız Teknik Üniversitesi



Prof. Dr. Hasan GÜNEŞ
İstanbul Teknik Üniversitesi



Prof. Dr. F. Seniha GÜNER
İstanbul Teknik Üniversitesi



Prof. Dr. Mehmet Ali GÜRKAYNAK
İstanbul Üniversitesi



Teslim Tarihi : 14 Mayıs 2013
Savunma Tarihi : 24 Haziran 2013

Aileme,

ÖNSÖZ

Bu doktora tez çalışması, T.C. Bilim, Sanayi ve Teknoloji Bakanlığı ile MİR Araştırma ve Geliştirme A.Ş. firması tarafından desteklenen 00309.STZ.2008-2 no.lu SANTEZ projesi kapsamında gerçekleştirilmiştir.

Öncelikle doktora tezi danışmanım değerli hocam Prof. Dr. Kadir KIRKKÖPRÜ'ye tez ve proje çalışmaları sırasında yol gösterici ve cesaretlendirici desteği, en küçük ayrıntılarla dahi ilgisi, yüksek lisans ve lisans öğrencileriyle tez çalışması kapsamında birlikte çalışma imkanı tanıdığı için kendisine en içten teşekkürlerimi sunuyorum.

Yüksek lisans öğrencileriyle birlikte çalışma fırsatı bulduğum, laboratuvar olanaklarını proje ve tez çalışmaları için kullanıma açan değerli hocam Prof. Dr. F. Seniha GÜNER'e desteklerinden ötürü teşekkürlerimi sunuyorum.

Doktora tez çalışmalarımda yönlendirici desteklerinden ötürü değerli hocalarım Prof. Dr. İsmail TEKE'ye ve Prof. Dr. Hasan GÜNEŞ'e teşekkürlerimi sunuyorum.

Tez ve proje çalışmalarına katkıları için Mir Arge firması Genel Koordinatörü Dr. Zafer GEMİCİ Bey'e teşekkür ederim.

Proje çalışmaları süresince Mir Arge firmasındaki çalışmaları ciddiyet içerisinde takip eden ve yürüten, kompozit hazırlama ve koekstrüzyon kalıbı çalışmalarındaki emeği ve desteği için Mustafa DOĞU Bey'e teşekkür ederim.

Proje ve tez çalışmaları sırasında birlikte çalıştığımız; Emre KISASÖZ'e kalsit kompozitlerinin hazırlanması ve reolojik karakterizasyonu çalışmalarındaki, A. Begüm BAŞ Hanım'a grafit kompozitlerinin reolojik karakterizasyonu çalışmalarındaki, Çağrı NART'a kalsit kompozitlerinin reolojik karakterizasyonu çalışmalarındaki iş birliği, azimleri ve yardımları için teşekkür ederim.

Koekstrüzyon kafası imalatı ve montajı ile üretim deneylerindeki emeği ve yardımları için Mir Arge'den Levent DERE Bey'e, kalıp tasarım çalışmalarında özgün fikirleriyle katkı yapan Saim KENDİİŞLER Bey'e, kompozit çalışmalarındaki yardımları için Aylin Altınbay BEKEM Hanım'a ve Gülfem BAYDAR Hanım'a, kompozit hazırlama çalışmaları ve üretim deneylerindeki emeği ve yardımları için Mir Arge'den Anıl İBİŞ Bey'e, üretim deneylerindeki yardımlarından ötürü Dizayn Grup firmasından Seyfi Usta'ya, proje çalışmaları sırasında yardımlarından ötürü İsmiur Gökgöz ERKOÇ Hanım'a ve Mir Arge üyelerine teşekkür ederim.

Kalıp tasarımı hazırlık çalışmalarının bir bölümünde birlikte çalıştığımız Gün GÖREN'e ve Mümin BALABAN'a katkılarından ötürü teşekkür ederim.

Kompozit hazırlama çalışmaları sırasında grafit katkısını sağlayan Asbury Carbons firmasına ve bu firmadan Albert V. Tamashausky Bey'e yardımları, önerileri için ve kalsit katkısını sağlayan Esen Mikronize Maden San. ve Tic. firmasına teşekkür ediyorum.

Son olarak her zaman moral kaynağım olan aileme sonsuz sevgi ve saygılarımı sunuyorum.

Haziran 2013

Oktay YILMAZ
Yüksek Makina Mühendisi

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ.....	vii
İÇİNDEKİLER	ix
KISALTMALAR	xi
ÇİZELGE LİSTESİ.....	xiii
ŞEKİL LİSTESİ.....	xv
ÖZET.....	xix
SUMMARY	xxi
1. GİRİŞ	1
1.1 Tezin Amacı	1
1.2 Literatür Araştırması.....	2
1.3 Özgün Değer.....	10
1.4 Kapsam.....	10
2. REOLOJİK ÖZELLİKLERİN KARAKTERİZASYONU	13
2.1 Malzemeler	13
2.2 Kompozitlerin Hazırlanması.....	14
2.2.1 Termokinetik karıştırıcı.....	15
2.2.2 Çift vidalı ekstrüder.....	16
2.2.3 Karıştırıcı tipinin reolojik özelliklere etkileri.....	16
2.3 Reoloji Testleri	20
2.3.1 Rotasyonel reometre.....	20
2.3.1.1 Kayma viskozitesi ölçümü.....	23
2.3.1.2 Genlik taraması testi.....	23
2.3.1.3 Frekans taraması testi.....	23
2.3.2 Kapiler reometre.....	26
2.3.2.1 Kapiler reometrenin basınç sensörünün kalibrasyonu.....	28
2.4 Sonuçlar.....	30
2.4.1 Kalsit-PP kompozitlerinin reolojik özellikleri.....	30
2.4.2 Grafit-PP kompozitlerinin reolojik özellikleri.....	33
2.4.3 Nanokil-PP kompozitlerinin reolojik özellikleri.....	41
3. SİRAL EKSTRÜZYON KALIPLARININ SİSTEMATİK TASARIMI	45
3.1 Tasarım Verileri.....	45
3.2 Yöntem	46
3.2.1 Askı-tipi dağıtıcının ön tasarımı.....	46
3.2.2 Elektrik-şebekesi benzeşimi ile performans analizi.....	47
3.2.3 Askı-tipi dağıtıcının ön tasarım geometrisi için SAD analizi.....	49
3.2.4 Askı-tipi dağıtıcının tersine mühendislik yaklaşımıyla optimizasyonu.....	54
3.2.5 Spiral kanallı kalıbın basitleştirilmiş performans analizi.....	54
3.3 Sonuçlar.....	59
4. KONİK ASKI-TİPİ DAĞITICILARIN ANALİTİK YAKLAŞIMLA TASARIMI.....	61
4.1 Giriş	61
4.2 Analitik Yöntem	62

4.3 Analitik Yöntemin Performansının SAD Analizleriyle Değerlendirilmesi.....	66
4.4 Sonuçlar.....	69
5. KONİK KOEKSTRÜZYON KAFASI TASARIMI	71
5.1 Tasarım Girdileri ve Kriterleri.....	71
5.2 Katmanlı Akış Bölgesi Geometrik Parametrelerinin Optimizasyonu.....	73
5.2.1 Sayısal çözüm.....	73
5.2.2 Sayısal Akışkanlar Dinamiği (SAD) Analizi.....	77
5.3 Spiral Kanallı Kalıbın Tasarımı.....	83
5.3.1 Analitik yaklaşımla kalıp içi akış dağılımının elde edilmesi.....	84
5.3.2 Konik spiral kalıp için SAD analizi.....	93
5.4 Askı-Tipi Dağıtıcının Tasarımı.....	94
5.4.1 Elektrik şebekesi benzeşimi yönteminde tersine tasarım yaklaşımının uygulanması.....	94
5.4.2 Askı-tipi dağıtıcı için SAD analizi.....	101
5.5 Spiral Kafa için SAD Analizleri.....	102
6. ÜRETİM DENEYLERİ.....	109
6.1 İmalat Aşamaları.....	109
6.2 Üretim Deneyleri.....	112
6.3 Boru Üretim Deneyleri Sonuçları.....	114
7. SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....	117
KAYNAKLAR.....	121
ÖZGEÇMİŞ.....	131

KISALTMALAR

Gf	: Grafit
GNA	: Genelleştirilmiş Newton-tipi Akışkan
MFI	: Melt Flow Index
PP	: Polipropilen
SAD	: Sayısal Akışkanlar Dinamiği
SEM	: Scanning Electron Microscope
TK	: Termokinetik Karıştırıcı
YYPE	: Yüksek Yoğunluklu Polietilen

ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 2.1	: CarmelTech QB79P kodlu polipropilene ait MFI değerleri.....	12
Çizelge 2.2	: CarmelTech QB79P kodlu polipropilene ait yoğunluk değerleri.....	12
Çizelge 2.3	: 400-E (<i>stearik asit kaplı</i>) kodlu kalsiyum karbonata (kalsit) ait üretici firmadan alınan bilgiler.....	13
Çizelge 2.4	: Üretici firmadan alınan Grafit katkı maddeleriyle ilgili bilgiler.....	13
Çizelge 2.5	: Karıştırıcı tipinin ve TK’da karıştırma süresinin etkilerinin incelenmesi amacıyla hazırlanan numuneler.....	16
Çizelge 2.6	: Stearik asit ile kaplanmış KA-5 kodlu kalsite ait firmadan alınan bilgiler.....	16
Çizelge 2.7	: %20 kalsit (KA-5)+PP numuneleri için karışım prosesine bağlı olarak sıfır kayma viskozitesinin değişimi. (üç ölçümün ortalaması).....	17
Çizelge 2.8	: %20 kalsit (KA-5)+PP numuneleri için sıfır-kayma viskozitesi değerlerinin ortalama sapma değerleri.....	18
Çizelge 2.9	: Katkısız PP ve PP+kalsit kompozitlerinin MFI (230 °C-2,16kg) değerleri.....	18
Çizelge 2.10	: Rotasyonel reometreyle ilgili teknik özellikler.....	19
Çizelge 2.11	: Levha-levha ölçüm elemanı ile ilgili ifadeler. [106].....	20
Çizelge 2.12	: Kapiler reometrenin teknik özellikleri. [108].....	26
Çizelge 2.13	: Kapiler reometre deneysel verisinin değerlendirilmesinde kullanılan eşitlikler. [106].....	27
Çizelge 2.14	: Micro850(Gf)-PP kompozitlerinin 230 °C için viskozite modeli katsayıları.....	35
Çizelge 2.15	: 3775(Gf)-PP kompozitlerinin 230 °C için viskozite modeli katsayıları.....	35
Çizelge 2.16	: Katkısız PP’nin ve grafit-PP kompozitlerinin sıcaklığa bağlı viskozite hesabı için Carreau-Yashuda viskozite modeli ve Arrhenius Yasası parametreleri.....	37
Çizelge 2.17	: Nanokil-PP kompozitlerinin 230 °C için viskozite modeli katsayıları.....	41
Çizelge 2.18	: Katkısız PP’nin ve nanokil-PP kompozitlerinin sıcaklığa bağlı viskozite hesabı için Carreau-Yashuda viskozite modeli ve Arrhenius Yasası parametreleri.....	41
Çizelge 5.1	: Katmanlardaki debi dağılımı ve katman yoğunlukları. (üç katmanda da PPRC malzeme kullanılıyor).....	68
Çizelge 5.2	: Katkısız PP (QB79P, CarmelTech) için viskozite modeli katsayıları.....	68
Çizelge 5.3	: Tasarım kriterleri.....	69
Çizelge 5.4	: Bazı polimer çiftleri için kritik kayma gerilmesi değerleri. (DYPE: düşük yoğunluklu PE, YYPE: yüksek yoğunluklu PE).....	70
Çizelge 5.5	: Tek katmanlı (iç katman) akış bölgesinde sayısal çözümle belirlenen geometrik ölçüler ve akış alanıyla ilgili değişkenler.....	71

Çizelge 5.6 : İki katmanlı akış bölgesinde sayısal çözümle belirlenen geometrik ölçüler ve akış alanıyla ilgili değişkenler.....	72
Çizelge 5.7 : Üç katmanlı akış bölgesinde sayısal çözümle belirlenen geometrik ölçüler ve akış alanıyla ilgili değişkenler.....	72
Çizelge 5.8 : Farklı katman kalınlık oranları için katmanlara debinin yüzdesel dağılımı.....	76
Çizelge 5.9 : Katman kalınlık oranları.....	78
Çizelge 5.10 : Spiral kalıbın optimize edilen geometrik ölçüleri.....	86
Çizelge 5.11 : Spiral kalıbın optimize edilen geometrik ölçüleri. (Orta katmanın hacimsel debi değeri ile hesaplandı.).....	86
Çizelge 5.12 : Optimize edilen askı-tipi dağıtıcının geometrik parametreleri.....	96
Çizelge 5.13 : Askı-tipi dağıtıcı için elektrik şebekesi yöntemiyle hesaplanan akış değişkenleri.....	96
Çizelge 6.1 : Katkısız PP (SABIC Vestolen PP 80) için boru üretim deneylerinde kaydedilen veriler.....	110
Çizelge 6.2 : Katkısız PP (Vestolen PP80, Sabic)'in 200 °C'deki viskozite modeli katsayıları.....	111

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 1.1	: n adet spiral kanalın n adet dairesel kanal ile beslenmesi.....	3
Şekil 1.2	: En basit dağıtıcı tasarım geometrisi.....	4
Şekil 1.3	: Ön dağıtım sistemine sahip spiral kalıp (2 adet ön dağıtıcı kanal, 4 adet askı tipi dağıtıcı, n adet spiral kanal).....	6
Şekil 2.1	: Termokinetik karıştırıcı (TK).....	15
Şekil 2.2	: Reolojik özellik karakterizasyon çalışmalarında kullanılan Anton-Paar Physica MCR 301 model rotasyonel reometre.....	19
Şekil 2.3	: Levha-levha ölçüm elemanı (θ : dönme açısı, Ω : açısal hız).....	20
Şekil 2.4	: Ölçüm numunesi hazırlanmasında kullanılan pres.....	21
Şekil 2.5	: Küçük şekil değişimi miktarı ile salınımlı kayma akışı [106].....	23
Şekil 2.6	: Sinüsoidal salınımlı açısal şekil değişimi, numune içerisinde δ faz açısı farkıyla sinüsoidal kayma gerilmesi oluşmasına neden olmaktadır. Kayma gerilmesi bir şekil değişimi miktarı (γ) ile aynı faza sahip τ' sinüsoidal dalgasına ve 90° faz farkına sahip τ'' sinüsoidal dalgasına (şekil değiştirme hızı ($\dot{\gamma}$) ile aynı frekansta) ayrılmaktadır [106].....	23
Şekil 2.7	: Kapiler reometre cihazının ana bileşenleri a) şematik b) kullanılan cihaz.....	25
Şekil 2.8	: Kapiler reometre cihazının yardımcı bileşenleri.....	26
Şekil 2.9	: Kapiler reometre basınç sensörü kalibrasyon düzeneği.....	28
Şekil 2.10	: Basınç kalibrasyon eğrisi.....	28
Şekil 2.11	: Kalsit-PP kompozitlerinin 230°C 'de derişime bağlı şekil değiştirme hızı-viskozite verisi [111,112].....	30
Şekil 2.12	: Kalsit-PP kompozit eriyiklerin 230°C 'de genlik taraması testi sonrası elde edilen elastik kayma modülünün gerinim genliği ile değişimi [111].....	30
Şekil 2.13	: Kalsit-PP kompozitleri için lineer viskoelastik bölgenin değişimi [111].....	30
Şekil 2.14	: Kalsit-PP kompozit eriyiklerin 230°C 'de elastik ve viskoz kayma modüllerinin açısal frekansla bağlı değişimi [111].....	31
Şekil 2.15	: Kalsit-PP kompozitlerinin 230°C 'de kompleks viskozitelerinin açısal frekansla değişimi. [111].....	32
Şekil 2.16	: a) PP+%9 Micro850(Gf) ve b) PP+%9 3775(Gf) kompozitlerinin SEM görüntüleri. [115].....	33
Şekil 2.17	: a) PP+%9 Micro850(Gf) ve b) PP+%9 3775(Gf) kompozitlerinin SEM görüntüleri. [115].....	33
Şekil 2.18	: Micro850(Gf)-PP kompozitlerinin 230°C 'de derişime bağlı viskozite değerleri. [115].....	34
Şekil 2.19	: 3775(Gf)-PP kompozitlerinin 230°C 'de derişime bağlı viskozite değerleri. [115].....	35

Şekil 2.20 : a) Katkısız PP'nin b) PP+Micro850(Gf)'nin ve c) PP+3775(Gf)'nin sıcaklığa bağlı viskozitesinin değişimi. [115].....	36
Şekil 2.21 : Grafit-PP kompozitlerinin 230 °C'de elastik ve viskoz kayma modüllerinin açısal frekansa bağlı değişimi. [115].....	38
Şekil 2.22 : Grafit-PP kompozitlerinin 230 °C'de kompleks viskozitelerinin açısal frekansa bağlı değişimi. [115].....	39
Şekil 2.23 : Nanokil-PP kompozitlerinin 230 °C'de derişime bağlı viskozite değişimi.....	40
Şekil 2.24 : PP+%4,92 nanokil kompozitinin sıcaklığa bağlı viskozitesinin değişimi.....	41
Şekil 2.25 : Nanokil-PP kompozitlerinin 230 °C'de elastik ve viskoz kayma modüllerinin açısal frekansa bağlı değişimi.....	42
Şekil 2.26 : Nanokil-PP kompozitlerinin 230 °C'de kompleks viskozitelerinin açısal frekansa bağlı değişimi.....	43
Şekil 3.1 : Dikdörtgen kesitli askı-tipi dağıtıcının geometrik parametreleri. [1].....	45
Şekil 3.2 : Askı-tipi dağıtıcının akış hacmi (ön tasarım-analitik).....	46
Şekil 3.3 : Askı-tipi dağıtıcı içerisindeki akışın elektrik-şebekesi benzeşimi yardımıyla analizi.....	47
Şekil 3.4 : Dikdörtgen kesitli kanal için şekil faktörü. [124].....	48
Şekil 3.5 : Askı-tipi dağıtıcının ön tasarım akış hacmi için çözüm ağı yapısı ve sınır şartları.....	49
Şekil 3.6 : Dağıtıcı ön tasarım geometrisi için kalıp çıkış kesitinde yerel hızın ortalama hıza göre yüzdesel sapma değeri ('o' : elektrik-şebekesi benzeşimi yöntemi, '*' : SAD analizi).....	50
Şekil 3.7 : Askı-tipi dağıtıcının ön tasarım akış hacminde eş-basınç eğrileri.....	51
Şekil 3.8 : Optimum askı-tipi dağıtıcının hesaplama hacmi (dağıtıcı çıkış kısmında 20 mm uzunluğunda homojenizasyon bölgesi mevcuttur).....	52
Şekil 3.9 : Optimum askı-tipi dağıtıcı tasarımı için çıkış kesitinde yerel hızın ortalama hıza göre yüzdesel sapma değeri.....	52
Şekil 3.10 : a) Tipik bir spiral kanallı kalıp b) Düzlemselleştirilmiş spiral kanallı kalıp [50].....	53
Şekil 3.11 : Şekil faktörü f_p 'nin H/W ile değişimi (H/W 0,5 'ten küçük değerler için $f_p=0,45$) [50].....	53
Şekil 3.12 : Spiral kanallı kalıp içerisinde akış yolları.....	55
Şekil 3.13 : Tasarlanan spiral kalıp akış hacmi, çözüm ağı yapısı, sınır şartları.....	56
Şekil 3.14 : SAD analizi ile analitik yöntem sonuçlarının karşılaştırılması a) Yerel hızın ortalama hıza göre yüzdesel sapma değerleri ('o':SAD analizi, '*': Analitik yöntem) b) Kalıp eksenine doğrutusunda basıncın değişimi ('-': analitik yöntem, '--': SAD analizi).....	56
Şekil 3.15 : 4 adet askı-tipi dağıtıcı ile beslenen spiral kalıp.....	57
Şekil 4.1 : Kesik koni.....	61
Şekil 4.2 : Konik askı-tipi dağıtıcının r- θ düzlemi üzerine açılması.....	61
Şekil 4.3 : Analitik yaklaşımla tasarlanan konik askı-tipi dağıtıcı.....	64
Şekil 4.4 : SAD analizleri için hesaplama hacmi.....	65
Şekil 4.5 : Askı-tipi dağıtıcı çıkışında yerel hızın ortalama hıza göre bağlı sapma değerleri. (Hız dağılımı dağıtıcı kanalın kenarından kalıp merkezindeki simetri yüzeyine doğru verilmiştir.).....	65
Şekil 4.6 : Newton-tipi akışkan için (n=1) şekil değiştirme hızı dağılımı.....	66
Şekil 5.1 : Üç katmanlı eş-ekstrüzyon kafasında iki ve üç katmanlı akış hali ve akışkan ara yüzeyleri.....	74

Şekil 5.2	: Katmanlı akış bölgesi kesit resmi ve ölçüleri.....	71
Şekil 5.3	: Katmanlı akış bölgesi için oluşturulan çözüm ağı. (5220 adet 4 kenarlı sonlu eleman).....	74
Şekil 5.4	: Bileşke hızın dağılımı.....	75
Şekil 5.5	: Şekil değiştirme hızının dağılımı.....	75
Şekil 5.6	: Katmanlı akış bölgesinde hız oranı tanımı.....	76
Şekil 5.7	: Son ürün farklı katman kalınlık oranları için arayüzeylerin konumu.....	77
Şekil 5.8	: İki katmanlı bölgeye geçişte hız oranları.....	78
Şekil 5.9	: Üç katmanlı bölgeye geçişte hız oranları.....	78
Şekil 5.10	: Tipik bir spiral kalıp.....	80
Şekil 5.11	: Spiral konik kalıbın bazı geometrik dizayn parametreleri.....	82
Şekil 5.12	: Büyük çapı D, küçük çapı d olan spiral kanalların işlendiği kesik koni.....	82
Şekil 5.13	: Konik spiral kalıp geometrisinin düzlemselleştirilmesi.....	82
Şekil 5.14	: Şekil faktörü f_p 'nin H/W ile değişimi (H/W 0,5 'den küçük değerler için $f_p=0,45$) [50].....	83
Şekil 5.15	: Spiral kanallı spiral kalıp içerisinde akış yolları.....	85
Şekil 5.16	: Konik spiral kalıpta ana akış doğrultusunda sızıntı akış debisi.....	87
Şekil 5.17	: Spiral kanal boyunca spiral kanaldaki akis debisi.....	87
Şekil 5.18	: Ana akış doğrultusunda basıncın değişimi.....	88
Şekil 5.19	: Kalıp çıkışında iki spiral arası debi dağılımı.....	88
Şekil 5.20	: Spiral kanallı kalıbın hesaplama bölgesi için oluşturulan çözüm ağı (117 141 adet sonlu hacim elemanı).....	89
Şekil 5.21	: Spiral kalıp çıkışında hız dağılımı (1 periyot için).....	89
Şekil 5.22	: Tipik bir askı-tipi dağıtıcıda akış dirençleri.....	90
Şekil 5.23	: Askı-tipi dağıtıcının işlendiği kesik koni ve ölçüleri.....	91
Şekil 5.24	: Konik askı-tipi dağıtıcı geometrisinin düzlemselleştirilmesi ve akış kanallarının sonlu hacimlere bölünmesi.....	92
Şekil 5.25	: Dağıtıcı kanaldaki sonlu hacim uzunluklarının hesabı.....	93
Şekil 5.26	: Dağıtıcı kanaldaki sonlu hacim uzunluklarının hesabı.....	94
Şekil 5.27	: Dairesel kesitli bir kanalda temsili kayma şekil değiştirme hızının belirlenmesi. (r_s : temsili yarıçap, $\bar{\gamma}$: temsili şekil değiştirme hızı) [1]..	94
Şekil 5.28	: Askı-tipi dağıtıcı akış hacmi için oluşturulan çözüm ağı yapısı (388 176 adet sonlu hacim elemanı).....	97
Şekil 5.29	: Askı-tipi dağıtıcı çıkışında ve homojenizasyon bölgesi çıkışında hız dağılımı. (sağdan sola - askı-tipi dağıtıcı simetri düzleminden diğer askı-tipi dağıtıcı ile oluşan arayüzeye).....	97
Şekil 5.30	: Konik spiral kalıp. (spiral kanallı kalıp, askı-tipi dağıtıcı ve ana dağıtıcı kanallar).....	98
Şekil 5.31	: Spiral kafanın akış hacmi için oluşturulan çözüm ağı. (1 031 733 adet sonlu hacim elemanı).....	99
Şekil 5.32	: Basınç dağılımı. (birim: bar).....	99
Şekil 5.33	: Spiral kanallı kalıp çıkış kesitindeki hız dağılımı. (birim: mm/s).....	100
Şekil 5.34	: Kayma gerilmesi dağılımı. (birim: Pa).....	101
Şekil 5.35	: Spiral kafada akışa paralel olarak alınan kesitte şekil değiştirme hızının dağılımı.....	101
Şekil 5.36	: Spiral kafada (Şekil 5.30) PP (QB79P) ile çalışıldığında kütledebisi ile basınç düşüşü arasındaki değişim.....	102
Şekil 5.37	: Tasarlanan üç katmanlı koekstrüzyon kafasının kesit resmi.....	103
Şekil 6.1	: Konik spiral kalıp.....	104

Şekil 6.2 : Üç adet spiral kalıp ve kademeli mil.....	105
Şekil 6.3 : Koekstrüzyon kafası, koekstrüzyon kafasını besleyen ekstrüderler, kalibre ve soğutma hattı.....	106
Şekil 6.4 : Tasarlanan, imal ve montajı yapılan konik koekstrüzyon kafası.....	106
Şekil 6.5 : Koekstrüzyon kalıbından çıkan ilk eriyik malzeme.....	108
Şekil 6.6 : Koekstrüzyon kalıbı ile boru üretimi.....	108
Şekil 6.7 : İç-dış katmanı katkısız polipropilen orta katmanı katkılı polipropilenden oluşan (tasarlanan koekstrüzyon kalıbıyla üretilen) üç katmanlı boru...	109
Şekil 6.8 : PP/PP/PP borunun çevresel olarak et kalınlığının ve katman kalınlıklarının dağılımları.....	110

KATKILI POLİMERLERİN EKSTRÜZYONU VE KOEKSTRÜZYON KALIBI TASARIM METODOLOJİSİNİN GELİŞTİRİLMESİ

ÖZET

Bu tez çalışması kapsamında proses edilen malzeme reolojik özelliklerinin deneysel olarak belirlenmesiyle istenen üretim hızında ve proses sıcaklığında plastik boru imalatında kullanılacak koekstrüzyon kalıbı tasarım metodolojisi geliştirilmiştir.

Plastik endüstrisinde polimer malzemelerin mekanik ve reolojik özelliklerinin iyileştirilmesi ve geliştirilmesi için katkı maddeleri ilave edilmektedir. Bu özellikler arasında çekme mukavemeti, akma dayanımı, elastik modül, darbe mukavemeti, tokluk gibi mekanik özelliklerin yanı sıra viskozitenin düşürülmesi, “melt fracture” (kalıptan çıkan eriyik malzeme yüzeyinin düzgün olmaması) ve kalıp cidarında kaymanın sağlanabilmesi gibi malzeme reolojik özellikleri sayılabilir. Tez çalışması kapsamında grafit, kalsit ve nanokil katkılarının polipropilen (PP) matris ile karıştırılması ile kompozit numuneler elde edilmiştir. Bu malzemelerin ve katkısız PP’nin kayma viskozitesi; elastik ve viskoz kayma modülleri ile kompleks viskozite gibi özellikleri rotasyonel ve kapiler reometre ile ölçülmüştür. Derişimin, sıcaklığın ve katkı tipinin malzeme reolojisine etkileri incelenmiştir. Kalsit-PP ve grafit-PP kompozitlerinde derişimin artmasıyla reolojik değişkenlerin değerleri artarken, nanokil-PP kompozitlerinde derişimin artmasıyla azalma gözlenmiştir. Polimer matrise katkı ilavesi moleküler hareketliliği azalttığı için viskozitenin sıcaklığa bağımlı değişimi katkısız PP viskozitesinin sıcaklığa bağlı değişimine göre azalmıştır.

Silindirik yüzey üzerine işlenmiş askı-tipi dağıtıcıların ve spiral kalıpların tasarımını için literatürde geliştirilen analitik yöntemler kullanılarak örnek tasarım çalışması gerçekleştirilmiştir. Askı-tipi dağıtıcıların optimizasyonu için elektrik şebekesi benzeşimi yönteminde tersine mühendislik yaklaşımı uygulanmıştır. Bu yöntemlerin sonuçları ile Sayısal Akışkanlar Dinamiği (SAD) analizi sonuçları arasındaki uyum oldukça iyidir.

Konik askı-tipi dağıtıcıların geometri optimizasyonu için malzemeden ve proses şartlarından bağımsız analitik yöntem geliştirilmiştir ve bir örnek tasarım çalışması gerçekleştirilmiştir. SAD analizi sonuçlarına göre; analitik yöntemle tasarlanan kalıbın çıkış kesitinde, reolojik özellikleri birbirinden çok farklı akışkanların hız dağılımları yeterince üniformdur.

Bu tez çalışmasında askı-tipi dağıtıcılarla beslenen konik spiral kalıplardan oluşan üç katmanlı koekstrüzyon kafası tasarım metodolojisi geliştirilmiştir. Katmanlı akış bölgesindeki akışın analizinde, literatürde Kuvvet Yasası akışkanları için önerilen iki boyutlu sayısal yöntem kullanılmıştır ve tasarım kriterleri göz önünde bulundurularak bu bölgenin geometrik parametreleri optimize edilmiştir. Konik spiral kalıbın içindeki akışın analizi için literatürdeki bir analitik yöntem uyarlanarak geliştirilmiştir. Spiral kalıp için gerçekleştirilen SAD analizi sonuçları incelendiğinde analitik yöntemin başarılı olduğu görülmüştür. Konik askı-tipi dağıtıcının ön tasarımı analitik yöntemle gerçekleştirilmiştir. Dağıtıcının geometrik parametrelerinin optimizasyonunda konik geometriler için geliştirilen elektrik şebekesi benzeşimi yöntemi kullanılmıştır. SAD analizi sonuçlarına göre dağıtıcı performansının oldukça iyi olduğu anlaşılmıştır. Konik spiral kalıp ve katmanlı akış bölgesi için gerçekleştirilen SAD analizleri yardımıyla akış değişkenleri ayrıntılı olarak incelenmiştir. Tasarlanan konik koekstrüzyon kafa imal edilmiştir. Üretim deneylerinde ölçülen basınç kayıpları ile SAD analizinde hesaplanan değerler uyum içindedir.

Tez çalışmasında geliştirilen analitik ve sayısal yöntemlerin kalıp tasarımında kullanılmaları avantajlıdır. Malzeme reolojik özelliklerinin, proses şartlarının ve geometrik parametrelerin akış değişkenlerine etkileri anında görülebilmektedir. Askı-tipi dağıtıcı geometrisi tersine mühendislik yaklaşımıyla optimize edilebilmektedir. Analitik ve sayısal tasarım araçları ilk geometrinin oluşturulmasında kullanılmalıdır. SAD çözümlerinde ayrıntılı kalıp içi akış değişkenleri analizi ile ölü akış bölgelerinin, yüksek cidar kayma gerilmesi bölgelerinin varlığı gibi istenmeyen durumlar söz konusu olduğunda kalıp geometrisinde değişiklikler yapılarak tasarım tamamlanmalıdır.

EXTRUSION OF FILLED POLYMERS AND DEVELOPMENT OF COEXTRUSION DIE DESIGN METHODOLOGY

SUMMARY

Within the scope of this thesis, design methodology of coextrusion dies has been developed for the production of multi-layered plastic pipes under the desired production rate and process temperature considering experimentally measured rheological properties of process materials.

Fillers are added into the polymeric materials in order to improve and modify the mechanical and rheological properties in plastic industry. Mechanical properties such as tensile strength, yield strength, elastic module, impact resistance, toughness and cases related with rheological properties such as reducing viscosity, eliminating melt fracture and providing wall slip of polymer melts are among some of these properties. Firstly, thermokinetic mixer was employed for compounding polypropylene (PP) and fillers. However, dispersion of fillers in polymer matrix was not sufficiently uniform. Hence graphite, calsite and nanoclay fillers were mixed with polypropylene by use of twin screw extruder. Shear viscosities, elastic modules, viscous modules and complex viscosities of these composites and neat PP have been measured by rotational and capillary rheometers. The effects of filler concentration, temperature and filler type on materials' rheology were investigated. Though the values of rheological variables of calsite-PP and graphite-PP composites increased with the addition of filler into the polymer matrix, the values of rheological variables of nanoclay-PP composites decreased with increasing the filler concentration. Two types of graphite fillers with codes 3775 and micro850 which are flake shaped fillers were used. Graphite filler 3775 is of exfoliated structure and complex morphology. The shear viscosities of 3775-PP composites are greater than micro850-PP composites due to increased resistance of filler 3775 with enhanced interface with PP matrix. Shear thinning behavior of graphite-PP composites increased slightly with increase of filler content. All composite melts showed shear thinning behaviour in shear viscosity like neat PP melt. The temperature dependence of filled PPs' viscosities are less compared to the neat PP's temperature dependence, since fillers restrict the molecular mobility.

An analytical approach was developed for material independent design of conical coat-hanger dies and a design work was conducted. The performance of the analytical method was evaluated based on the flow uniformity at the coat-hanger die exit by CFD simulations for materials having different rheological behavior such as newtonian, non-newtonian shear thinning and shear thickening fluids. Flow was sufficiently well-balanced for all fluid types. Constant shear rate through the die walls of coat-hanger die is a requirement for material independent design of this type of dies. Post-processing results of CFD analyses on the designed distributor validated that this condition was satisfied.

A study was conducted for the design of cylindrical coat-hanger dies and spiral dies by use of analytical and numerical methods developed in literature. For this, a spiral mandrel die fed by four coat-hanger dies was designed. First the design of coat-hanger dies was handled. Preliminary design of the distributor was carried out by a material independent analytical method from literature. The performance of the die was evaluated by electrical network theory and Computational Fluid Dynamics (CFD) in terms of velocity distribution at the die exit. The flow was not uniform at the die exit according to CFD and electrical network method. On the other hand, the results of these two simulation tools agreed well with respect to pressure drop and velocity distribution at the die exit. Then reverse engineering approach in electrical network method is applied for the optimization of coat hanger dies. CFD results validated the performance of optimized coat-hanger die geometry. Second spiral die geometry was optimized. For this aim, an analytical approach suggested in literature was employed. Flow channels were divided into numerous control volumes in this method. Two flow paths were defined: one was flow through spiral grooves and the other one was flow through annular channel as fluid particles leak from spiral grooves through the annular channel. Flow distribution can be obtained sequentially for each control volume from spiral channel beginning to spiral channel end. The geometric parameters of the spiral die were optimized solving flow distribution of various spiral dies in a computer code developed in Matlab. According to CFD post-processing results, flow was sufficiently uniform at the spiral die exit and the estimation of pressure drop through the die of analytical approach was good.

Three-layer coextrusion die which consists of conical spiral dies fed by coat-hanger type distributors was designed and manufactured within the context of this thesis. The design procedure of coextrusion die head was performed in order to produce a three layered PPRC (CarmelTech QB79P) pipe in 32 mm diameter and 3,6 mm wall thickness with 22,5 m/min production rate and 230 °C process temperature. Design criterion were determined as follows. Maximum pressure drop through the die head is to be 200 bar. Minimum shear rate at the die walls is to be 5 s^{-1} . Maximum shear stress at the die walls is to be 112000 Pa. Maximum interfacial shear stress between fluid layers is to be 20000 Pa. Layer velocity ratio in stratified flow is to be around 1. Flow channels of the coextrusion die head consist of main circular distribution channel, rectangular distribution channels, coat-hanger type distributors, spiral dies and stratified flow section. The optimization of the geometric parameters of flow channels were carried out from exit to inlet of the die head. A two dimensional numerical method for power-law fluids in literature was employed for flow analysis of the stratified flow region. The geometric parameters of this region was optimized taking into account the design criterion. It was seen that there exists possibility of flow instability for low and high flow rates of the middle layer. An analytical method was developed adapting a method from literature for flow analysis of conical spiral dies. Variation of fluid flow rates through spiral grooves and annular channel along the spiral die, variation of pressure and pressure gradient can be calculated by the introduced analytical approach. CFD results showed that the analytical method was successful in terms of calculation of pressure drop and providing velocity uniformity at the die exit. However calculated pressure drop of analytical method is greater than that of CFD. Since interface between annular channel and spiral grooves is considered as wall in analytical approach and this assumption results in increase in flow resistance of the spiral die. Analytical method predicted exaggeratedly large velocity values at the die exit, but velocity distribution at the die exit was uniform for CFD calculation. Therefore analytical approach is a convenient design tool.

Preliminary design of conical coat-hanger die was carried out analytically. Electrical network method developed for conical geometries was employed for the optimization of coat-hanger die geometry considering design criterion. In electrical network method, the distributor geometry was divided into large number of control volumes. Pressure was assumed to be constant at the die exit. Flow was divided into two parts. Some polymer melt flows through the distribution channel and rest of the fluid leaks steadily through die land. Kirchoff laws were applied in electrical network analogy. Pressure drop through a closed loop was zero and net mass flux was zero at each node. Representative viscosity was used for flow rate-pressure drop calculations through rectangular channels in electrical network method. This offered dealing with linear equations for solution of flow through coat-hanger die. The CFD results showed that the performance of conical coat-hanger die was excellent in terms of velocity distribution at the exit of homogenization section. Flow variables through the conical spiral mandrel die and stratified flow region were investigated by CFD analyses in detail. Mass flow rate-pressure drop curves were obtained for different temperatures. The maximum pressure drop for design process conditions given above was calculated as 186 bar in CFD. The designed conical coextrusion head was manufactured. Variation of pipe wall thickness, layer thicknesses, pressure drop, flow rate and melt temperature were measured. The results of the production experiment showed that the computed pressure drop values by CFD and experimentally measured values were in good agreement.

The analytical and numerical methods developed in this thesis are advantageous to apply for the coextrusion die design, because the effects of material rheology, process conditions and geometric variables on the flow variables can be seen immediately. The coat-hanger dies can be optimized by inverse design technique for a specific process material in order to obtain balanced flow at the die exit. The analytical and numerical design tools are to be employed for the generation of preliminary design geometry. CFD analyses must be performed for the die geometry in order to identify possible dead zones and high shear stress regions. Finally the die geometry is to be modified in accordance with detailed examination of CFD results.

1. GİRİŞ

1.1 Tezin Amacı

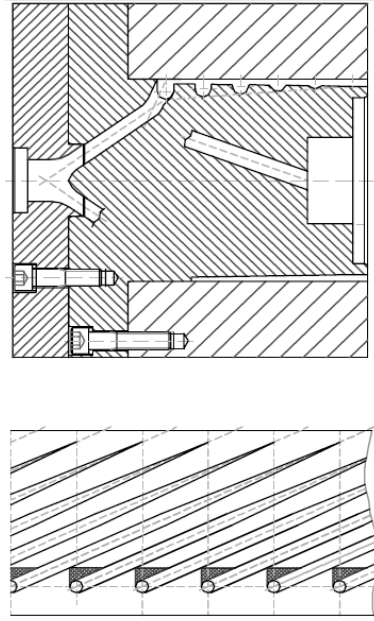
Bu tez çalışmasında katkı maddeleri ilave edilerek özellikleri değiştirilmiş polipropilen (PP) kompozitlerin ekstrüzyonu için konik spiral kalıplardan oluşan 3 katmanlı eş-ekstrüzyon kafası tasarım metodolojisinin geliştirilmesi amaçlanmıştır. Polimer eriyikler viskoelastik özelliklere sahip Newton-tipi olmayan, görece yüksek viskoziteli karmaşık reolojik yapıda akışkanlardır. Bu özellikleri zincirli molekül yapısına sahip olmalarının bir sonucudur. Su, hava gibi görece basit sayılabilecek akışkanların özelliklerine literatürden kolaylıkla ulaşılabilmesine rağmen polimer eriyikler için en güvenilir yöntem doğrudan bu özelliklerin ölçülmesidir. Aynı tip polimer malzemelerin reolojik özelliklerinin farklı olması olağan bir durumdur, hatta aynı üretici firmanın ürettiği aynı tip polimerlerin özelliklerinde dahi farklılıklar görülebilmektedir. Ekstrüzyon kalıbı tasarımı, reolojik özelliklere oldukça bağlıdır. Kalıp tasarımı ayrıca imalat hızı ve eriyik sıcaklığı gibi imalat koşullarına da bağlıdır. Bu yüzden plastik ekstrüzyon kalıpları tasarımından önce hangi polimer ile çalışılacağı, imalat sıcaklığı ve hızı tespit edilmelidir. Düşük basınç kaybı, kalıp çıkışında üniform hız dağılımı v.b. parametrelere göre belirlenen kalıp performansı, çalışma şartlarına ve ekstrüde edilen malzeme tipine ne kadar az bağımlı ise kalıbın değeri o derece artmaktadır. Katkı maddesi ilavesi reolojik özellikleri değiştiren başka bir etmendir. Bu yüzden geniş çalışma şartlarına elverişli kafa-kalıp tasarımı önemli bir süreçtir. Tez çalışmasında farklı katkı tipi ve derişime sahip polimerlerin reolojik özellikleri ölçülmüştür. Ölçülen reolojik özellikler kullanılarak polimer eriyik için viskozite modeli katsayıları belirlenmiştir. Katkı derişiminin ve sıcaklığın reolojik özelliklere etkileri incelenmiştir. Konik eş-ekstrüzyon kafa tasarım metodolojisi geliştirilmiştir. Prototip kalıp ile üç katmanlı borular üretilmiştir. Üretim deneyleri için SAD analizleri gerçekleştirilmiştir.

1.2 Literatür Araştırması

Karmaşık geometriye sahip ekstrüzyon kalıplarının tasarımlarında akış kesitlerinin dairesel, dikdörtgensel ve halka tipi kanallara ayrılması, önceleri sıklıkla başvurulan bir yaklaşımdır. Çünkü polimer eriyik akışı için bu tip basit profil kanallara ait debi-basınç düşüşü analitik ifadeleri mevcuttur [1]. Daralan dairesel, dikdörtgensel, halka tipi ve eliptik kanallar için de analitik ifadeler türetilmiştir [2-4]. Yarı daralma açısı 15° 'den az, giriş-çıkış etkileri (kanal uzun ise) ve viskoz ısı oluşumu ihmal edilebilecek düzeyde olduğu taktirde analitik ifadelerin sağlıklı sonuç verdiği ve kalıp tasarım çalışmalarında kullanılabileceği Sonlu Eleman analizleri ile anlaşılmıştır [4]. Bu analitik ifadeler özellikle profil ekstrüzyon kalıplarının ilk tasarım geometrilerinin oluşturulmasında faydalıdır. Hurez ve Tanguy [5], çeşitli kalıp geometrilerinde meydana gelen basınç düşüşünü analitik ifadeler, Akış Kesiti Yöntemi (Cross-Section Method) ve Sonlu Eleman analizleri yardımıyla hesaplamıştır. Akış Kesiti Yöntemi'nin ve analitik ifadelerin iyi sonuç verdiği anlaşılmıştır. Debi-basınç düşüşü arasındaki ilişki için geçerli analitik ifadeler günümüzde daha çok profil ekstrüzyon kalıplarının ilk tasarım geometrilerinin oluşturulmasında kullanılmaktadır [6].

Genel olarak bir ekstrüzyon hattı; ekstrüderden önce bir besleme ünitesi, ekstrüder, kalıp, kalibre, soğutma ünitesi, çekici, kesici ve depolama ünitesinden oluşur [109]. Bu tez çalışmasında ko-ekstrüzyon kafasını oluşturan en önemli bileşen olarak konik spiral kalıp, akış sırasına göre dairesel ve dikdörtgensel dağıtım kanalları, askı-tipi dağıtıcılar ve spiral kanallı bölgeden oluşmaktadır.

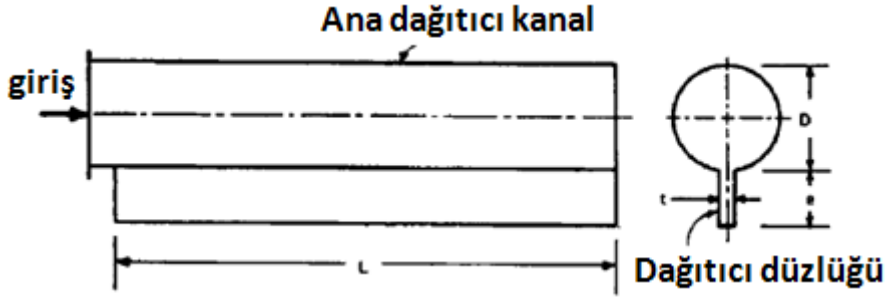
Ekstrüder vidasından gelen eriyiği spiral kanallı kalıp bölgesine üniform olarak dağıtmak önemlidir. Bunun için değişik dağıtım sistemleri mevcuttur. Her spiral kanalın bir kanal ile beslendiği Şekil 1.1'deki klasik yıldız dağıtıcı sistemlerin yanı sıra 1, 2, 4 veya 6 adet askı-tipi dağıtıcının kullanıldığı sistemler de mevcuttur. Tasarımda kural olarak spiral sayısının fazla ve spiral kanalların kesit alanlarının küçük olması istenir. Ancak klasik yöntem konstrüktif nedenlerden dolayı spiral kanal sayısını sınırlamaktadır. Askı-tipi dağıtıcılar bu açıdan klasik tiplere göre avantaja sahiptir. Çünkü teorik olarak sınırsız sayıda spiral kanal kullanılabilmekte ve polimer eriyiği spiral kanal giriş kesitine üniform olarak beslenebilmektedir.



Şekil 1.1 : n adet spiral kanalın n adet dairesel kanal ile beslenmesi [68].

Modern dağıtıcı sistemler olan askı-tipi dağıtıcıları tanıtmadan önce temel dağıtıcı geometrisinden [7,8] bahsederek başlamak yerinde olacaktır. McKelvey ve Ito [7], Şekil 1.2'deki en basit dağıtıcı geometrisi içerisindeki polimer eriyik akışı için debi, akışkan reolojisi ve kalıp geometrisi için kalıp çıkış yerel debi dağılımını hesaplayan nümerik bir yöntem geliştirmiştir. Kalıp geometrisinin ve akışkan reolojisinin çıkış debi dağılımını etkilediği anlaşılmıştır. Booy [8], Şekil 1.2'deki dağıtıcı sistemlerin temel çalışma prensibine uygun, dairesel dağıtıcı kanala ve uzunluğu, kesiti sabit olan dağıtıcı düzlük kısma sahip bir geometriyi sonlu hacimlere bölmüştür. Her sonlu hacim içerisindeki akışın eşsıcaklıklı olduğu kabul edilmiştir ve debi-basınç düşüşü ilişkisi için literatürdeki [1] bilindik analitik ifadeler kullanılarak her sonlu hacim içerisindeki debi değerlerinin hesabı için oluşan matrisin çözümüne yönelik nümerik bir yöntem geliştirmiştir. Sözü geçen sayısal yöntem modern askı-tipi dağıtıcılara da uygulanabilir. Bu makale genel dağıtıcı sistemlerin tasarımı açısından temel çalışma olma niteliğindedir. Ana dağıtıcı kanalın akışa karşı direnci kalıp düzlüğüne göre çok küçük olduğundan akışkan ana dağıtıcı kanalda rahatça ilerlemektedir. Ana dağıtıcı kanaldaki basınç düşüşü, akış kesitinin dar olması nedeniyle akış direnci fazla olan kalıp düzlüğüne oranla ihmal edilebilecek kadar azdır. Bundan dolayı kalıp düzlüğü girişinde hemen hemen homojen basınç dağılımının olması dağıtıcı çıkışında oldukça uniform hız dağılımının elde edilmesini sağlamaktadır. Polimer eriyiğin dağıtıcı girişinden çıkışına ulaşma zamanını ifade eden “geçiş süresi” çok değişkendir. Geçiş süresi, girişe yakın kalıp düzlüğü çıkışından geçen bir akışkan parçacığı için

minimum değerde iken, ana dağıtıcının sonundaki kalıp düzlüğünden çıkış yapan bir akışkan taneciğinin geçiş süresi maksimum değerdedir. Kalıp içi geçiş süresi dağılımının geniş olması istenmeyen bir durumdur. Çünkü polimer farklı sürelerde yüksek sıcaklığa maruz kalacaktır ve geçiş süresi fazla olduğu taktirde polimerin bozunma (degradasyon) riski artacaktır.



Şekil 1.2 : En basit dağıtıcı tasarım geometrisi [8].

Askı-tipi dağıtıcı tasarımında sonraki yıllarda analitik yöntemler başarıyla geliştirilmiştir [9-15]. Matsubara [9], Kuvvet Yasası (Power-Law) 'na uyan bir polimer eriyik için dairesel dağıtıcı kanala sahip askı-tipi dağıtıcının tasarımı için analitik ifadeler geliştirmiştir. Bu çalışma, askı-tipi dağıtıcı çıkışında üniform hız dağılımı ve üniform geçiş süresi dağılımı sağlanması amacına yönelik çalışmaların yürütüldüğü başarılı bir makaledir. Winter ve Fritz [13], malzemeden ve debiden bağımsız dikdörtgen ve dairesel kesitli dağıtıcı kanala sahip askı-tipi dağıtıcı tasarımı için analitik yaklaşım geliştirmiştir. Bu analitik yöntemde üniform kalıp geçiş süresi dağılımı sağlanmıştır. Dairesel kesitli dağıtıcı kanala sahip askı-tipi kalıplar, (dağıtıcı kanalın genişlik-yükseklik oranı 10'dan büyük olduğu taktirde) malzemeden bağımsız ve üniform kalıp geçiş süresi sağlayacak şekilde tasarlanabilirler. Bu çalışmaya göre dairesel kesitli dağıtıcı kanala sahip askı-tipi kalıplarda malzemeden bağımsız ve üniform kalıp geçiş süresine sahip tasarımlar mümkün olamamaktadır. Bu çalışmaya göre malzemeden bağımsız tasarımın oluşması dağıtıcı kanal cidarında ve dağıtıcı düzlük cidarında şekil değiştirme hızının üniform olmasıyla sağlanabilmektedir. Yöntemin geçerliliği deneysel sonuçlarla doğrulanmıştır. Reid ve diğ. [15], belirli bir Kuvvet Yasası indeksi n^* için tasarlanmış balık kuyruğu tipi dairesel dağıtıcı kanala sahip bir dağıtıcının tasarımı için geçerli analitik ifadeyi türeterek, n^* 'dan farklı bir n indeksine sahip bir akışkanın indeksi n^* olan eriyik için tasarlanmış kalıbın çıkışında sahip olacağı hız dağılımını hesaplayan analitik ifadeye yer vermiştir. Buradan hareketle farklı Kuvvet Yasası indeksi n 'ye sahip olan

polimer eriyiklerin kalıp çıkışındaki hız dağılımını en az etkileyecek optimum manifold açısının grafik yöntemle belirlenmesi üzerine çalışmıştır. Sözü geçen çalışma malzeme tipinden bağımsız dağıtıcı tasarımı yapılabilmesi açısından çok yararlıdır. Yukarıda verilen çalışmalarda akış alanının homojen sıcaklığa sahip olduğu kabul edilmiştir. Polimer eriyiğin sadece maruz kaldığı kayma gerilmeleri dikkate alınmış, normal gerilmeler (uzama deformasyonu) dikkate alınmamıştır. Eriyik reolojisi Kuvvet Yasası ile modellenmiştir. Liu ve Liu [14], askı-tipi dağıtıcı tasarımı için Ellis modelinin kullanılabileceği analitik bir yöntem geliştirmiştir. Michaeli [1], dairesel veya dikdörtgen kesitli dağıtıcı kanala sahip balık kuyruğu veya askı tipinde dağıtıcı tasarım yöntemlerini özetlemektedir. Farklı kriterlere göre askı-tipi dağıtıcı tasarımı ele alınmış ve bir çok analitik yöntemin yanısıra, tasarımda kullanılan sayısal yöntemlerden de bahsetmiştir. Askı-tipi dağıtıcılar içerisindeki polimer eriyik akışı için temel bilgisayar akış simülasyon yöntemlerinin kullanılmasıyla birlikte eşsıcaklıklı olmayan koşullar da dikkate alınarak gerçeğe daha yakın analizler yapmak mümkün olmuştur [16-21].

Yakın tarihte yapılan çalışmalarda düzlemsel çok geniş askı-tipi dağıtıcılarda akış sırasında oluşan basınç nedeniyle akış kanalı boşluğunun artması sıvı-katı etkileşimli analiz çalışmalarında dikkate alınmıştır [22-24]. Bu durumun kalıp çıkışı debi dağılımını önemli oranda etkilediği ve muhakkak göz önünde bulundurulması gereken bir etken olduğu anlaşılmıştır.

Günümüzde deneysel yöntemlerin, bilgisayar kapasitelerinin ve optimizasyon yöntemlerinin gelişmesine paralel olarak ve de Sayısal Akışkanlar Dinamiği (SAD) simülasyonlarıyla birlikte kullanılmaya başlanmasıyla askı-tipi dağıtıcı içerisindeki akış ayrıntılı olarak incelenebilir durumdadır [24-47]. Bilgisayar ortamında başarılı kalıp tasarımlarının yapılması çok kolaylaşmıştır. Gifford [25], çalışmasında askı-tipi dağıtıcının kenar bölgelerini polimer eriyiğin kaymasını sağlayan bir malzeme ile kaplamıştır. Bu şekilde bir düzenlemenin çıkış kesitindeki hız dağılımını olumlu yönde etkilediğini tespit etmiştir. Sun ve Gupta [28], uzama viskozitesi dikkate alındığında simülasyonlarda basınç düşüşünün arttığını ve değerinin deneysel sonuçlara yaklaştığını görmüştür. Kalıp çıkışı hız dağılımında önemli bir değişikliğin olmadığı görülmüştür. Bir çok çalışmada [31,39,47] akış, Parçacık Görüntü Hız Ölçeri (PIV) ve Lazer Doppler Anemometresi (LDA) ile incelenmiş ve sonuçların SAD analizleriyle uyum içerisinde olduğu görülmüştür. Bilgisayar ortamında kalıp

tasarımının başarıyla tamamlanabileceği tespit edilmiştir. Meng ve diğ. [35] SAD analizleriyle akış içerisindeki ölü bölgeleri incelemiştir. Göz yaşı damlası şeklinde dağıtıcı kanala sahip askı-tipi dağıtıcılarda ölü bölgelerin en aza indiğini ve bu şekilde bir tasarımın bu tip kalıpların çıkışında hız dağılımını olumlu yönde etkilediğini saptamışlardır. SAD analizleri askı-tipi dağıtıcı tasarımında son sözü söylese de analitik yaklaşımlar ön tasarım geometrisinin oluşturulmasında vazgeçilmez araçlardır [41,43]. Literatürde analitik yaklaşımlarla ön tasarımı yapılan kalıpların malzemeden ve proses şartlarından bağımsız oldukları bildirilmiştir [41].

Şekil 1.3'de 4 adet askı-tipi dağıtıcı ile beslenen spiral kalıp görülmektedir. Spiral kalıp tasarımında ön plana çıkan bazı tasarım değişkenleri vardır. Bunlar: spiral kanal sayısı, spiral kanal genişliği ve derinliği, spiral kanalın helis açısı, spiral kanal derinliğinin azalma açısı, spiral kanalların bulunduğu silindirin veya dış kovanın koni açısı, spirallerin sarım açısı olarak sayılabilir.



Şekil 1.3 : Ön dağıtım sistemine sahip spiral kalıp (2 adet ön dağıtıcı kanal, 4 adet askı tipi dağıtıcı, n adet spiral kanal) [68].

Plastiklerin ekstrüzyonunda kalıp tasarımında belli başlı tasarım kriterleri mevcuttur. Bunlar; kalıp çıkışında üniform hız dağılımının elde edilmesi, düşük basınç kaybı, malzeme özelliklerinin bozulmaması için eriyiğin kalıptan kısa sürede geçmesi, üretim şartlarından (üretim hızı, sıcaklığı, malzeme tipi v.b.) olabildiğince bağımsız, üniform sıcaklık dağılımı ve ek basınç kayıplarının yaşanmaması için aşırı elastik deformasyonlardan kaçınılması, malzemenin akışında düzensizliklere yol açan

kayma gerilmesi limitlerinin aşılmaması şeklindedir. Spiral kalıplar, sayılan kriterlerin neredeyse tamamını karşılayabilmektedirler.

Spiral kalıp tasarımı için literatürde çok sayıda analitik ve nümerik yöntem geliştirilmiştir [48-57]. Rauwendaal [50], spiral kanal içerisinde ve spiral kalıp ile dış kovan arasındaki boşlukta iki akış yolu tanımlamıştır. İki akışın birbirini etkilemediği kabul edilmiştir. Genişlik-yükseklik oranı fazla olan dikdörtgen kanal içi akışlarda debi-basınç ilişkisi için geçerli analitik ifadelerin yardımı ve elektrik şebekesi yöntemiyle spiral kalıp içerisindeki akışı analiz eden basit bir yaklaşım gerçekleştirmiştir. Bu yöntemle kalıp geometrik parametrelerinin akış değişkenlerine etkileri rahatlıkla incelenebilmektedir. Basınç kaybı, kalıp boyunca basınç gradyeninin değişimi, kalıp çıkışı hız dağılımı, kalıp boyunca spiral kanaldaki ve ara boşluktaki akışkan miktarının değişimi analiz sonucu elde edilen verilerdir. Huang [54], Vlcek ve diğ.'in [121] geliştirdiği analitik yöntemi Taguchi metodu ile birlikte kullanarak spiral kalıp tasarımında geometrik parametrelerin optimize edilmesi üzerine çalışma yürütmüştür. Bu çalışmada geometrik parametrelerin kalıp çıkışında debi dağılımına, basınç düşüşüne, karışım kalitesine ve kalıp geçiş süresine etkileri incelenmiştir. Benzer analitik tasarım yaklaşımları radyal tip spiral kalıplar için de geliştirilmiştir [56,57]. Son yıllarda SAD analizleri ağırlıklı çalışmalarla spiral kalıp içerisindeki akışın daha ayrıntılı incelenmesi mümkün olmuştur [58-61]. Zatloukal ve diğ. [58] eşsıcaklıklı olmayan ve eşsıcaklıklı koşullarda; sadece polimer eriyiğin sanki-plastik özelliği dikkate alınarak ve viskoelastik özellikleri dikkate alınarak radyal spiral kalıplarda Sonlu Eleman analizleri gerçekleştirmiştir. Hız dağılımının eşsıcaklıklı olmayan koşullarda deneyle daha yakın sonuç verdiği görülmüştür. Basınç düşüşünün doğru hesaplanmasında uzama viskozitesinin dolayısıyla viskoelastik özelliklerin dikkate alınmasının gereği üzerinde durulmuştur. Düzlemsel askı-tipi dağıtıcılarda olduğu gibi radyal tip spiral kalıplarda da basıncın etkisiyle kalıp deformasyonunun dikkate alındığı ve buna bağlı olarak akış analizlerinin gerçekleştirildiği çalışmalar yapılmıştır [61,62]. Literatürde spiral kalıp cidarında polimer eriyiğin kayması dikkate alınarak akış, analitik yöntemler ve SAD analizleri vasıtasıyla incelenmiştir [63,64].

Spiral kalıpların tasarımında dikkate alınması gereken kriterler ve kullanılan yöntemler konusunda bazı dönemlerde revizyon çalışmaları gerçekleştirilmiştir [65-70]. Spiral kalıp içi akış analizinde kullanılan analitik yöntemlerin performansları,

hem sayısal olarak hem de deneysel olarak literatürde incelenmiştir [65,66]. Spiral kalıp tasarım yöntemlerinin, kriterlerinin, tasarım çeşitlerinin, uygulama biçimleri ve alanlarının aktarıldığı çok faydalı çalışmalar ortaya konmuştur [68,69]. Spiral kalıplarla ilgili farklı çalışmalar da yürütülmüştür [71,72]. Kolarik ve diğ. [72], uzama viskozitesinin eşsıcaklıklı olmayan koşullarda şişirmeyle kalıplamada stabiliteye ve film kalınlığına etkilerini teorik ve deneysel olarak incelemiştir.

Koekstrüzyon, iki veya daha fazla sayıda farklı veya aynı polimer eriyik çeşidinin birlikte ekstüre edilmesi işlemidir. Literatürde üzerinde yıllardır çalışılan bir konudur. Özellikle polimer eriyik tabakaları arasındaki arayüzey kararsızlığı üzerinde çalışmalar yoğunlaştırılmıştır. Koekstrüzyonda arayüzey kararsızlığı üzerine yapılan ilk çalışmalarda problem, geliştirilen analitik ifadeler, basit nümerik yöntemler ve deneylerle anlaşılma çalışılmıştır [73-78]. Schrenk ve diğ. [73], arayüzey kararsızlıklarının oluşmasında kritik arayüzey kayma gerilmesinin bir kriter olarak alınabileceğini ifade etmiştir. Arayüzey kayma gerilmesi, polimer viskozitesine, eriyik tabaka kalınlıkları oranına, üretim hızına, kanal kesit kalınlığına ve eriyik sıcaklığına bağlıdır [73]. Han ve Shetty [75], tabaka kalınlıkları oranının, eriyik tabakaları arasındaki viskozite oranının ve elastisite seviyesinin arayüzey kararsızlığı üzerine etkilerini incelemiştir. Mavridis ve Shroff [78], çok katmanlı akışta eşsıcaklıklı olmayan koşullarda akış değişkenlerinin hesaplanması için matematiksel bir model geliştirerek bilgisayar simülasyonlarında kullanmıştır. Bu çalışmada arayüzeyde kayma gerilmesinin azaltılmasının ve bitişik tabakaların elastik özelliklerinin birbirine yakın olmasının arayüzey kararsızlığını azaltıcı yönde etkilediği tespitinde bulunulmuştur.

Çok katmanlı polimer eriyik akışı son on yıl içerisinde yoğun olarak çalışılmaya devam etmektedir [79-88]. Son yıllarda yapılan çalışmalar arayüzey kararsızlıklarının başlamasına eriyik tabakalarının bir araya geldiği birleşim noktalarında hız profillerinin yeniden düzenlenmesinin (cidarda hız sıfır iken, diğer eriyikle bir araya gelmesinden dolayı hız değeri aniden artış gösteriyor) ve eriyik tabakalarının fazla miktarda uzama deformasyonuna maruz kalmasından kaynaklandığı anlaşılmıştır [80]. Arayüzeylerde yer alan polimer eriyikten ziyade eriyik katmanların orta bölümlerinin uzama deformasyonuna daha fazla maruz kaldığı sayısal simülasyon çalışmalarıyla belirlenmiştir [80]. Zatloukal ve diğ. [82], iki tabakalı akışta birleşme bölgesi ve sonrası için değiştirilmiş Leonov modeliyle

[110] nümerik simülasyonlar gerçekleştirmiştir. Bu çalışmada görüntüleme teknikleriyle dalga tipi arayüzey kararsızlığı üzerine deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Araştırma sonuçlarına göre birleşme bölgesinde tabakanın dengesiz uzama deformasyonuna maruz kalması ve arayüzeyde normal gerilme değerlerindeki süreksizliklerin arayüzey kararsızlığına neden olduğu ifade edilmiştir.

Deneysel veriyle simülasyonun tutarlı olabilmesi için simülasyonda uzama viskozitesinin dikkate alınması gerektiği dolayısıyla viskoelastik reoloji modellerinin kullanılması gerektiği belirtilmiştir. Viskoelastik modelleme ile Genelleştirilmiş Newton-tipi Akışkan (GNA) Modeli [107] sonuçları arasında tabaka debi oranı sonuçları incelendiğinde bir farkın olmadığı anlaşılmıştır. Ancak, viskoelastik özellikler dikkate alındığında ölü bölgeler, vorteks yapıları ve kayma gerilmesi bölgeleri doğru tahmin edilebilmektedir [83].

Son yıllarda literatürde arayüzey kararsızlığı konusu haricinde değinilen konulardan bazıları burada belirtilmiştir. Zhang ve diğ. [84], çok tabakalı akışta tabakalar arası arayüzeydeki kayma gerilmesi değerine bağlı olarak polistiren/polimetilkrilat (PS/PMMA) arayüzeyde üç farklı durumun olabildiğini belirtmiştir. Arayüzeyde kayma olmama durumu, geçişli kayma-kaymama durumu veya tamamen kayma hali hakim olabilmektedir. Gupta [85], üç boyutlu eş-ekstrüzyon akışı simülasyonu için yeni ağ yapısı oluşturma yöntemi tanıtmıştır. Bu metotta ağ elemanları yapısı değişmemekle birlikte arayüzeyin konumuna göre ağ elemanlarının kesildiği yüzeyler değişmektedir.

Literatürde eş-ekstrüzyon prosesinin farklı uygulamalarına yer verilmiştir [89-97]. Karmaşık geometriye sahip profil kalıplarında ve askı-tipi dağıtıcılarda çok tabakalı akış çalışmaları yapılmıştır [89,90]. Özellikle talaş-polimer kompozitleri nem almaya yatkın olduklarından dolayı bu kompozitlerin dış kısımları ince katkısız polimer tabaka ile kaplanmaktadır [93,94]. Son senelerde yapılan çalışmalarda muazzam sayıda (100'ün üstünde) tabakaya sahip mikro filmlerin üretilebileceği gösterilmiştir [95,96]. Çok tabakalı yapıların reolojik özelliklerinin ölçümü üzerine ve bunun yanında polimer eriyik tabakaları arasında kayma olayını inceleyen çalışmalar literatürde yer almıştır [97-101]. Wortberg [102], eş-ekstrüzyon kalıbı tasarım kriterlerini, tasarım yöntemlerini ve uygulama alanlarını çalışmasında özetlemiştir. Bu konuda daha detaylı bilgi literatürde mevcuttur [68,69].

1.3 Özgün Değer

Bu tez çalışması kapsamında katkılı polimer eriyiklerin reolojik özellikleri ölçülmüş ve sayısal simülasyonlarda kullanmak üzere viskozite modeli katsayıları belirlenmiştir. Yeni oluşturulan polimer malzemeler ile üç katmanlı boru imalatı için ekstrüzyon kafası tasarlanmıştır. Tez çalışmasının bilim dünyasına önemli katkılarından biri özellikleri değiştirilmiş polimer malzemelerin reolojik özelliklerinin incelenmiş olmasıdır. Katkı tipinin, derişimin ve sıcaklığın reolojik özelliklere etkisi ele alınmıştır. Eriyik plastiğin viskoelastik özellikleri ve kayma viskozitesi eğrileri elde edilmiştir. GNA Modeline uygun olarak malzeme bünye denklemlerindeki viskozite modeli sabitleri belirlenmiştir.

Bu tez çalışmasında, literatürdeki çalışmalarda, patentlerde ve ticari firmaların yayınlarında verilen eş-ekstrüzyon kafası tasarımları incelenerek üç katmanlı konik koekstrüzyon kafası tasarlanmıştır ve imal edilmiştir. Eş-ekstrüzyon kafası bir çok çalışma koşuluna uygun olarak tasarlanmıştır. Bunlar, konik yapısı sayesinde tabaka sayısının arttırılabilmesi, farklı çaplarda boru üretimine imkan tanınması, farklı katman kalınlık oranlarıyla çalışılabilmesi, görece yüksek ekstrüzyon hızlarında üretim ve boru kaplamada kullanılabilmesi şeklinde sıralanır.

Spiral kanallı kafanın sistematik tasarımı için yani belirlenen çalışma koşullarına (imalat hızı, sıcaklığı) ve ekstrüde edilecek malzemeye göre kafa tasarımı yapılmadan önce, akışın fiziğinde ve geometride yapılan basitleştirmelerle kalıbın geometrik parametreleri optimize edilmiştir. Literatürde yer alan analitik ve nümerik yöntemler konik yapıya sahip askı-tipi dağıtıcılar ve spiral kalıplar için uyarlanmış ve geliştirilmiştir.

1.4 Kapsam

Bu tezde aşağıdaki kapsamda çalışmalar yürütülmüştür. İkinci bölümde katkılı ve katkısız polipropilen (PP) için gerçekleştirilen reolojik özellik karakterizasyon testleri yer almaktadır. Öncelikle kompozit hazırlama hakkında bilgi verilmiştir. Sonrasında uygulanan reolojik testler tanıtılmıştır. Katkısız PP, kalsit-PP, grafit-PP ve nanokil-PP malzemeleri için gerçekleştirilen reolojik test sonuçları verilmiştir.

Sıcaklığın ve derişimin viskozite ve viskoelastik özellikler üzerine etkileri incelenmiştir.

Üçüncü bölümde konik koekstrüzyon kafası tasarım çalışmalarına hazırlık amacıyla tek katmanlı boru üretiminde kullanmak üzere 4 adet askı-tipi dağıtıcı ile beslenen spiral kalıbın tasarımı gerçekleştirilmiştir. Burada askı-tipi dağıtıcının ön tasarımı analitik yaklaşımla belirlenmiş, dağıtıcının geometrik parametreleri elektrik-şebekesi benzeşimi yöntemiyle optimize edilmiştir. Spiral kalıbın tasarımı analitik yaklaşımla gerçekleştirilmiştir. Sayısal Akışkanlar Dinamiği (SAD) analizleri ile tasarlanan kalıbın performansı değerlendirilmiştir.

Dördüncü bölümde malzemedен ve proses şartlarından bağımsız askı-tipi dağıtıcıların tasarımı için analitik yöntem geliştirilmiştir. Örnek çalışma olarak seçilen ana tasarım parametrelerine bağılı olarak askı-tipi dağıtıcının diğер geometrik parametreleri analitik yöntemle belirlenmiştir. Tasarlanan dağıtıcının performansı kalıp çıkışındaki hız dağılımı incelenerek reolojik özellikleri birbirinden çok farklı akışkanlar için SAD analizleriyle doğrulanmıştır.

Beşinci bölümde konik koekstrüzyon kafası tasarım aşamalarını kapsamaktadır. Kafa çıkışından başlayarak kafa tasarımı geriye doğru ele alınmıştır. Katmanlı akış, sayısal yöntemle çözümlenerek kanal geometrik parametreleri belirlenmiştir. Askı-tipi dağıtıcı geometrisi, konik dağıtıcılar için bu tez çalışmasında geliştirilen elektrik-şebekesi benzeşimi yönteminde tersine mühendislik yaklaşımının uygulanmasıyla optimize edilmiştir. Spiral kalıbın geometrik parametreleri tez çalışması kapsamında geliştirilen analitik yöntemle belirlenmiştir. Askı-tipi dağıtıcı, spiral kalıp ve katmanlı akış bölgesi için SAD analizleri ayrı ayrı gerçekleştirilerek ve tasarım performansları incelenerek tasarım sonlandırılmıştır.

Altıncı bölümde koekstrüzyon kafasının imalat aşamaları, üretim deneyi ve sonuçları ile deney için gerçekleştirilen SAD analizi sonuçları verilmiştir.

2. REOLOJİK ÖZELLİKLERİN KARAKTERİZASYONU

Katkısız PP ile kalsit-PP, grafit-PP ve nanokil-PP kompozit numunelerinin reolojik özelliklerinin ölçümünde kapiler reometre ve rotasyonel reometre kullanılmıştır. Kompozit numunelerin hazırlanması ilk çalışmalarda termokinetik karıştırıcı (TK) ile yapılmıştır, ancak arzu edilen yapı elde edilemediğinden tüm kompozit numuneler çift vidalı ekstrüder ile hazırlanmıştır.

2.1 Malzemeler

Kompozitlerin oluşturulmasında polimer matris olarak Carmel Olefins Ltd firmasından temin edilen CarmelTech QB79P kodlu polipropilen (PPRC–polypropylene random copolymer) kullanılmıştır. Çizelge 2.1’de polimer matrisin farklı koşullar için üretici firmadan alınan MFI (Melt Flow Index) [103] değerleri verilmiştir. Şekil 2.7a’daki kapiler reometreye benzer bir cihazda, belirli sabit ağırlık altında 10 dakika sürede dairesel kesitli kanaldan çıkan polimer eriyiğin gram cinsinden kütlesi MFI değeri olarak bilinmektedir [103]. PP’nin yoğunluk değerleri Çizelge 2.2’de verilmektedir. PP’nin katı yoğunluğu Archimedes Prensibi’ne [104] göre ve eriyik yoğunlukları kapiler reometre [105] ile ölçülmüştür.

Çizelge 2.1 : CarmelTech QB79P kodlu polipropilene ait MFI değerleri.

MFI (190 °C / 5 kg)	0,50 g/10dak
MFI (230 °C / 2,16 kg)	0,28 g/10dak
MFI (230 °C / 5 kg)	1,20 g/10dak

Çizelge 2.2 : CarmelTech QB79P kodlu polipropilene ait yoğunluk değerleri.

Sıcaklık (°C)	Yoğunluk (kg/m ³)
Oda sıcaklığı	910
210	790
230	783
260	772

Kalsit-PP kompozitlerinin hazırlanmasında Esen Mikronize Maden San. ve Tic. A.Ş.’den temin edilen 400-E kodlu kalsiyum karbonat (CaCO₃) katkı maddeleri

kullanılmıştır. Üretici firma tarafından bu kalsit çeşidinin yüzeyi stearik asit ile kaplanmıştır. Bu katkı maddesine ait üretici firmadan alınan bilgiler Çizelge 2.3'de verilmiştir. Kalsitin yoğunluğu 2700 kg/m^3 'dür. Ağırlıkça %5, %10, %20 ve %40 derişimlerinde kalsit-PP kompozitleri hazırlanmıştır. Kompozitler çift vidalı ekstrüder ile hazırlanmıştır. Karışım prosesiyle ilgili detaylara ileride değinilecektir.

Çizelge 2.3 : 400-E (*stearik asit kaplı*) kodlu kalsiyum karbonata (kalsit) ait üretici firmadan alınan bilgiler.

45 μm elek bakiyesi	% 0
En büyük tane büyüklüğü (D %97)	8,08 μm
Ortalama tane büyüklüğü (D %50)	1,87 μm
2 μm altı tane yüzde miktarı	% 56,99

Asbury firmasının Micro 850 ve 3775 kodlu grafit (Gf) çeşitleri ile çalışılmıştır. Katkı yoğunluğu 2200 kg/m^3 'dür. Katkılara ait diğer özellikler Çizelge 2.4'de verilmiştir. Micro 850(Gf)-PP kompozitleri ağırlıkça % 1,5; 3 ve 9 derişimlerinde, 3775(Gf)-PP kompozitleri ağırlıkça % 2,2; %5,3 ve 9 derişimlerinde çift vidalı ekstrüderde hazırlanmıştır. Grafit-PP kompozitleri hazırlanırken, çift vidalı ekstrüderde öncelikle %10'luk kompozitler hazırlanmış daha sonra katkısız PP ilavesi ile kompozitler seyreltilerek nihai yüzde değerleri yakalanabilmiştir. Nanocor firmasının Nanomax-PP isimli %50 nanokil-PP kompozit numunesi seyreltilerek ağırlıkça %1,72; %3,57 ve %4,92 derişimlerinde kompozitler elde edilmiştir.

Çizelge 2.4 : Üretici firmadan alınan Grafit katkı maddeleriyle ilgili bilgiler.

	Micro 850	3775
Yüzey alanı (m^2/g)	12,95	23,7
Tane büyüklüğü (%10) (μm)	1,86	3,1
Tane büyüklüğü (%50) (μm)	3,58	8,04
Tane büyüklüğü (%90) (μm)	7,5	18,13
Tipi	Pelet (çok geniş yüzeyli plaka)	Yüzey alanı arttırılabilen pelet

2.2 Kompozitlerin Hazırlanması

Tez çalışmasının başlangıcında termokinetik karıştırıcı ile kompozit hazırlama çalışmaları yürütülmüştür. Fakat termokinetik karıştırıcıda istenen karışım kalitesi ve yapı elde edilememiştir. Bunun üzerine kompozit numunelerin tümü çift vidalı ekstrüderle hazırlanmıştır. Bu bölümde reolojik özelliklerin değerlendirilmesi üzerinden iki karıştırıcı karşılaştırılacaktır.

2.2.1 Termokinetik Karıştırıcı

Tez kapsamında kullanılan ve Mir Arge laboratuvarında yer alan termokinetik karıştırıcı (TK) Şekil 2.1'de görülmektedir. Kapalı bir hacim içerisine birlikte konan polimer granülleri ve katkı maddeleri, dönen rotor üzerinde yer alan çarklar vasıtasıyla önce mekanik olarak karışırlar, daha sonra malzemelerin iç sürtünmesi ve çarkların cidarla arasındaki sürtünmesinden dolayı polimer matris erir ve kompozitin karışım seviyesi iyice artar. Termokinetik mikserde 5 ila 12 s arasında bir süreyle sabit motor gücünde katkı maddesi ile polimerin ön karışımı sağlanmaktadır. Bu aşamadan sonra 4500 d/dak sabit devir sayısında dönen karıştırıcı bıçaklarıyla 17-22 s süreyle karışım işlemi devam etmektedir. Açısız ve uzama deformasyonuna uğrayan polimer granülleri erimektedir. Motorun gücü polimerin eritilmesi esnasında oluşan viskoz sürtünmeler ile birlikte mekanik sürtünmelere harcanmaktadır. Mir Arge firmasının verdiği bilgiye göre bu tez çalışmasında kullanılan saf PP'nin 150 g'lık miktarı ile toplam 15 s karışım süresinde karıştırılmasıyla karıştırıcı iç cidar sıcaklığı 128 °C, eriyik polimer yüzey ortalama sıcaklığı 259 °C mertebesinde olmaktadır. Termokinetik karıştırıcıda bazı önemli karışım prosesi parametreleri mevcuttur. Bunlar; karışım süresi, rotor devir sayısı, hazne dolum oranı, bileşenlerin karıştırılma sırası şeklindedir. Karışım süresi kısa tutulduğunda polimer yeterince erimemektedir ve/veya katkı maddeleri yeterince homojen dağılmamaktadır. Karışım süresi uzun olduğu takdirde malzeme sıcaklığı son derece yükselmekte, polimer bozunmaktadır (degradation). Hazne dolum oranı bir diğer önemli proses parametresidir. Özellikle yüksek katkı derişimlerinde PP miktarı az olduğu takdirde polimerin ermediği gözlenmiştir. Yüksek miktarda katkı+PP granülleri konulduğu takdirde boşluk yetersiz kalmakta, karıştırıcı karışımın oluşturulması için yeterli gücü sağlayamamaktadır. Bu tip kriterlerin etkisiyle optimum PP+katkı yükleme miktarı 130-150 g arasında belirlenmiştir.



Şekil 2.1 : Termokinetik karıştırıcı (TK).

2.2.2 Çift Vidalı Ekstrüder

Kompozit numunelerin üretimleri vida çapı 35 mm ve L/D oranı 52 olan çift vidalı ekstrüderde 220-230 °C sıcaklıklarda gerçekleştirilmiştir. Ekstrüder aynı yönde dönen ekstrüder vidalarına sahiptir. Katkı maddeleri ile katkısız PP granülleri birlikte ekstrüdere beslenmektedir. Ekstrüder çıkışında bulunan delikli plakadan ayrılan kompozit lifler önce su ile soğutulmakta ardından kesicide küçük taneler elde edilmektedir.

2.2.3 Karıştırıcı Tipinin Reolojik Özelliklere Etkileri

Karışım prosesinin reolojik özelliklere etkilerinin tespit edilebilmesi için TK farklı karıştırma sürelerinde numuneler hazırlanmıştır. Ayrıca karıştırıcı tipinin etkisinin görülebilmesi amacıyla Mir Arge Laboratuvarı'ndaki çift vidalı ekstrüderle de numuneler hazırlanmıştır.

Kalsit-PP kompozitleri, katkı maddesinin belirli ağırlıkça derişim değerlerinde ve toplamda 130 g miktarındaki malzeme ile TK'da hazırlanmıştır. Termokinetik karıştırıcıda 12 s süreyle (ön karışım süresi) sabit motor gücünde katkı maddesi ile polimerin ön karışımı sağlanmıştır. Ön karışım süresi tüm çalışma boyunca sabit tutulmuştur. Bu aşamadan sonra 4500 d/dak sabit devir sayısında dönen karıştırıcı bıçaklarıyla her numune için değişen sürelerde karışım işlemi devam etmiştir.

Karıştırma prosesinin reolojik özelliklere etkilerinin incelenmesi amacıyla hazırlanan numuneler ile bunların kodları Çizelge 2.5'te verilmiştir. Çizelge 2.5'de parantez içindeki karışım süreleri TK'da ön karışım süresi ile birlikte yüksek devir hızlı karışım süresinin toplamı olarak verilmiştir. Bu çalışmada polimer kompozitlerin hazırlanmasında Esen Mikronize Maden San. ve Tic. A.Ş.'den temin edilen KA-5 kodlu kalsiyum karbonat (CaCO_3) katkı maddeleri %20 miktarında kullanılmıştır. KA-5 kodlu kalsit katkısıyla ilgili katkı firmasından alınan bilgiler Çizelge 2.6'da verilmiştir.

Çizelge 2.5 : Karıştırıcı tipinin ve TK'da karıştırma süresinin etkilerinin incelenmesi amacıyla hazırlanan numuneler.

Katkısız PP numuneleri
Karışım prosesi
Karıştırma işleminden geçmeyen katkısız PP granülleri
Çift vidalı ekstrüderden geçen katkısız PP granülleri
Çift vidalı ekstrüder + Termokinetik karıştırıcı (TK) (22 s)
Termokinetik karıştırıcı (TK) (22 s)
Termokinetik karıştırıcı (TK) (32 s)
Termokinetik karıştırıcı (TK) (42 s)
%20 kalsit (KA-5)+PP numuneler
Karışım prosesi
Çift vidalı ekstrüder + TK (22 s)
Sadece TK (22 s) - 1
Sadece TK (22 s) - 2
Sadece TK (32 s)
Sadece TK (42 s)
Çift vidalı ekstrüderden gelen granüller

Çizelge 2.6 : Stearik asit ile kaplanmış KA-5 kodlu kalsite ait firmadan alınan bilgiler.

45 μm elek bakiyesi	% 0,14
En büyük tane büyüklüğü (D %97)	22 μm
Ortalama tane büyüklüğü (D %50)	4,97 μm
2 μm altı tane yüzde miktarı	% 31,51

Reolojik karakterizasyon testleri rotasyonel reometre ile gerçekleştirilmiştir. Çizelge 2.7'deki sıfır-kayma viskozitesi değerleri incelendiğinde TK'da karıştırma süresinin viskozite üzerinde oldukça etkin olduğu anlaşılmaktadır. Çizelge 2.8'de ölçüm numunelerine ait sıfır-kayma viskozitesinin maksimum ve minimum sapma değerleri verilmiştir. Çift vidalı ekstrüderden gelen numunelerin sapma değerleri, TK'da hazırlanan numunelere göre oldukça düşüktür. Dolayısıyla çift vidalı ekstrüderde hazırlanan kompozit malzemelerde katkı maddelerinin polimer matris içerisinde

dağılımı daha iyi seviyede homojenlik göstermektedir. Çizelge 2.9’da farklı karışım proses tipi ve parametreleri ile hazırlanan katkısız PP ve PP+kalsit numunelerinin Dizayn Grup laboratuvarında gerçekleştirilen MFI testi sonuçları verilmiştir. Reolojik test sonuçlarıyla aynı doğrultuda olmak üzere TK’da karışım süresinin artmasıyla birlikte numunelerin MFI değeri artmakta, dolayısıyla viskozitesi düşmektedir. Özellikle 42 s karıştırma süresiyle hazırlanan numunelerin MFI değerleri oldukça fazladır. Bu sonuç polimer eriyiğin degradasyona uğradığının bir göstergesidir. Çizelge 2.9’daki katkısız PP numunelerinin MFI değerlerinden görüldüğü gibi karıştırma prosesinden geçen numunelerin akışkanlığı, işlem görmemiş katkısız PP granüllere göre daha fazladır.

Sonuç olarak karıştırıcı tipinin reolojik özellikler üzerinde oldukça etkili olduğu görülmektedir. Karışım proses parametreleri (karışım süresi, devir sayısı v.b.) de polimer akış davranışları üzerinde oldukça etkilidir. Dolayısıyla boru üretim prosesinde kullanılacak karıştırıcı tipi ve karışım proses parametreleri ile hazırlanan numunelerin reolojik özellikleri kalıp tasarımı açısından önem arz ettiğinden tez çalışması kapsamındaki tüm kompozitler çift vidalı ekstrüder ile hazırlanmıştır.

Çizelge 2.7 : %20 kalsit (KA-5)+PP numuneleri için karışım prosesine bağlı olarak sıfır kayma viskozitesinin değişimi. (üç ölçümün ortalaması).

Karıştırma proses	Sıfır-kayma viskozitesi (Pa.s)
Çift vida+TK (22 s)	35971
TK (22 s) - 1	27335
TK (22 s) - 2	38469
TK (32 s)	8899
TK (42 s)	894

Çizelge 2.8 : %20 kalsit (KA-5)+PP numuneleri için sıfır-kayma viskozitesi değerlerinin ortalama sapma değerleri.

Karışım Prosesi	Sıfır kayma viskozitesi, η_0 (Pa.s)	η_0 (Pa.s) (ortalama)
Çift vida+TK (22 s)	34900	35600
	36100	(sapma +%1,4
	35800	-%2,0)
TK (22 s) – 1	19900	27167
	26600	(sapma +%29
	35000	-%27)
TK (22 s) – 2	34800	38000
	40600	(sapma +%6,8
	38600	-%8,4)
TK (32 s)	11400	9000
	7610	(sapma +%27
	7990	-%15)
TK (42 s)	948	903
	938	(sapma +%5
	823	-%9)

Çizelge 2.9 : Katkısız PP ve PP+kalsit kompozitlerinin MFI (230 °C-2,16 kg) değerleri.

Katkısız PP numuneler	
Karışım prosesi	MFI (g/10 dak)
Karıştırma işleminden geçmeyen katkısız PP granülleri	0,29
Çift vidalı ekstrüderden geçen katkısız PP granülleri	0,32
Çift vidalı ekstrüder + Termokinetik karıştırıcı (TK) (22 s)	0,41
Termokinetik karıştırıcı (TK) (22 s)	0,34
Termokinetik karıştırıcı (TK) (32 s)	3,66
Termokinetik karıştırıcı (TK) (42 s)	~20
%20 kalsit (KA-5)+PP numuneler	
Karışım prosesi	MFI (g/10 dak)
Çift vidalı ekstrüder + TK (22 s)	0,39
Sadece TK (22 s)	0,52
Sadece TK (32 s)	1,44
Sadece TK (42 s)	14,98
Çift vidalı ekstrüderden gelen granüller	---

2.3 Reoloji Testleri

2.3.1 Rotasyonel Reometre

Küçük şekil değiştirme hızlarındaki reolojik özellik karakterizasyon testleri Şekil 2.2'deki İTÜ Kimya Mühendisliği laboratuvarında yer alan rotasyonel reometre ile gerçekleştirilmiştir. Bu cihaz ile eş eksenli, koni-levha ve levha-levha geometrileriyle malzemelerin reolojik özellik karakterizasyonları yapılabilmektedir. Çizelge 2.10'da rotasyonel reometrenin teknik özellikleri verilmektedir. Ayrıca cihaz kontrollü kayma gerilmesi veya şekil değiştirme hızı modlarında çalışabilmektedir. Şekil 2.3'de levhalar arası mesafenin 1-1,5 mm olduğu, çapı 25 mm olan levha-levha ölçüm elemanı kullanılmıştır. Alt levha sabit olup üst levha test tipine bağlı olarak değişken devir sayısı, sabit devir sayısı veya salınımlı testler için belirli sapma açısı genliğinde sabit veya değişken frekans değerlerinde dönmektedir. Ölçüm elemanına etki eden moment akışkanın viskozitesiyle, devir sayısı da şekil değiştirme hızı ile ilişkilidir.



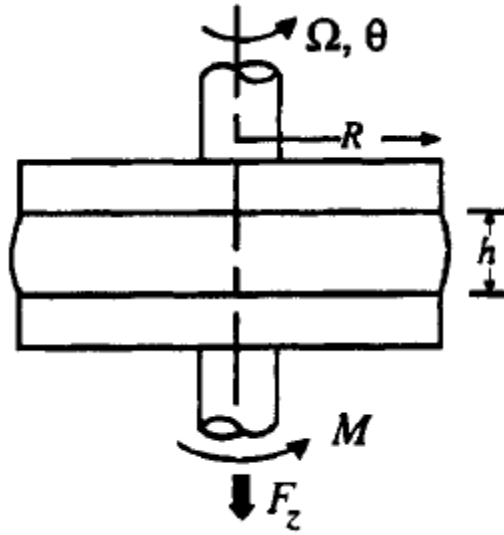
Şekil 2.2: Reolojik özellik karakterizasyon çalışmalarında kullanılan Anton-Paar Physica MCR 301 model rotasyonel reometre.

Çizelge 2.11'de levha-levha ölçüm elemanı ile ilgili reolojik özelliklerin hesaplanmasında yararlanılan ifadeler verilmiştir. Bu ifadeler, akışkanın homojen sıcaklığa sahip olduğu kabulüyle süreklilik ve momentum denklemleri sadeleştirilerek türetilmiştir. Bu ifadelere ulaşmak için şu kabuller yapılmıştır: Akış

daimi rejimde ve laminar karakterdedir. Radyal (v_r) ve eksenel hız (v_z) bileşenleri ihmal edilmektedir, sadece açısai hız bileşeni mevcuttur. Atalet ve yerçekimi kuvveti ihmal edilmektedir. Levhalar arasına konan polimer malzemenin kenarları silindirik yüzeye sahiptir. Levha-levha ve koni-levha ölçüm elemanı ile çalışırken akışkanın tabakalar halinde birbirinden ayrılmasından (edge failure) dolayı yüksek şekil değiştirme hızlarına çıkılamamaktadır.

Çizelge 2.10 : Rotasyonel reometreyle ilgili teknik özellikler.

Çalışma sıcaklığı aralığı	Oda sıcaklığı – 350 °C
Uygulayabildiği moment değeri aralığı	$0,02 \times 10^{-3} - 200$ mNm
Minimum sapma açısı	0,1 µrad
Minimum uygulanabilen kayma şekil değiştirme hızı	10^{-6} 1/dak
Minimum frekansı	10^{-5} Hz [1/s]
Maksimum frekansı	100 Hz [1/s]



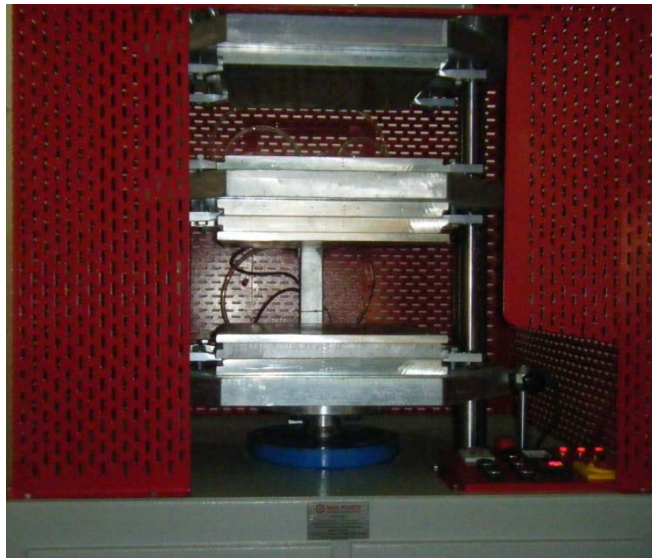
Şekil 2.3: Levha-levha ölçüm elemanı (θ : dönme açısı, Ω : açısal hız).

Rotasyonel reometrenin üst ısıtma başlığı (Şekil 2.2’de siyah renkli kafes yapı) ölçüm ortamının olabildiğince homojen sıcaklığa sahip olmasını sağlamaktadır. Çift vidalı ekstrüderden elde edilen granüller Şekil 2.4’deki preste 80 bar basınç altında 180 °C ’de 2 dakika süreyle 1-2 mm kalınlığında ince plaka numune hazırlamak üzere preslenmektedir. Sıcak pres bölgesinden çıkarılan plaka soğutulmak üzere presin üst kısmında yer alan soğuk pres bögesinde aynı basınç altında preslenmektedir. Presten alınan plakalar 1-2 mm kalınlığında 25 mm çapında kesilerek reolojik özellik karakterizasyon testlerinde kullanılmaktadır. Polimer kompozit numune rotasyonel reometrede levhalar arasına yerleştirildikten sonra

ölçüm hatalarına sebebiyet verilmemesi için ölçüm ortamından dışarıya taşan fazla malzeme alınmaktadır. Ölçüme başlamadan önce ölçüm elemanına etki eden normal kuvvet değerinin sıfıra yakın değerlere inmesi beklenmektedir. Bu süre tüm ölçümler için 2 dk'dır. Test numunesinin iç yapısında olması muhtemel katkı-polimer yığın yapılarının dağıtılması için 1 dk süreyle 1 s^{-1} değerinde sabit şekil değiştirme hızında açısall deformasyon uygulanmaktadır. Daha sonra bir dakika süreyle numuneye etki eden kayma gerilmesinin sıfır değerinde kalması sağlanmakta, aynı zamanda ölçüm elemanına etkiyen normal kuvvetin sıfıra gelmesi gözlenmektedir. Bundan sonra yapılması planlanan test tipi uygulanmaktadır. Yukarıda belirtilen ve reolojik ölçümlere hazırlık aşamasını oluşturan işlemler tüm numunelere uygulanmaktadır. Reolojik karakterizasyon testlerinde gerçekleştirilen test tipleri aşağıda belirtilmiştir. Her test üç defa tekrarlanmaktadır ve sonuçların ortalaması alınmaktadır. PP ile hazırlanan kompozitler ile üç farklı sıcaklıkta reolojik ölçümler gerçekleştirilmiştir.

Çizelge 2.11 : Levha-levha ölçüm elemanıyl ilgili ifadeler [106].

Açısal şekil değişim miktarı	$\gamma_R = \frac{\theta R}{h}$
Açısal şekil değiştirme hızı	$\dot{\gamma}_R = \frac{\Omega R}{h}$
Kayma gerilmesi	$\tau_{\theta z} = \frac{M}{2\pi R^3} \left[3 + \frac{d \ln M}{d \ln \dot{\gamma}_R} \right]$
Görünür (veya Newton-tipi akışkan için) kayma gerilmesi	$\tau_a = \frac{2M}{\pi R^3}$



Şekil 2.4 : Ölçüm numunesi hazırlanmasında kullanılan pres.

2.3.1.1 Kayma viskozitesi ölçümü

0,01 s⁻¹ den 30 s⁻¹ şekil değiştirme hızı aralığında şekil değiştirme hızı ile kayma viskozitesi ve kayma gerilmesinin değişimi eğrileri elde edilmektedir. Deneysel veri kullanılarak

$$\tau(\dot{\gamma}) = \eta(\dot{\gamma})\dot{\gamma} \quad (2.1)$$

şeklindeki GNA Modeli [107] viskozite fonksiyonlarının katsayıları belirlenmektedir.

2.3.1.2 Genlik taraması testi

Ölçüm elemanının 10 s⁻¹ değerinde sabit frekanstaki salınımlı hareketinde şekil değişimi miktarı genliği (γ_0) logaritmik olarak 0,01'den 1'e kadar arttırılmaktadır. Bu test sonucunda elastik kayma modülü (G'), viskoz kayma modülü (G'') - şekil değişimi genliği eğrileri elde edilmektedir. Bu test kompozitin lineer viskoelastik bölgesinin (sınır şekil değişimi genliği) belirlenmesinde kullanılmaktadır. Lineer viskoelastik bölgede malzeme özellikleri (kayma modülü değerleri G', G'') uygulanan şekil değişimi miktarından bağımsızdır. Bundan sonraki bölümde ayrıntıları verilen frekans taraması testinde uygulanacak sabit şekil değişimi genliği, “genlik taraması testi” ile belirlenmektedir [106].

2.3.1.3 Frekans taraması testi

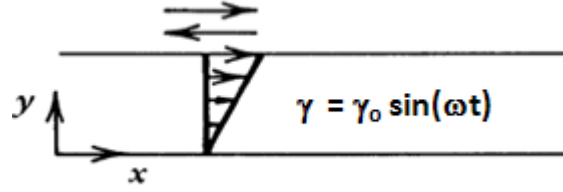
Bu testte levha-levha ölçüm elemanında üstteki levha, Şekil 2.5 ve 2.6'da görüldüğü üzere sabit şekil değişimi genliği (γ_0) değerinde sinüsoidal salınımlı hareket yapmaktadır. Denklem (2.2), (2.3) ve (2.4)'de uygulanan şekil değişimi, şekil değiştirme hızı ve oluşan kayma gerilmesi dalga formları verilmektedir.

$$\gamma = \gamma_0 \sin(\omega t) \quad (2.2)$$

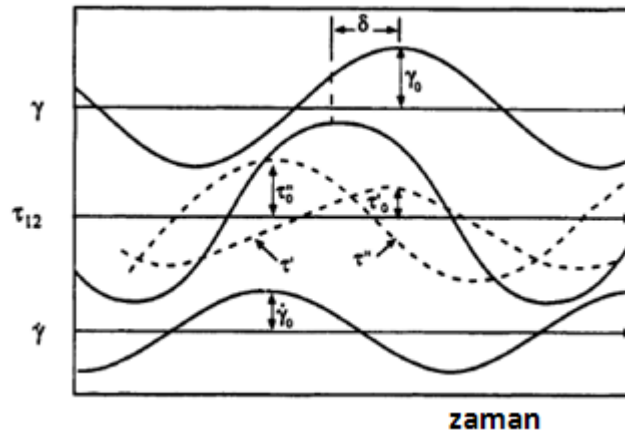
$$\dot{\gamma} = \gamma_0 \omega \cos(\omega t) = \dot{\gamma}_0 \cos(\omega t) \quad (2.3)$$

$$\tau = \tau_0 \sin(\omega t + \delta) \quad (2.4)$$

Denklem (2.4)'de görüldüğü gibi kontrollü deformasyon sonucu oluşan kayma gerilmesi sinüs dalgası δ faz açısı farkına sahiptir.



Şekil 2.5 : Küçük şekil değişimi miktarı ile salınımlı kayma akışı [106].



Şekil 2.6 : Sinüsoidal salınımlı açısal şekil değişimi, numune içerisinde δ faz açısı farkıyla sinüsoidal kayma gerilmesi oluşmasına neden olmaktadır. Kayma gerilmesi biri şekil değişimi miktarı (γ) ile aynı faza sahip τ' sinüsoidal dalgasına ve 90° faz farkına sahip τ'' sinüsoidal dalgasına (şekil değiştirme hızı ($\dot{\gamma}$) ile aynı frekansta) ayrılmaktadır [106].

Kayma gerilmesi dalgası biri şekil değişimi miktarı dalgasıyla, diğeri şekil değiştirme hızı dalgasıyla aynı fazda olan iki dalgaya bölünmektedir.

$$\tau(t) = \tau'(t) + \tau''(t) = \tau_0' \sin \omega t + \tau_0'' \cos \omega t \quad (2.5)$$

Faz açısı farkı δ 'nın tanjant değeri aşağıdaki gibi ifade edilebilir.

$$\tan \delta = \frac{\tau_0''(\omega)}{\tau_0'(\omega)} \quad (2.6)$$

Elastik kayma modülü (G') ve viskoz kayma modülü (G'') aşağıdaki gibi ifade edilmektedir.

$$G'(\omega) = \frac{\tau_0'(\omega)}{\gamma_0} = \frac{\tau_0(\omega)}{\gamma_0} \cos \delta \quad (2.7)$$

$$G''(\omega) = \frac{\tau_0''(\omega)}{\gamma_0} = \frac{\tau_0(\omega)}{\gamma_0} \sin \delta \quad (2.8)$$

Böylece $\tan \delta$ aşağıdaki ifadeyle de hesaplanabilir.

$$\tan \delta = \frac{G''(\omega)}{G'(\omega)} \quad (2.9)$$

Kompleks kayma modülü aşağıdaki ifade ile tanımlanmaktadır.

$$G^*(\omega) = \frac{\tau_0(\omega)}{\gamma_0} = \sqrt{(G'(\omega))^2 + (G''(\omega))^2} \quad (2.10)$$

Dinamik viskozite (η') ve kompleks viskozitenin elastik kısmı (η'') aşağıdaki ifadelerle verilmektedir.

$$\eta'(\omega) = \frac{\tau_0''(\omega)}{\dot{\gamma}_0} = \frac{G''(\omega)}{\omega} \quad (2.11)$$

$$\eta''(\omega) = \frac{\tau_0'(\omega)}{\dot{\gamma}_0} = \frac{G'(\omega)}{\omega} \quad (2.12)$$

Kompleks viskozite Denklem (2.13)'de verilen ifade ile tanımlanmaktadır.

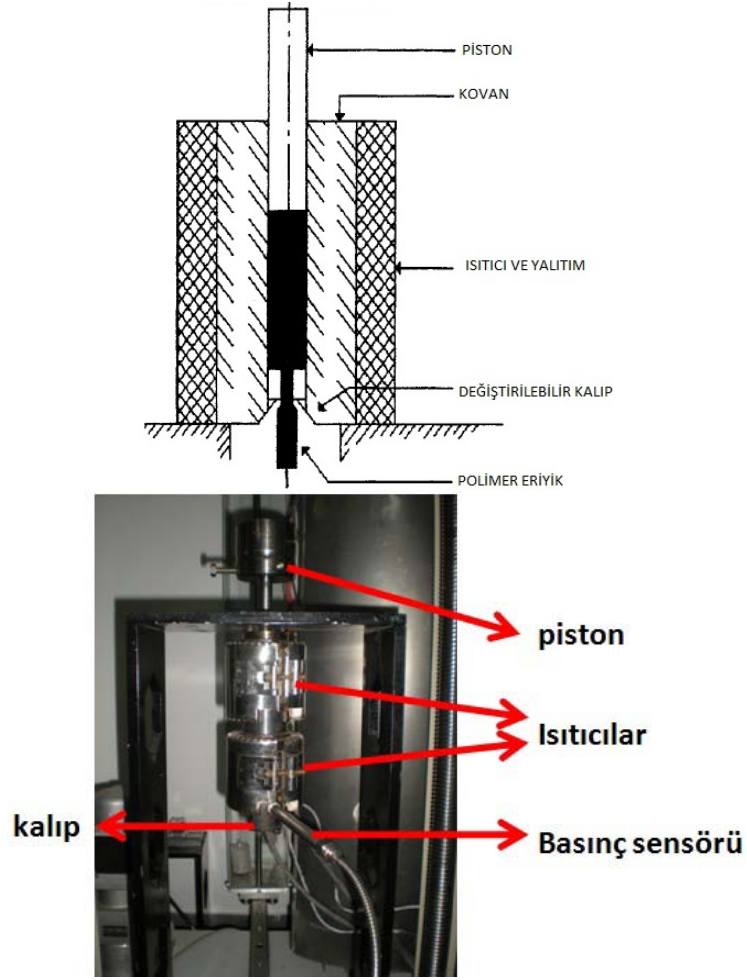
$$\eta^*(\omega) = \sqrt{(\eta'(\omega))^2 + (\eta''(\omega))^2} = \frac{G^*(\omega)}{\omega} \quad (2.13)$$

Katkısız polimer eriyiklerin kompleks viskozite değerleri, kayma viskozite değerleri ile oldukça iyi uyum gösterdiği bilinmektedir [106].

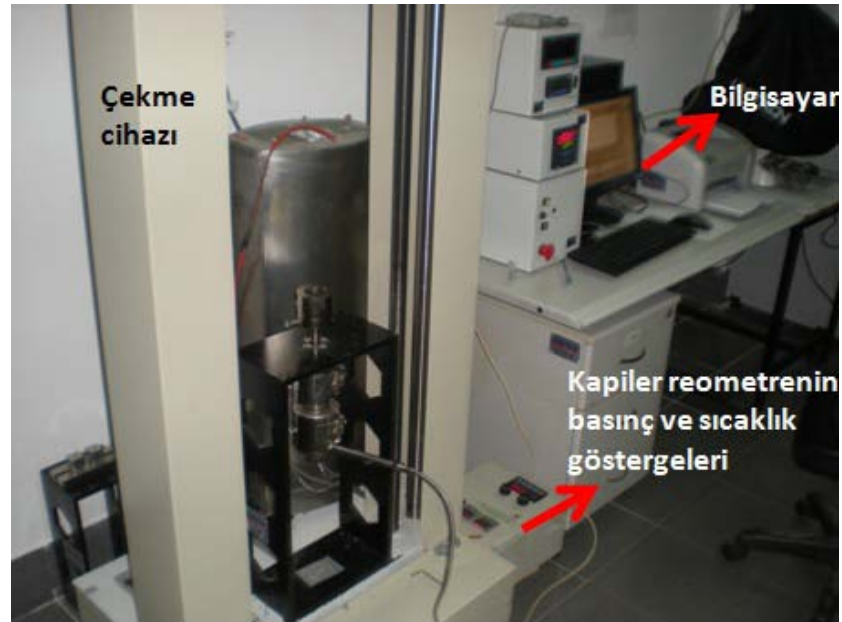
Tez çalışmasının uygulanan test parametreleri şu şekildedir: şekil değişimi genliği (γ_0) 0,01 değerinde sabitlenerek 0,01 ila 100 rad/s açısal frekans aralığında G' , G'' - ω eğrileri elde edilmiştir. $G'(\omega)$, $G''(\omega)$ değerleri polimer eriyiklerin viskoelastik modellemesinde kullanılmaktadır.

2.3.2 Kapiler reometre

Polimer kompozit eriyiklerin yüksek şekil değiştirme hızlarında kayma viskozitesi değerleri kapiler reometre [105,106,108] kullanılarak ölçülmüştür. Gökgöz [108] 'ün yüksek lisans tez çalışması kapsamında tasarladığı kapiler reometre ile yüksek şekil değiştirme hızlarındaki kayma viskozitesi değerleri ölçülmüştür. Şekil 2.7 ve 2.8'de kapiler reometre ve çevre birimleri tanıtılmaktadır. Şekil 2.8'deki çekme cihazı ile 0,4 ila 600 mm/dak ilerleme hızlarında 0,2 mm/dak hassasiyetle çalışılabilmektedir. Kapiler reometrenin teknik özellikleri Çizelge 2.12'de verilmiştir. Kapiler reometrede sabit piston hızında eriyik malzeme dairesel kanaldan geçerek dışarıya akıtılmaktadır. Dairesel kanalda akış dolayısıyla meydana gelen basınç düşüşü, cidar kayma gerilmesiyle ve piston hızı, cidar şekil değiştirme hızıyla ilişkilidir. Kapiler reometrede ölçülen şekil değiştirme hızının düzeltilmesi için deneysel verilere Rabinowitsch Düzeltmesi [1,106] uygulanmıştır. Kapiler reometrede ölçülen deney verilerinin değerlendirilmesinde kullanılan denklemler Çizelge 2.13'de verilmiştir. Çizelge 2.13'de ΔP giriş basınç kaybı haricinde kapiler delikte meydana gelen basınç kaybını, L kapiler delik boyunu, R kapiler deliğin yarıçapını ve Q kapiler delik için hacimsel debiyi ifade etmektedir. Alt indis N "Newton-tipi akışkanlar için geçerli" anlamında kullanılmaktadır.



Şekil 2.7 : Kapiler reometre cihazının ana bileşenleri a) şematik b) kullanılan cihaz.



Şekil 2.8 : Kapiler reometre cihazının yardımcı bileşenleri.

Çizelge 2.12 : Kapiler reometrenin teknik özellikleri [108].

Barel (pistonun içinde hareket ettiği silindir)	Uzunluk = 200 mm Çap = 15 mm
Piston	Uzunluk = 260 mm Çap = 14 mm
Basınç sensörü ölçüm aralığı	0 - 2000 bar
Basınç sensörü ölçüm doğruluğu	% 0,5 'ten daha iyi
Pistona uygulanabilecek maksimum kuvvet	20 kN
Kalıplar	1) Delik çapı = 1 mm Uzunluklar = 5, 10, 20 ve 25 mm dört adet kalıp 2) l/d = 30 ; d=1 ; 1,5 ; 2 mm üç adet kalıp 3) d = 1 ; 1,5 ; 2 mm çaplarında üç adet orifis kalıp
Sıcaklık aralığı	Ortam sıcaklığı ile 400 °C arası
Isıtma ceket	Uzunluk = 90 mm Çap = 50 mm Güç = 450 W

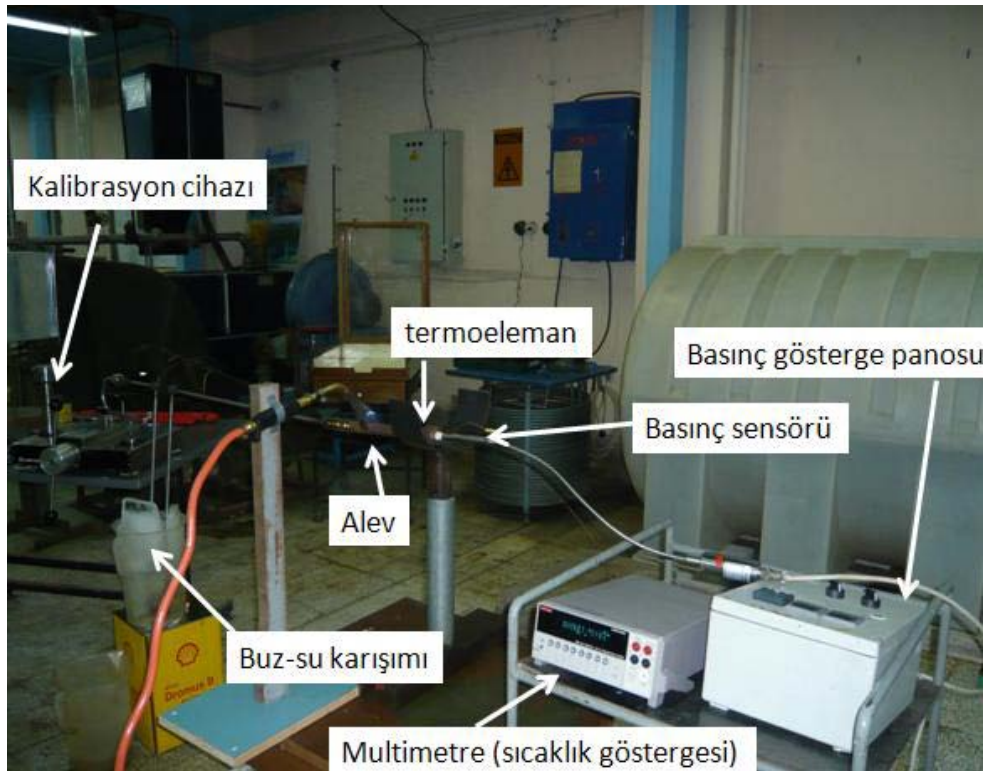
Çizelge 2.13: Kapiler reometre deneysel verisinin değerlendirilmesinde kullanılan eşitlikler [106].

Cidarda kayma gerilmesi	$\tau_{cidar} = \frac{\Delta P}{L} \frac{R}{2}$
Newton-tipi akışkanlar için (veya temsili) şekil değiştirme hızı	$\dot{\gamma}_N = \frac{4Q}{\pi R^3}$
Cidarda (veya düzeltilmiş) şekil değiştirme hızı	$\dot{\gamma}_{cidar} = \frac{1}{4} \dot{\gamma}_N \left[3 + \frac{d(\ln \dot{\gamma}_N)}{d(\ln \tau_{cidar})} \right]$
Viskozite	$\eta = \frac{\tau_{cidar}}{\dot{\gamma}_{cidar}}$
	$\eta_N (\dot{\gamma} = 0,83 \dot{\gamma}_N) = \eta_N (\dot{\gamma}_N) = \frac{\tau_{cidar}}{\dot{\gamma}_N}$
Temsili şekil değiştirme hızı ile viskozite hesabı	$0,2 < \frac{d(\ln \tau_{cidar})}{d(\ln \dot{\gamma}_N)} < 1,3$
arasında $\pm \%2$ hata ile kullanılabilir.	

2.3.2.1 Kapiler reometrenin basınç sensörünün kalibrasyonu

Kapiler reometre basınç sensörünün kalibrasyonu için İTÜ Makina Fakültesi Hidromekanik Laboratuvar'ında Şekil 2.9 ve 2.10'da görülen deney düzeneği hazırlanmıştır. Kalibrasyon 190-220-250 °C sıcaklıklarında, 0-700 bar arasında

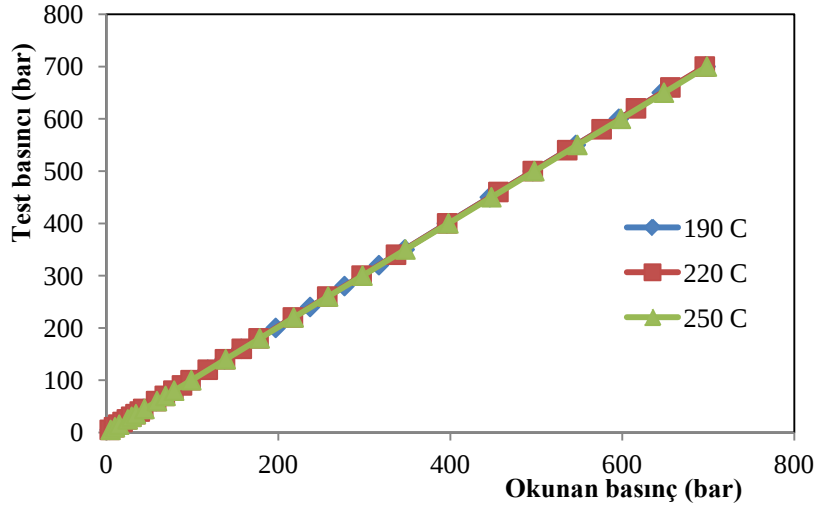
gerçekleştirilmiştir. Deney düzeneği, basınç sensörü, basınç gösterge panosu ile termoeleman ile sıcaklık ölçümü için devre oluşturulmasında ve sıcaklığın dijital olarak okunmasında kullanmak üzere multimetre, ısıtma tertibatı (LPG tüp-şaloma), buz-su karışımı (0 °C banyosu), ölü ağırlıklı sıvılı (yağ) basınç kalibrasyon cihazından oluşmaktadır. Yağ sıcaklığına olabildiğince yakın değerler okunması için termoeleman, ısı iletim katsayısı yüksek pirinç borunun basınç sensörü diyaframına yakın kısmına kör delik açılarak yerleştirilmiştir. Kalibrasyon cihazındaki yağın ısınmasını önlemek için bu bölüme yakın boru tesisatı, ısı bariyeri oluşturan buz-su karışımına daldırılmıştır. Aksi taktirde kalibrasyon cihazı içerisindeki yağın sıcaklığı artmakta ve tolerans değerleri çok küçük olan, hassas işlenmiş olan kalibrasyon cihazında piston-silindir açıklığı artmakta, yağ sızmakta ve bu durum kalibrasyona imkan vermemektedir. Kalibrasyon cihazı ile basınç sensörü arasında kalan boru tesisatında, yüksek basınca dayanım için pirinç boru bölümü haricinde çelik boru kullanılmıştır. Bu kısımda ısı iletim kabiliyeti pirinçten daha düşük olan çelik kullanıldığından kalibrasyon cihazına yüksek sıcaklık bölgesinden ısı geçiş miktarının daha az olması sağlanmıştır.



Şekil 2.9 : Kapiler reometre basınç sensörü kalibrasyon düzeneği.

Kalibrasyona başlamadan önce kalibrasyonun yapılacağı sıcaklıkta sistem daimi rejime girene kadar kalibrasyon cihazı içindeki yağın sıcaklıkla genişlemesine imkan

verilmektedir. Daimi rejime ulaşıldıktan sonra cihazın yağ takviye vanası kapatılmaktadır. Şekil 2.10'da basınç kalibrasyon eğrisi görülmektedir, değişim doğrusaldır.



Şekil 2.10 : Basınç kalibrasyon eğrisi.

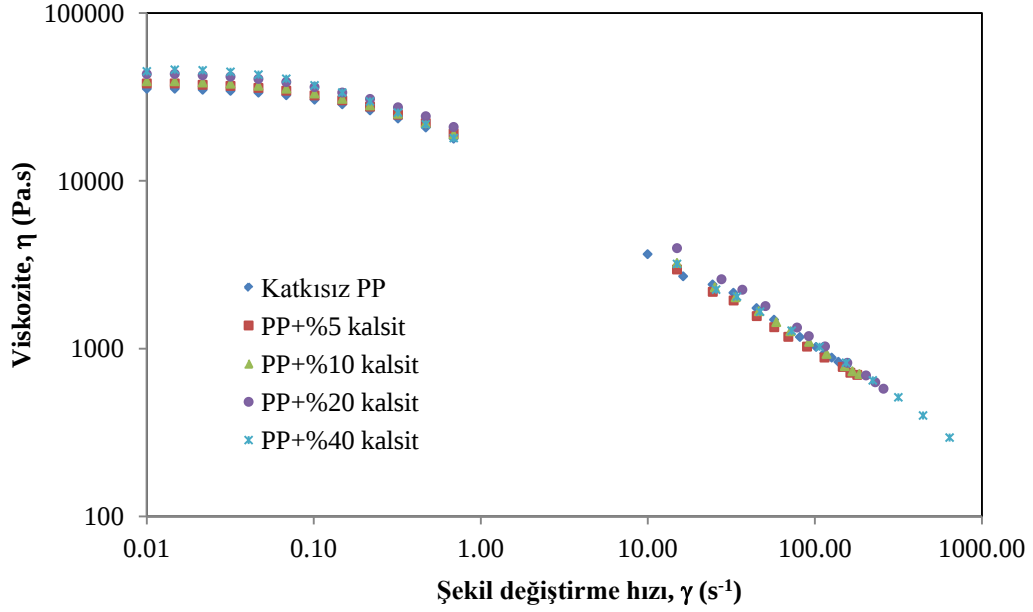
2.4 Sonuçlar

2.4.1 Kalsit-PP kompozitlerinin reolojik özellikleri

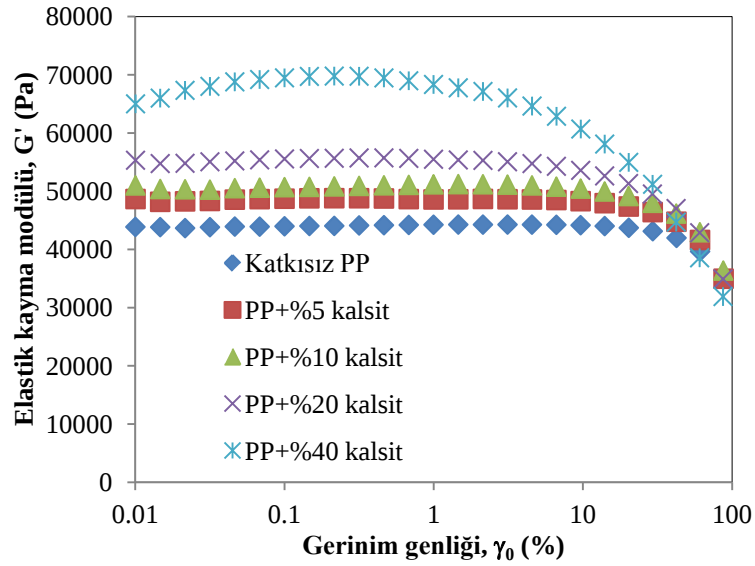
Kalsit-PP kompozit eriyiklerin şekil değiştirme hızına bağlı viskozite değişimi 230 °C'de Şekil 2.11'de derişime bağlı olarak verilmiştir. Viskozite verisi rotasyonel reometre ve kapiler reometre ölçümleri ile elde edilmiştir. Rotasyonel reometre ölçümlerinde 25 mm çapında levha-levha ölçüm elemanı kullanılmıştır. Levhalar arasındaki mesafe 1 mm'dir. Kapiler reometre ölçümlerinde çapı 1 mm, boyu 25 mm olan kalıp kullanılmıştır. l/d oranı 25 olduğundan giriş basınç düşüşü, toplam basınç düşüşü yanında ihmal edilebilecek seviyededir [106]. Küçük şekil değiştirme hızlarında derişime bağlı kompozit viskozitesi artmasına karşın yüksek şekil değiştirme hızlarında bu şekilde düzenli değişim görülememiştir. Kapiler reometre ölçüm aralığında kompozitlerin viskoziteleri %20 kalsit+PP kompozitin viskozite değerleri haricinde birbirine yakındır. Kapiler reometre ölçüm bölgesinde %5 kalsit+PP kompozit eriyiğin viskozitesi, katkısız PP viskozitesinden daha düşüktür. %20 kalsit+PP kompozit eriyiğin viskozitesi en yüksek değere sahiptir.

Şekil 2.12'de kalsit-PP kompozitleri için genlik taraması testi sonucu verilmiştir. Tüm derişimler için; elastik kayma modülünün gerinim genliğinden bağımsız olduğu bir bölge mevcuttur. Şekil 2.13'de görüldüğü gibi lineer viskoelastik bölge derişime

bağlı olarak sürekli azalmaktadır. Frekans taraması testlerinde gerinim genliği 0,01 olduğundan dinamik reolojik ölçümler her zaman lineer viskoelastik bölge sınırları içerisinde gerçekleştirilmiştir.



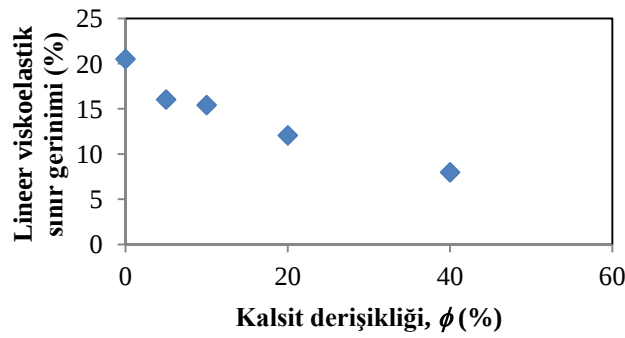
Şekil 2.11 : Kalsit-PP kompozitlerinin 230 °C'de derişime bağlı şekil değıştirme hızı-viskozite verisi [111,112].



Şekil 2.12 : Kalsit-PP kompozit eriyiklerin 230 °C'de genlik taraması testi sonrası elde edilen elastik kayma modülünün gerinim genliği ile değışimi [111].

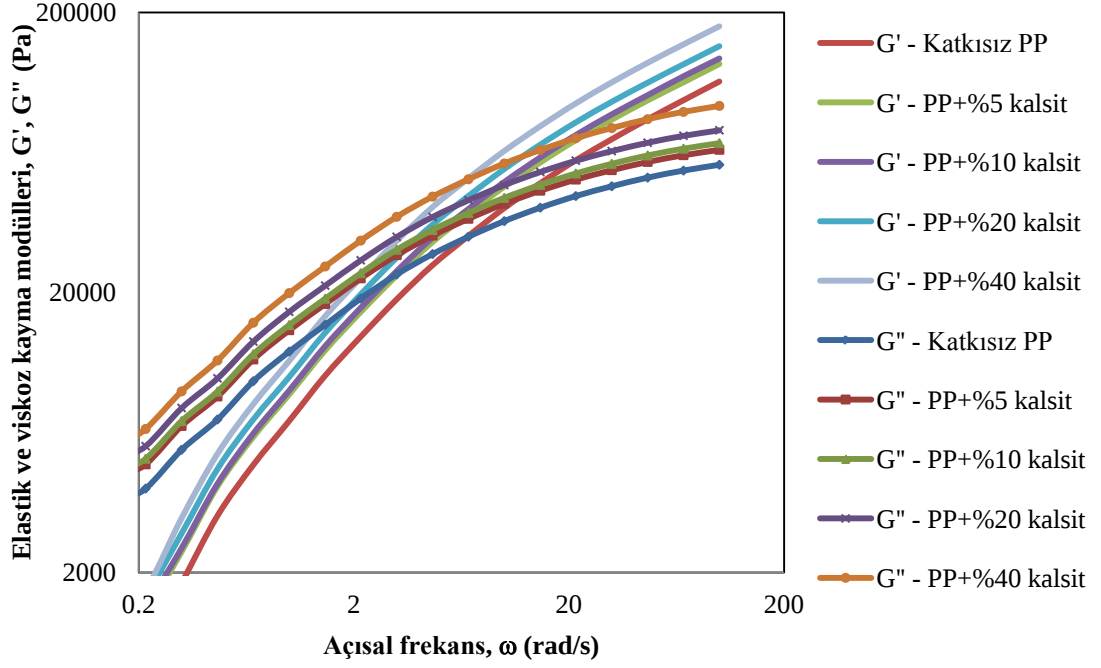
Kalsit-PP kompozitleri için frekans taraması testi sonucu elde edilen elastik ve viskoz kayma modüllerinin açısal frekansla değışimi Şekil 2.14'te görülmektedir. Elastik kayma modülü malzemenin katı maddelere özgü elastik özelliklerinin

derecesini gösterir. Viskoz kayma modülü akış sırasında sürtünme sonucu kaybolan enerjinin bir ölçüsüdür. Frekansın artmasıyla her iki modül değeri artmaktadır. Derişime bağlı her iki modül artmaktadır. Bu durum derişimin artmasıyla hem viskoz disipasyonun hem de malzeme rijitliğinin arttığını göstermektedir. Düşük frekanslarda viskoz kayma modülü elastik kayma modülünden daha yüksektir, bu da malzemenin akışkan davranışına daha yakın olduğunu göstermektedir. Yüksek frekanslarda elastik kayma modülü viskoz kayma modülünden büyüktür, bu durum ise malzemenin katıya yakın davranış sergilediğini göstermektedir. Bu sonuçlar katkılı polimer eriyiklerin tipik eğilimleridir.

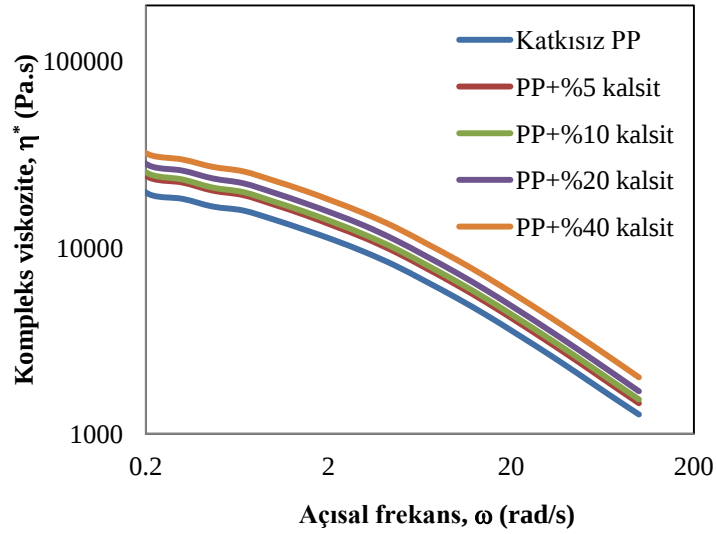


Şekil 2.13 : Kalsit-PP kompozitleri için lineer viskoelastik bölgenin değışimi [111].

Şekil 2.15'de kalsit-PP kompozitlerinin açısai frekansa bağıli kompleks viskozitelerinin değışimi verilmiştir. Derişim arttıkça kompleks viskozite artmaktadır. Kompleks viskozite ölçümünün çok avantajlı bir yönü vardır. Rotasyonel reometrelerde yüksek viskoziteli polimer eriyiklerin testleri sırasında oluşan *kenar etkisinden* (edge failure) iki haneli şekil değıştirme hızlarında sağlıklı ölçüm yapmak mümkün değildir. Literatürdeki araştırmalar, özellikle katkısız polimer eriyiklerin kompleks viskozitelerinin kayma viskoziteleri ile eş değeri olduğunu göstermiştir [106]. Böylelikle rotasyonel reometre ile yüksek şekil değıştirme hızlarında kayma viskozitesinin ölçülmesi mümkün olabilmektedir. Bu durumda açısai frekans ile şekil değıştirme hızı eş değeri olmaktadır. Ancak katkılı polimer eriyikler için bu yaklaşım pek iyi sonuç vermemektedir [114].



Şekil 2.14 : Kalsit-PP kompozit eriyiklerinin 230 °C'de elastik ve viskoz kayma modüllerinin açısal frekansa bağlı değişimi [111].

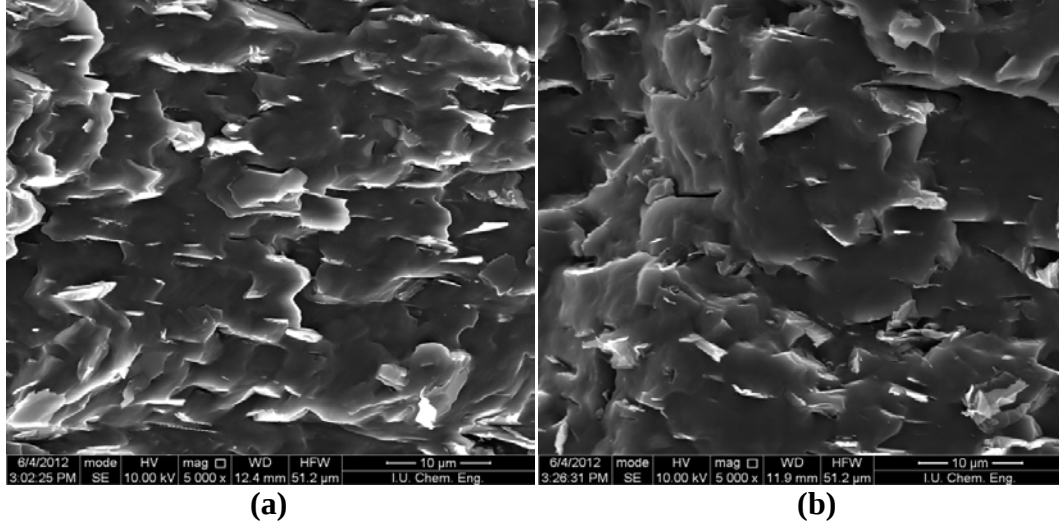


Şekil 2.15 : Kalsit-PP kompozitlerinin 230 °C'de kompleks viskozitelerinin açısal frekansla değişimi [111].

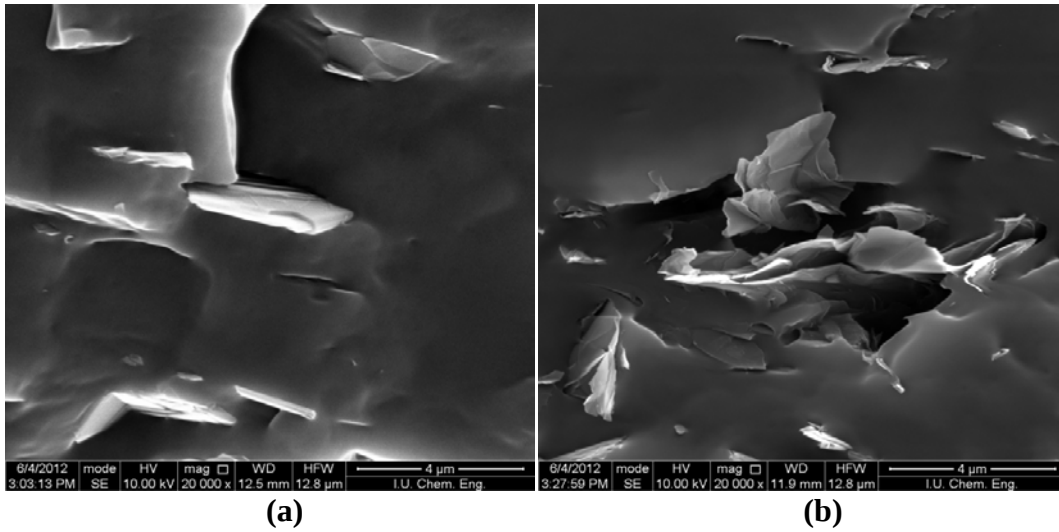
2.4.2 Grafit-PP kompozitlerinin reolojik özellikleri

PP+Micro850(Gf) kompozitleri % 1,5; 3 ve 9 derişimlerinde, PP+3775(Gf) kompozitleri % 2,2; %5,3 ve 9 derişimlerinde çift vidalı ekstrüderde hazırlanmıştır. Micro850 pelet tipi, 3775 yüzey alanı daha geniş pelet tipi grafit çeşitleridir. Şekil 2.16 ve 2.17'deki SEM görüntülerinde grafit katkılarının polimer matris içerisinde

dağılımları ve şekilleri görülmektedir. 3775 grafiti yüksek sıcaklıkta prosese sokulduğunda yapısı katmanlaşarak yüzey alanı muazzam bir şekilde artan bir grafit çeşitidir. Çift vidalı ekstrüderde karıştırma işlemleri sırasında 220-230 °C sıcaklıklarında çalışıldığından 3775 grafitinde az miktarda katmanlaşma oluşmuştur.



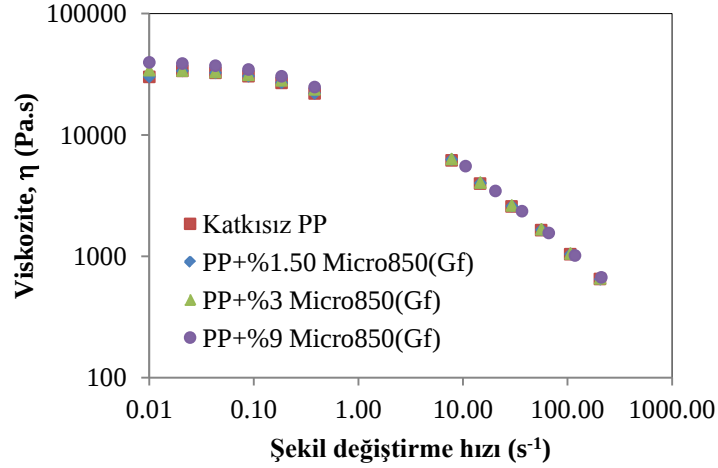
Şekil 2.16 : a) PP+%9 Micro850(Gf) ve b) PP+%9 3775(Gf) kompozitlerinin SEM görüntüleri [115].



Şekil 2.17 : a) PP+%9 Micro850(Gf) ve b) PP+%9 3775(Gf) kompozitlerinin SEM görüntüleri [115].

Rotasyonel reometre ölçümlerinde 25 mm çapında levha-levha ölçüm elemanı kullanılmıştır. Levhalar arasındaki aralık miktarı 1,5 mm'dir. Kapiler reometre ölçümlerinde 2 mm delik çapına ve 60 mm delik boyuna sahip kalıp ile giriş basınç kaybının ölçülmesinde 2 mm delik çapına sahip orifis kalıp kullanılmıştır.

Şekil 2.18'de Micro850(Gf)-PP kompozitlerinin derişime bağı viskozite değışimi verilmiştir. Grafik incelendiğinde derişim değerleri küçük olduğundan viskozite üzerine etkisi pek iyi anlaşılamamaktadır. Şekil 2.18'deki viskozite verileri için Kuvvet Yasası (Denklem 2.14) ve Carreau-Yashuda (Denklem 2.15) viskozite modellerinin katsayıları belirlenmiştir.



Şekil 2.18 : Micro850(Gf)-PP kompozitlerinin 230 °C'de derişime bağı viskozite değerleri [115].

$$\eta(\dot{\gamma}) = m\dot{\gamma}^{n-1} \quad (2.14)$$

$$\eta(\dot{\gamma}) = \eta_0 \left[1 + (\lambda\dot{\gamma})^a \right]^{\frac{n_c-1}{a}} \quad (2.15)$$

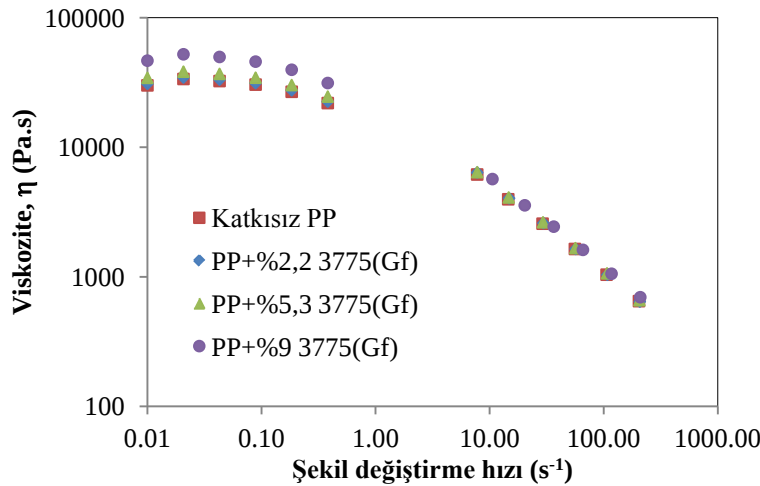
Burada m , n , n_c , λ , a ve η_0 model katsayılarıdır [106]. η_0 , şekil değiştirme hızının 0 s^{-1} değeri için viskozitenin değeri olan *sıfır-kayma viskozitesini* (zero-shear viscosity) ve n , *Kuvvet Yasası üssünü* ifade etmektedir. n , Newton-tipi akışkanlar için 1 değerinde olup, sanki-plastik davranış sergileyen polimer eriyikler için 1'den küçüktür. a , şekil değiştirme hızı-viskozite eğrisinde Newton-tipi davranış bölgesinden Newton-tipi olmayan davranış bölgesine geçiş bölgesinin büyüklüğünü belirlemektedir. λ , polimer eriyiğın gevşeme (relaxation) zamanını ifade etmektedir. Micro850(Gf)-PP kompozitlerinin viskozite modeli katsayıları Çizelge 2.14'de verilmiştir. Beklendiği gibi derişime bağı viskozite artışına paralel olarak sıfır-kayma viskozitesi, η_0 ve Kuvvet Yasası kıvam faktörü, m sürekli artış göstermektedir. Kuvvet Yasası üssü n 'nin değeri derişim artışına bağı çok az miktarda düşüş göstermektedir. Bu durum Newton-tipi olmayan eğilimin arttığını

diğer bir deyişle kaymada incelme davranışının (shear thinning behavior) arttığını göstermektedir.

Benzer şekilde 3775(Gf)-PP kompozitlerinin derişime bağı viskozite değışimi Şekil 2.19'da verilmektedir. En büyük derişim değıeri için viskozitedeki artış Micro850(Gf)-PP kompozitlerine göre daha fazladır. Bu durum Çizelge 2.15 incelendiğinde daha iyi anlaşılmaktadır. Derişime bağı η_0 ve n artış gösterirken, bu parametrelerin Micro850(Gf)-PP kompozitlerinininkinden daha büyük olduğı görülmektedir. 3775 kodlu grafit çeşidinin katmanlaşmış yapısı dolayısıyla yüzey alanı arttığından polimer matrisle arasındaki arayüzey artmıştır, bu durum akışa karşı direncin artmasına sebep olmuştur.

Çizelge 2.14 : Micro850(Gf)-PP kompozitlerinin 230 °C için viskozite modeli katsayıları.

	Carreau-Yashuda Modeli				Kuvvet Yasası	
	η_0 (Pa)	λ (s)	n_c	a	m (Pa.s ⁿ)	n
Katkısız PP	33702	1,123	0,276	0,788	25333	0,315
PP+%1,5 Gf(micro850)	33757	1,052	0,268	0,776	26032	0,310
PP+%3 Gf(micro850)	35510	1,137	0,271	0,786	26167	0,311
PP+%9 Gf(micro850)	42451	1,083	0,241	0,659	29222	0,296



Şekil 2.19 : 3775(Gf)-PP kompozitlerinin 230 °C'de derişime bağı viskozite değıerleri [115].

Katkısız PP'nin ve grafit-PP kompozitlerinin sıcaklığa bağlı viskozite değişimi Şekil 2.20'de verilmiştir. Katkı derişimi etkisinde olduğu gibi düşük şekil değiştirme hızlarında viskozitenin sıcaklığa bağımlı değişimi, yüksek şekil değiştirme hızlarındaki değişime göre daha fazladır. Sıcaklığın artışıyla beklendiği gibi moleküler hareketliliğin artmasıyla akışkanlık artmış, viskozite katsayısı düşmüştür.

Çizelge 2.15 : 3775(Gf)-PP kompozitlerinin 230 °C için viskozite modeli katsayıları.

	Carreau-Yashuda Modeli				Kuvvet Yasası	
	η_0 (Pa)	λ (s)	n_c	a	m (Pa.sⁿ)	n
Katkısız PP	33702	1,123	0,276	0,788	25333	0,315
PP+%2,2 Gf(3775)	34606	1,047	0,263	0,778	26766	0,305
PP+%5,3 Gf(3775)	38323	1,334	0,280	0,822	26705	0,309
PP+%9 Gf(3775)	52070	2,015	0,289	0,891	29863	0,299

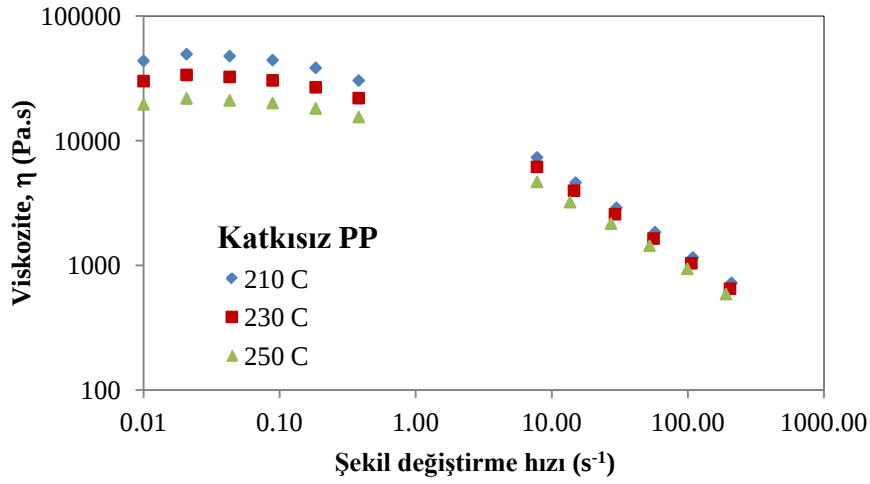
Sıcaklığa ve şekil değiştirme hızına bağlı viskozite fonksiyonu için burada Carreau-Yashuda viskozite modeli ile Arrhenius Yasası [1,116] kullanılmıştır.

$$\eta(\dot{\gamma}, T) = a_T \eta_R(a_T \dot{\gamma}) \Rightarrow \eta(\dot{\gamma}, T) = a_T \eta_0 \left[1 + (a_T \lambda \dot{\gamma})^a \right]^{\frac{n_c-1}{a}} \quad (2.16)$$

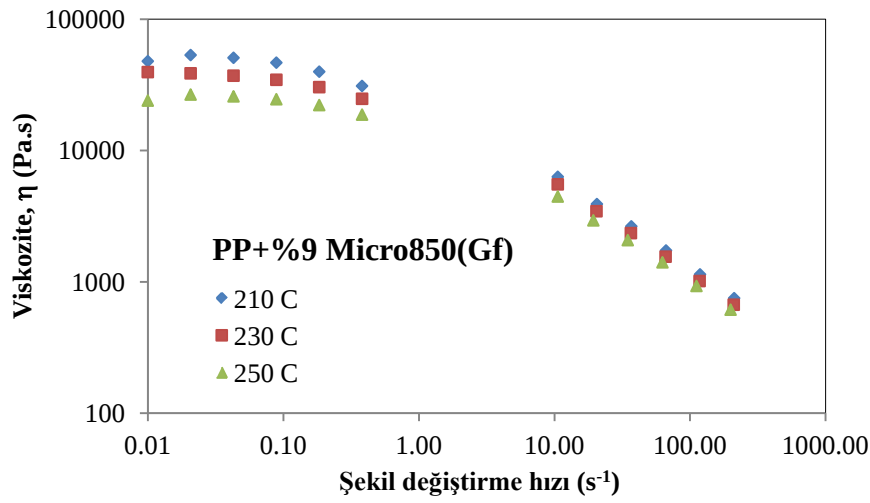
Yukarıdaki ifade Carreau-Yashuda viskozite modelinin hem sıcaklığa hem de şekil değiştirme hızına bağlı değişimi için yazılmış formudur. Burada a_T sıcaklığa bağlı değişim ile ilgili katsayıdır (shifting factor). a_T 'nin hesabı için Arrhenius Yasası aşağıdaki şekildedir.

$$a_T = \exp \left[\frac{E}{R} \left(\frac{1}{T - T_0} - \frac{1}{T_R - T_0} \right) \right] \quad (2.17)$$

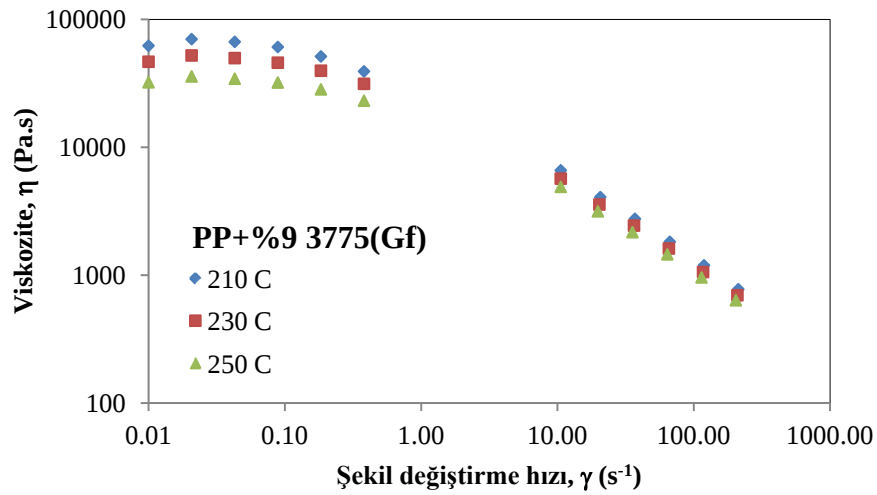
Burada E malzemenin aktivasyon enerjisini, $R=8,314$ J/mol.K evrensel gaz sabitini, $T_0 = -273$ °C mutlak sıfır sıcaklığını ve T_R viskozite modeli (Carreau-Yashuda) katsayılarının ait olduğu sıcaklığı göstermektedir. Reolojik testlerle katkısız PP ve grafit-PP kompozitlerine ait sıcaklığa bağlı viskozite modeli parametreleri Çizelge 2.16'da verilmiştir. Çizelge 2.16'da malzemelerin aktivasyon enerjilerine bakıldığında kompozitler için değerin düştüğü görülmektedir. Bu durum şu anlama gelmektedir: Katkı maddesi ilavesi moleküler hareketliliği azalttığından grafit-PP kompozitlerinin viskozitelerinin sıcaklığa bağımlılığı azalmıştır. Şekil 2.20 dikkatle incelenirse aynı tespitte bulunulabilir.



(a)



(b)



(c)

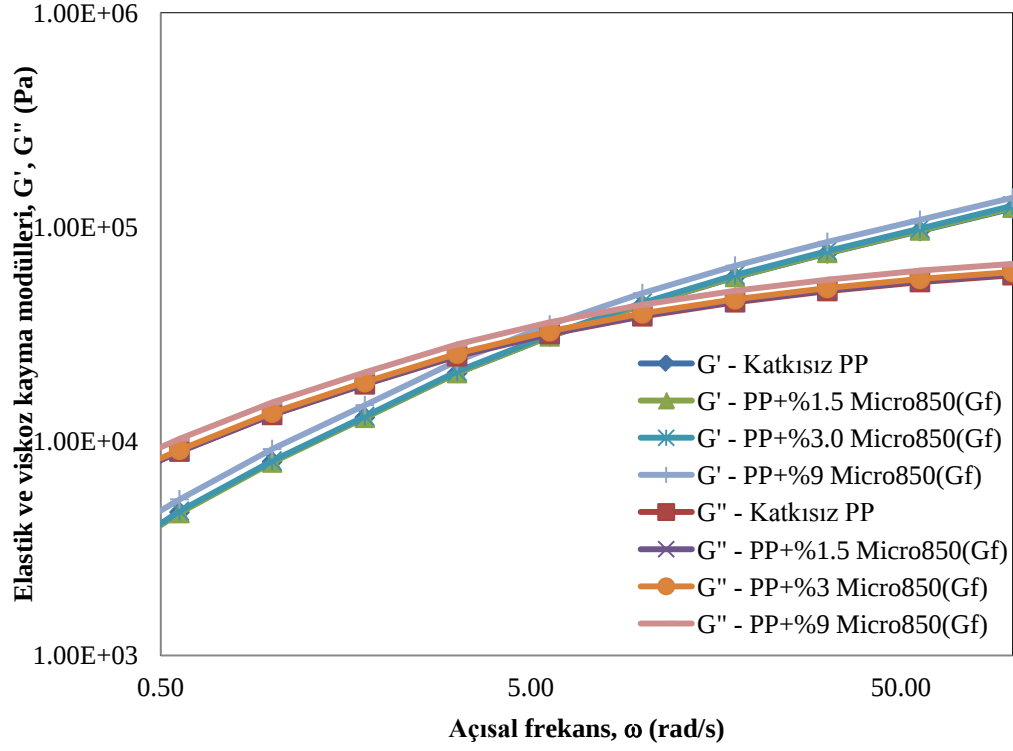
Şekil 2.20 : a) Katkısız PP'nin b) PP+Micro850(Gf)'nin ve c) PP+3775(Gf)'nin sıcaklığa bağlı viskozitesinin değişimi [115].

Çizelge 2.16'da katmanlı yapıya sahip 3775 kodlu grafitin yer aldığı kompozitin sıfır kayma viskozitesinin en yüksek değere sahip olduğu görülmektedir.

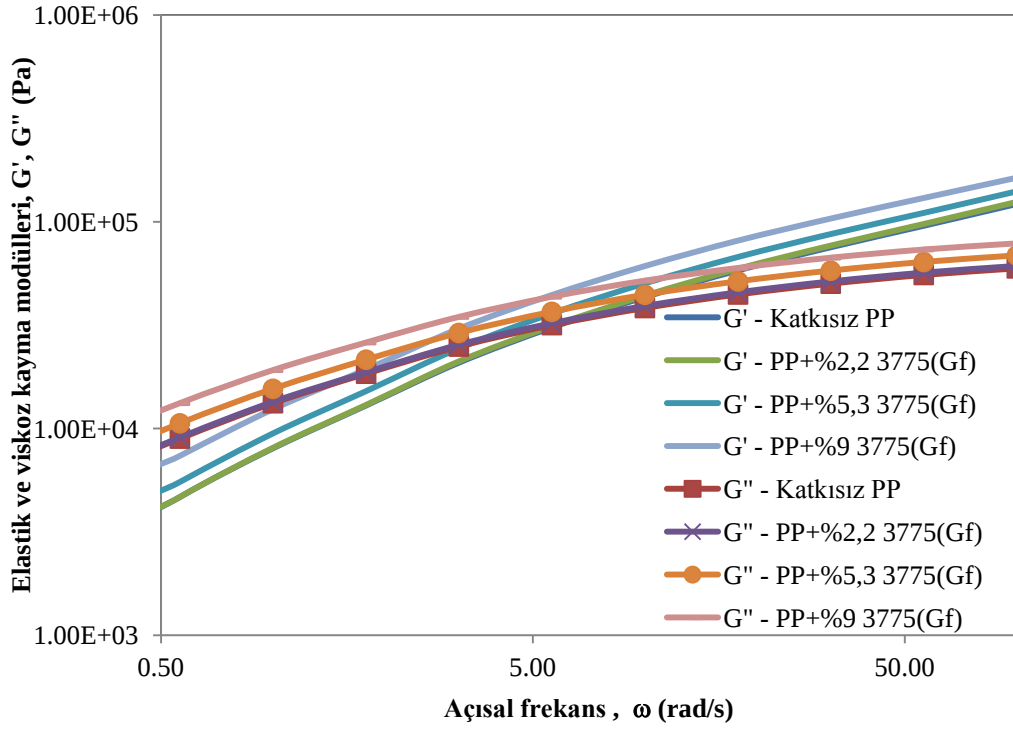
Grafit-PP kompozitlerinin elastik ve viskoz kayma modüllerinin açısal frekansa bağlı değişimi Şekil 2.21'de verilmiştir. Katkı derişiminin ve frekansın artmasıyla modül değerleri artış göstermiştir. PP+3775(Gf) kompozitlerinin derişime bağlı modül değerlerindeki değişim, PP+Micro850(Gf) kompozitlerindeki değişime göre daha belirgin ve modül değerleri daha büyüktür. Şekil 2.22'de grafit-PP kompozitlerinin kompleks viskozitelerinin açısal frekansa bağlı değişimi verilmiştir. Derişimin artmasıyla kompleks viskozite artmış, açısal frekansın artmasıyla azalmıştır. Kayma viskozitesi ile elastik ve viskoz kayma modülleri verilerinde olduğu gibi derişimin sonuçlar üzerine etkisi PP+3775(Gf) kompozitlerinde daha belirgindir.

Çizelge 2.16 : Katkısız PP'nin ve grafit-PP kompozitlerinin sıcaklığa bağlı viskozite hesabı için Carreau-Yashuda viskozite modeli ve Arrhenius Yasası parametreleri.

	η_0 (Pa)	λ (s)	n_c	a	E (J/mol)	T_R (°C)
Katkısız PP	32718	1,267	0,297	0,828	46607	230
PP+%9 Gf(micro850)	38988	1,285	0,278	0,758	38681	
PP+%9 Gf(3775)	50261	1,979	0,294	0,892	38349	

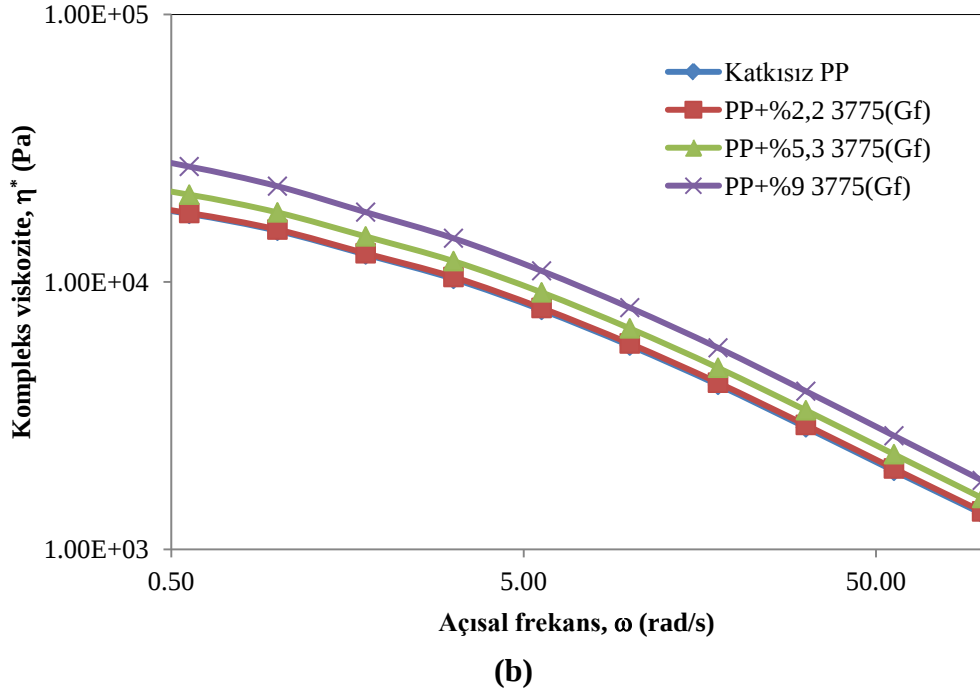
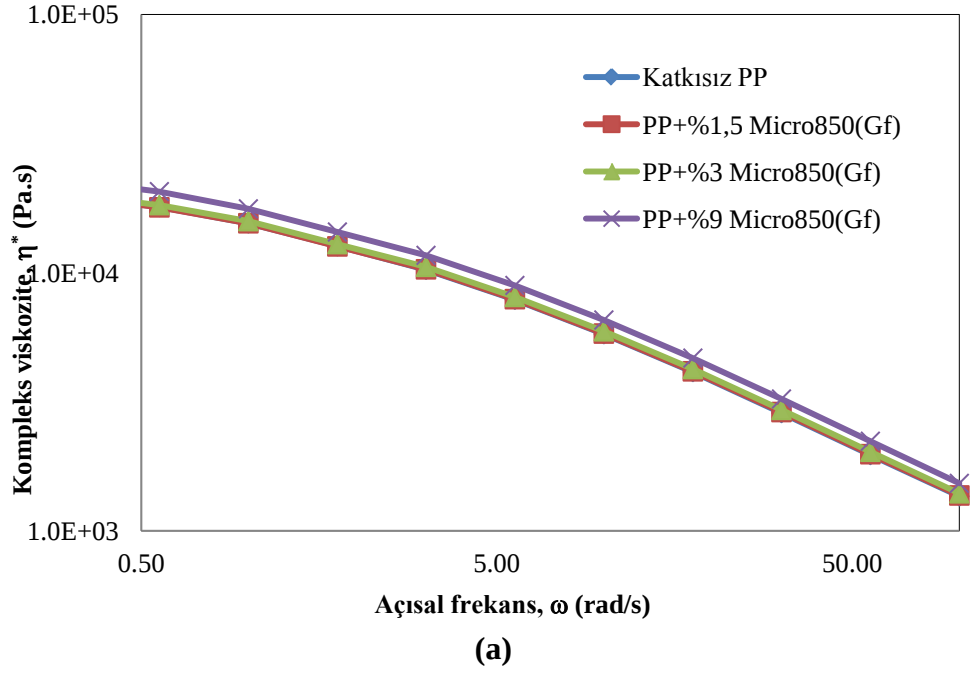


(a)



(b)

Şekil 2.21 : Grafit-PP kompozitlerinin 230 °C'de elastik ve viskoz kayma modüllerinin açısıl frekansa bağlı değişimi [115].



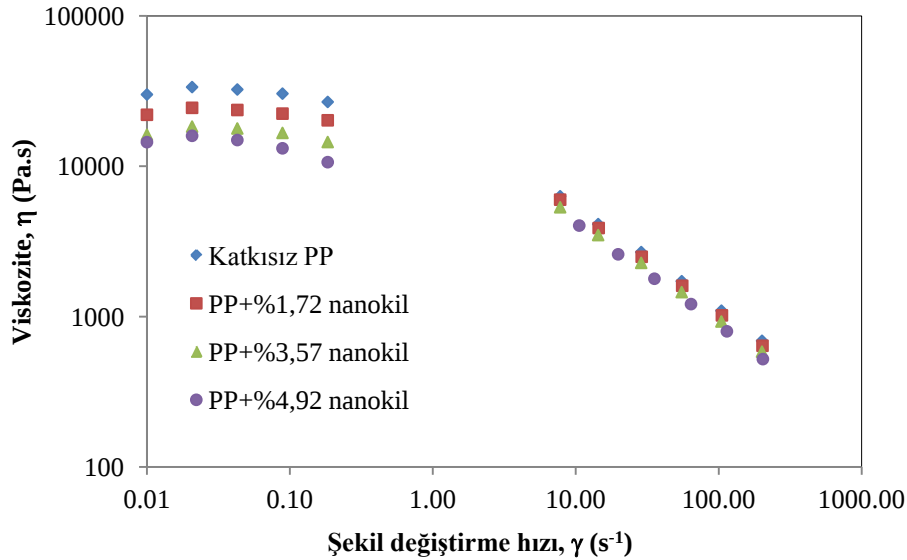
Şekil 2.22 : Grafit-PP kompozitlerinin 230 °C'de kompleks viskozitelerinin açısal frekansa bağlı değişimi [115].

2.4.3 Nanokil-PP kompozitlerinin reolojik özellikleri

Nanocor firmasının Nanomax-PP isimli %50 nanokil-PP kompozit numunesi seyreltilerek %1,72; %3,57 ve %4,92 derişimlerinde kompozitler elde edilmiştir. Rotasyonel reometre ölçümlerinde 25 mm çapında levha-levha ölçüm elemanı kullanılmıştır. Levhalar arasındaki mesafe 1,5 mm'dir. Kapiler reometre ölçümlerinde 2 mm çapında ve 60 mm uzunluğunda deliğe sahip kalıp kullanılmıştır.

l/d oranı 30 olduğundan kapiler delik girişinde meydana gelen basınç kaybının toplam basınç kaybı ile kıyaslandığında ihmal edilebilecek kadar küçük değerde olduğu kabul edilmiştir [106].

Şekil 2.23'de nanokil-PP kompozitlerinin derişime bağılı viskozitelerinin değişimi verilmiştir. Çizelge 2.17'de nanokil-PP kompozitlerinin viskozite modeli katsayıları yer almaktadır. Hem küçük şekil değiştirme hızlarında hem de yüksek şekil değiştirme hızlarında derişimin artmasıyla nanokil-PP kompozit viskozitesi azalmaktadır. Şekil 2.23 incelendiğinde bu durum küçük şekil değiştirme hızlarında daha belirgindir. Çizelge 2.17'de sıfır-kayma viskozitesi η_0 'nin ve Kuvvet Yasası kıvam faktörü n 'nin derişim artışına bağılı düşüşü görülmektedir. Katkısız PP'ye göre, PP+%4,92 nanokil kompozitinin η_0 değeri yarı yarıya azalmıştır.

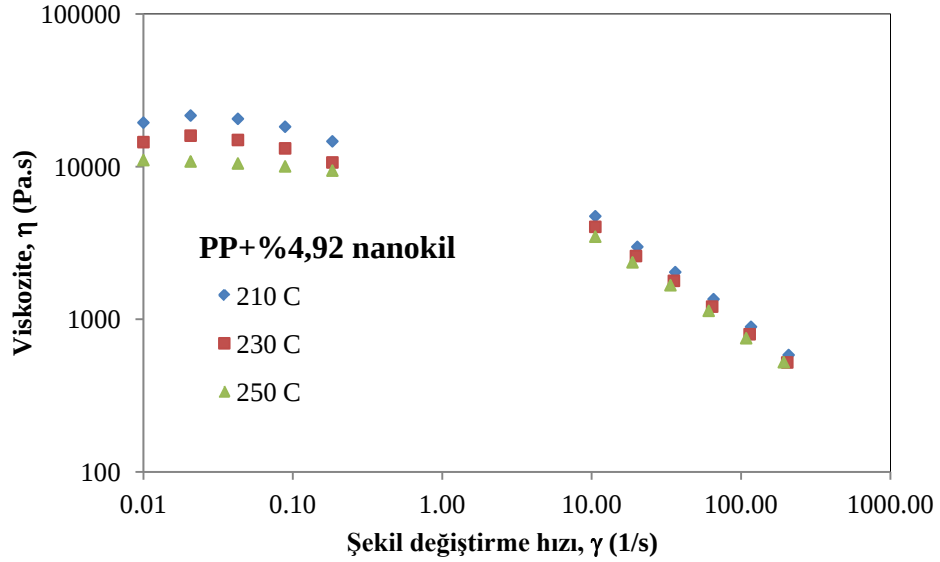


Şekil 2.23 : Nanokil-PP kompozitlerinin 230 °C'de derişime bağılı viskozite değişimi.

Çizelge 2.17 : Nanokil-PP kompozitlerinin 230 °C için viskozite modeli katsayıları.

	Carreau-Yashuda Modeli				Kuvvet Yasası	
	η_0 (Pa)	λ (s)	n_c	a	m (Pa.s ⁿ)	n
Katkısız PP	32802	1,196	0,298	0,921	25562	0,323
PP+%1,72 Nanokil	23744	0,707	0,274	0,886	24483	0,317
PP+%3,57 Nanokil	17733	0,425	0,237	0,767	21567	0,323
PP+%4,92 Nanokil	16453	0,098	$0,546 \cdot 10^{-5}$	0,469	20466	0,314

Şekil 2.24’de PP+%4,92 nanokil kompozitinin sıcaklığa bağlı viskozitesinin değişimi görülmektedir. Katkılı polimer eriyiklerin gösterdiği eğilime paralel olarak sıcaklığın artmasıyla viskozite azalmıştır. Küçük şekil değiştirme hızlarında sıcaklığın viskozite üzerine etkisi daha fazladır. Çizelge 2.18’de *aktivasyon enerjisi E* değerleri incelendiğinde PP’ye nanokil ilavesi ile viskozitenin sıcaklığa bağlı değişiminin azaldığı anlaşılmaktadır.



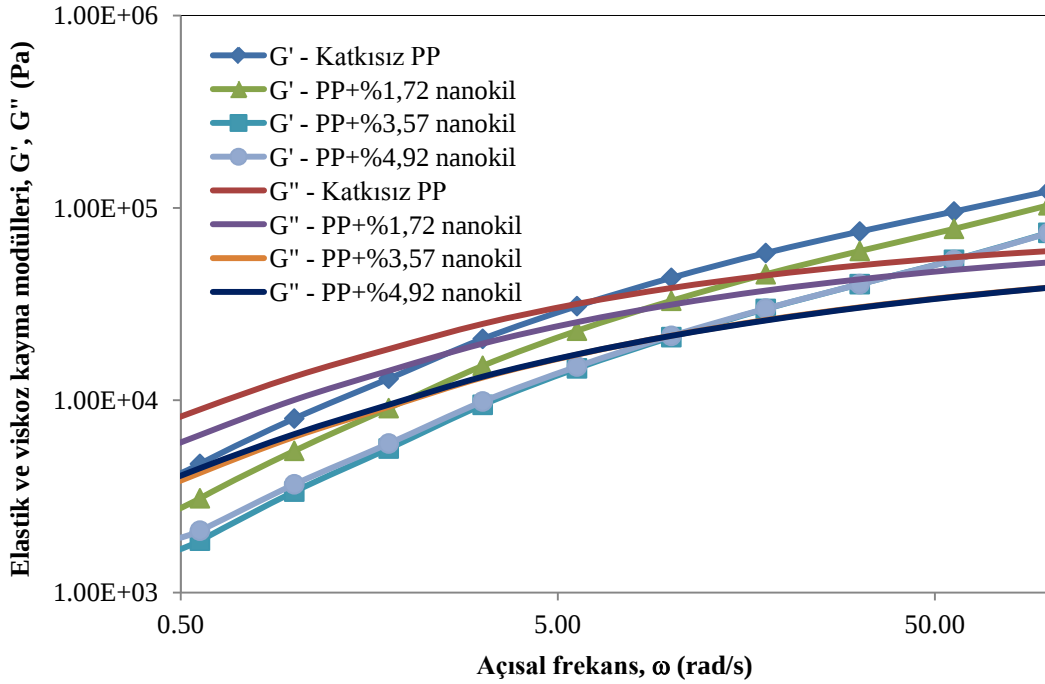
Şekil 2.24 : PP+%4,92 nanokil kompozitinin sıcaklığa bağlı viskozitesinin değişimi.

Çizelge 2.18 : Katkısız PP’nin ve nanokil-PP kompozitlerinin sıcaklığa bağlı viskozite hesabı için Carreau-Yashuda viskozite modeli ve Arrhenius Yasası parametreleri.

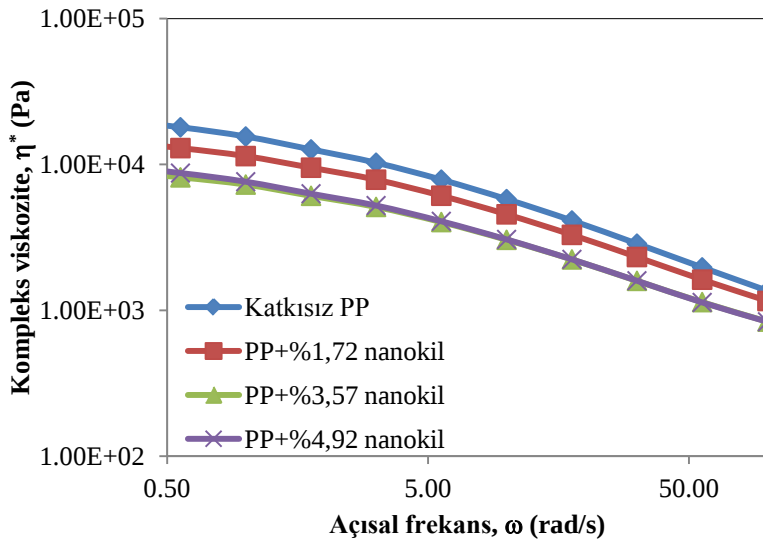
	η_0 (Pa)	λ (s)	n_c	a	E	T_R (°C)	T_0 (°C)
Katkısız PP	32063	1,303	0,313	0,931	45967	230	-273
PP+%4,92 nanokil	15734	0,172	0,108	0,541	33885		

Nanokil-PP kompozitlerinin elastik ve viskoz kayma modüllerinin açısal frekansa bağlı değişimi Şekil 2.25’de verilmiştir. Viskozite verilerindeki duruma benzer şekilde derişimin artmasıyla birlikte modül değerlerinde azalma meydana gelmiştir. Nanokil-PP kompozitlerinin derişim değerleri küçük olmasına rağmen kalsit-PP ve grafit-PP kompozitlerine göre derişimin reolojik özellikler üzerine etkisi daha fazladır. Şekil 2.26 incelendiğinde derişimin artmasıyla birlikte kompleks viskozitenin azaldığı ve PP+%3,57 nanokil ve PP+%4,92 nanokil kompozitleri için değerlerin neredeyse tüm açısal frekans ölçüm aralığında üst üste düştüğü

görülmektedir. Bu durum daha yüksek nanokil derişim değerlerinde viskozitede artış görülebileceğinin işareti olabilir.



Şekil 2.25 : Nanokil-PP kompozitlerinin 230 °C'de elastik ve viskoz kayma modüllerinin açısal frekansa bağlı değişimi.



Şekil 2.26 : Nanokil-PP kompozitlerinin 230 °C'de kompleks viskozitelerinin açısal frekansa bağlı değişimi.

Metzner [122] ve Shenoy [123] katkılı polimer kompozitlerin reolojik özelliklerine bir çok etkenin incelendiği kaynaklar olarak yararlanılabilir.

3. SPİRAL EKSTRÜZYON KALIPLARININ SİSTEMATİK TASARIMI

Bu bölümde askı-tipi dağıtıcılarla beslenen bir spiral kanallı kalıbın sistematik olarak tasarımı yapılmıştır. İlk aşamada, askı-tipi dağıtıcının ön tasarımı analitik yöntemle tamamlanmıştır. İkinci aşamada, akış sistemlerinin elektrik-şebekesi sistemlerine benzeşiminden yararlanarak ön tasarımın performansı değerlendirilmiştir. Ön tasarım dağıtıcı geometrisi için Sayısal Akışkanlar Dinamiği (SAD) analizi gerçekleştirilmiştir. Basınç kaybı ve kalıp çıkışı hız dağılımı sonuçlarına göre elektrik-şebekesi benzeşimi ile SAD analizi sonuçları arasında uyumun gerçekleştiği tespit edilmiştir. Üçüncü aşamada, elektrik-şebekesi benzeşimi yönteminde tersine mühendislik yaklaşımı kullanılarak askı-tipi dağıtıcının geometrik parametreleri, dağıtıcı çıkış kesitinde üniform hız dağılımı sağlamak üzere optimize edilmiştir. Tasarlanan dağıtıcı için SAD analizi gerçekleştirilmiştir. Dağıtıcı çıkışında üniform hız dağılımı elde edilmiştir.

Literatürdeki bir analitik yaklaşım [50] kullanılarak spiral kanallı kalıbın geometrik parametreleri optimize edilmiştir. Tasarlanan spiral kanallı kalıbın SAD analizi gerçekleştirilmiş ve kalıp çıkışında üniform hız dağılımının elde edildiği görülmüştür. Yukarıda bahsi geçen analitik yöntem, basınç düşüşü tahmini ve kalıp çıkışında üniform hız dağılımı sağlama açısından tatmin edici performans göstermiştir.

3.1 Tasarım Verileri

Çalışmanın bu bölümünde, 32 mm çapında, 3,6 mm et kalınlığında bir borunun 20 m/dak hızda üretimi için askı-tipi dağıtıcılara sahip spiral kanallı kalıbın tasarımı ele alınmıştır. Proses malzemesi olarak, viskozitesi

$$\eta = m\dot{\gamma}^{n-1} \quad (3.1)$$

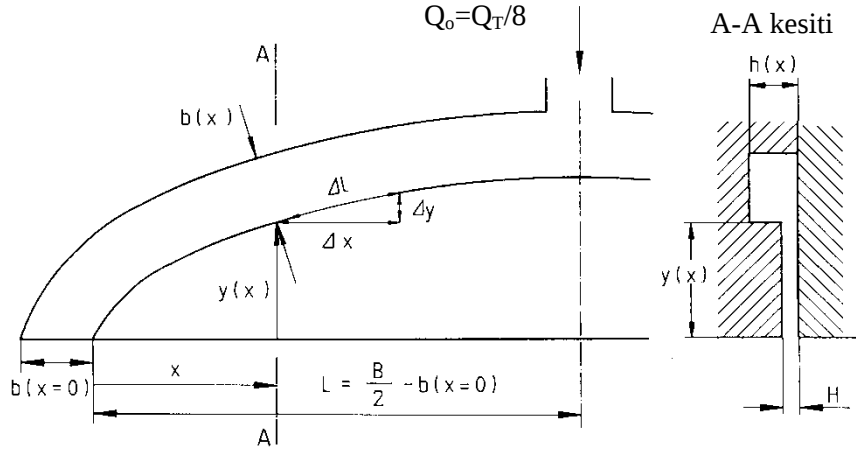
Kuvvet Yasası'na uyan yüksek yoğunluklu polietilen (YYPE) seçilmiştir. Bu malzemenin Kuvvet Yasası indeksi $n=0,5$ ve kıvam faktörü $m=5000 \text{ Pa.s}^n$ 'dir.

3.2 Yöntem

3.2.1 Askı-Tipi Dağıtıcının Ön Tasarımı

Spiral kanallı kalıp 4 adet askı-tipi dağıtıcıyla beslenecektir. Askı-tipi dağıtıcının tasarımı, dikdörtgen kesitli dağıtıcı kanala sahip olacak şekilde ele alınmıştır. Dağıtıcının ön tasarımı analitik yaklaşımla gerçekleştirilmiştir [1]. Bu yaklaşımda eş-basınç çizgilerinin dağıtıcı çıkış düzlemine paralel olduğu kabul edilmiştir. Dağıtıcı Şekil 3.1'deki eksene göre simetrik olduğundan analitik tasarımda sadece kalıbın yarısı ele alınmıştır. Dağıtıcı çıkış kesitinde hız dağılımının üniform olabilmesi için sabit b genişliğindeki kanal içerisindeki hacimsel debinin x konumuna bağlı değişimi aşağıdaki gibi olmalıdır.

$$Q_k(x) = \frac{(x+b)}{(B/2)} Q_0 \quad (3.2)$$



Şekil 3.1 : Dikdörtgen kesitli askı-tipi dağıtıcının geometrik parametreleri [1].

Denklem (3.2) 'de B , askı-tipi dağıtıcının çıkış kesitinin genişliğidir. Biri dağıtıcı kanal içerisinde, diğeri dağıtıcı çıkış düzlüğünde olmak üzere iki akış yolu tanımlanmıştır. Bu iki akış yolunda kenar etkilerinin ihmal edilebildiği dikdörtgen kesitli kanal içerisinde tam gelişmiş, eş-sıcaklıklı Newton-tipi akışkanlar için debi-basınç düşüşü ilişkisinde (Denklem (3.3)) geçerli olan analitik ifadelerin kullanılabilmesi için temsili viskozite kavramından [10] yararlanılmıştır.

$$\Delta p = \frac{12\bar{\eta}y}{\Delta x.H^3} V \quad (3.3)$$

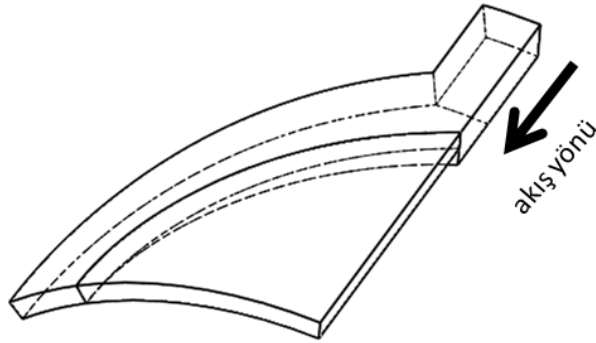
Denklem (3.3) dağıtıcı kalıp düzlüğündeki akış için kullanılmaktadır. $\bar{\eta}$ temsili viskoziteyi, V kalıp düzlüğündeki yerel debiyi ifade etmektedir. Denklem (3.3)'e benzer bir ifade dağıtıcı kanal içindeki akış için kullanılmaktadır. Kayma şekil değiştirme hızının dağıtıcı kanal içerisinde sabit kalması koşulu sağlandığında dağıtıcı kanal yüksekliği değişimi için aşağıdaki ifade elde edilmektedir.

$$h(x) = h_E \sqrt{1 + x/b} \quad (3.4)$$

Dağıtıcı kanalın çıkış yüksekliği $h_E = H$ alınarak dağıtıcı kanal profili için aşağıdaki ifadeye ulaşılmıştır.

$$y(x) = 2\sqrt{bx} \quad (3.5)$$

Şekil 3.1'de görüldüğü gibi dağıtıcı kanal düzlemsel olarak açılarak analize başlanmaktadır. Askı-tipi dağıtıcının üzerine işlendiği silindir çapı $D=125$ mm olarak belirlenmiştir. Bu durumda Şekil 3.1'deki dağıtıcı kanalın çıkış genişliği $B=98,17$ mm olmaktadır. Dağıtıcı çıkış düzlüğü yüksekliği $H=3$ mm, dağıtıcı kanal genişliği $b=12$ mm olarak belirlenmiştir. Analitik yaklaşımla tasarlanan askı-tipi dağıtıcının akış hacmi Şekil 3.2'de verilmiştir. Dağıtıcı merkezinde dağıtıcı kanal yüksekliği $h_o=6,07$ mm 'dir.



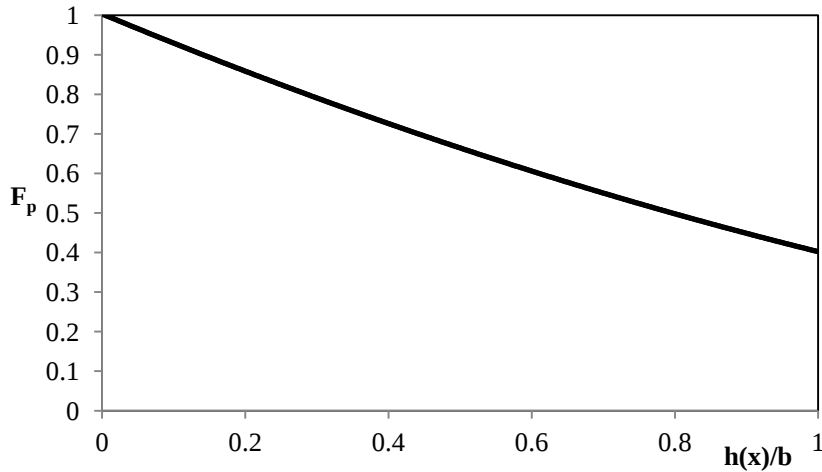
Şekil 3.2 : Askı-tipi dağıtıcının akış hacmi (ön tasarım-analitik).

3.2.2 Elektrik-şebekesi benzeşimi ile performans analizi

Bu yaklaşımda dağıtıcı kanal ve kalıp düzlüğü belirli sayıda sonlu hacimlere bölünmektedir. Her sonlu akış hacminde Şekil 3.3'de görüldüğü üzere elektrik şebekelerinde olduğu gibi akış direnci tanımlamak mümkündür. Problem, şebekenin her bir kolundaki debi miktarının belirlenmesi şeklinde tanımlanmaktadır. Bu amaçla elektrik devrelerinde sıkça kullanılan Kirchoff Yasaları uygulanmaktadır. Her bir

düğüm noktasındaki net debi sıfıra eşittir ve kapalı bir çevrim boyunca toplam basınç kaybı sıfır değerindedir. Dağıtıcı kanalda kenar etkileri ihmal edilemeyeceğinden Denklem (3.6) 'daki debi-basınç düşüşü ifadesinde Şekil 3.4'de verilen şekil faktörü değerlerine ihtiyaç duyulmaktadır.

$$\Delta p = \frac{12\bar{\eta}\Delta l}{F_p b h^3} Q \quad (3.6)$$

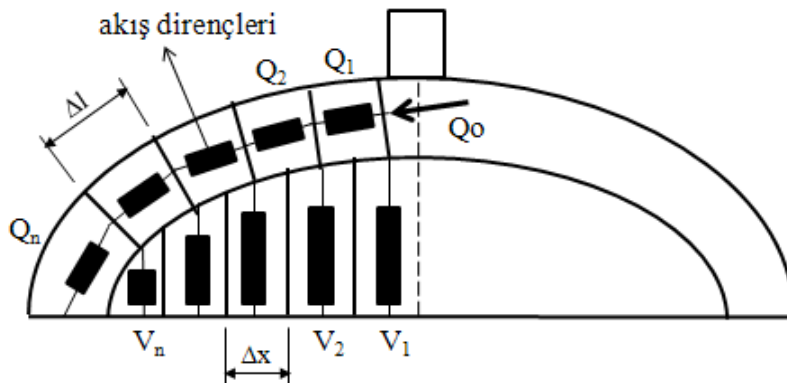


Şekil 3.4 : Dikdörtgen kesitli kanal için şekil faktörü [124].

Denklem (3.6) 'daki Δl , dağıtıcı kanal içindeki kontrol hacminin uzunluğunu ifade etmektedir. Şekil 3.3'den anlaşılacağı üzere $2n$ adet bilinmeyen debi değeri bulunmaktadır. Lineer denklem sistemini oluşturan denklemler aşağıda verilmiştir.

$$Q_1 + V_1 = Q_0, \quad Q_2 + V_2 - Q_1 = 0, \dots, Q_{i+1} + V_{i+1} - Q_i = 0, \dots, Q_n + V_n - Q_{n-1} = 0 \quad (3.7)$$

$$R_{v1}V_1 - R_{q1}Q_1 - R_{v2}V_2 = 0, \dots, R_{vi} - R_{qi}Q_i - R_{v(i+1)}V_{(i+1)} = 0, \dots, R_{vn}V_n - R_{qn}Q_n = 0 \quad (3.8)$$



Şekil 3.3 : Askı-tipi dağıtıcı içerisindeki akışın elektrik-şebekesi benzeşimi yardımıyla analizi.

Denklem (3.8)'de R_v ve R_q sırasıyla kalıp düzlüğündeki ve dağıtıcı kanaldaki akışa karşı dirençleri ifade etmektedir. Temsili viskozite kavramının kullanılması problemin lineer denklem sistemine indirgenmesini sağlamaktadır. Elektrik-şebekesi yaklaşımı kullanılarak gerçekleştirilen sayısal çözümlemede sonlu hacimlerdeki başlangıç debi değerlerinin belirlenebilmesi için öncelikle Kuvvet Yasası indeksi $n=1$ olan dolayısıyla viskozitesi $\mu=m=5000$ Pa.s olan Newton-tipi akışkan için çözüm elde edilmektedir.

Sonraki aşamada bu debi değerleri kullanılarak Kuvvet Yasası indeksi $n=0,5$ için her sonlu hacimde temsili viskozite değerleri hesaplanmakta ve bu değerler kullanılarak yeni debi değerleri bulunmaktadır. Debi değerlerinde yakınsama sağlanıncaya kadar işlemler iteratif olarak devam etmektedir. Sonuçlar SAD analiz sonuçlarıyla karşılaştırmalı olarak sonraki bölümde verilmiştir.

3.2.3 Askı-tipi dağıtıcının ön tasarım geometrisi için SAD analizi

Kalıp içerisindeki akışın sıkıştırılmaz olduğu kabul edilmiştir. Ekstrüzyon prosesinde görece düşük basınçlar nedeniyle yoğunluğun sabit kabul edilmesi makul bir yaklaşımdır [1]. Yerçekimi kuvveti ve düşük hızlar nedeniyle atalet kuvvetleri ihmal edilmiştir. Akış laminar karakterde olduğundan kalıp içerisinde sürünmeli akış söz konusudur. Dolayısıyla hareket denklemleri, akış sırasında viskoz kuvvetlerin basınç kuvvetleri ile dengelendiğini ifade etmektedir. Kalıbın belirli bir sabit sıcaklık değerinde kontrol edildiği ve kalıp girişine beslenen plastik eriyik sıcaklığının kalıp sıcaklığı ile aynı değerde kabulü ile eşsıcaklık akış koşulları için simülasyonlar gerçekleştirilmiştir. Böylece süreklilik denklemi ve hareket denklemleri aşağıdaki şekildedir.

$$\frac{\partial v_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3.9)$$

$$\frac{\partial p}{\partial x_i} = \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (3.10)$$

Denklem 3.10'daki gerilme terimleri Genelleştirilmiş Newton-tipi Akışkan (GNA) Modeli (Denklem 3.11) [107] ile modellenmiştir.

$$\tau_{ij} = \eta(\dot{\gamma})\dot{\gamma}_{ij} \quad (3.11)$$

Burada τ_{ij} gerilme tensörüdür. $\dot{\gamma}_{ij}$ şekil değiştirme hızı tensörüdür ve bileşenleri aşağıda verilmiştir.

$$\dot{\gamma}_{ij} = \frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (3.12)$$

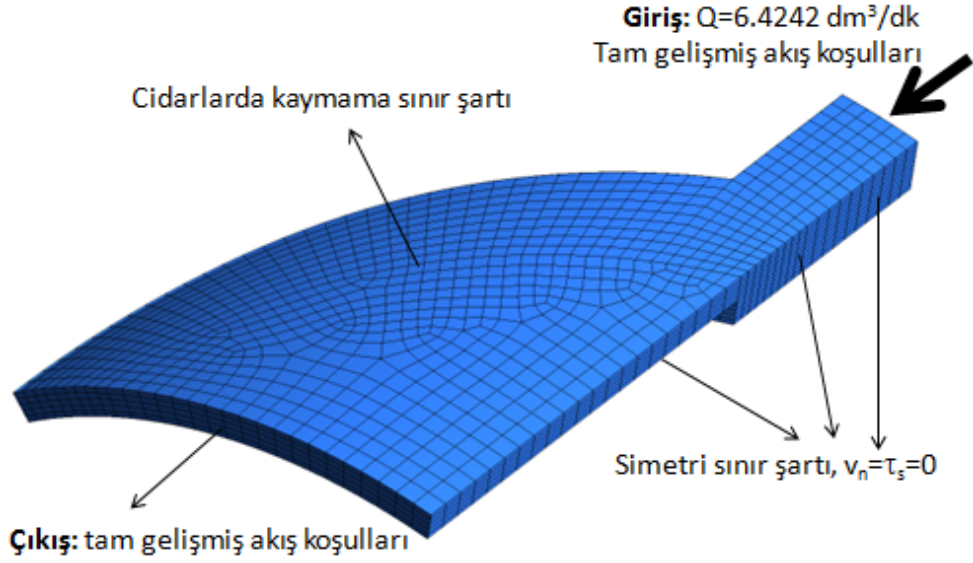
Denklem (3.11)'de viskozite fonksiyonu $\eta(\dot{\gamma})$ olarak Denklem (3.1)'deki Kuvvet Yasası kullanılmıştır. YYPE sanki-plastik davranış [1] gösteren, Newton-tipi olmayan akışkan karakteri sergilemektedir. $\dot{\gamma}$ skaler bir büyüklüktür ve şekil değiştirme hızı tensörünün bileşenleri kullanılarak aşağıdaki şekilde hesaplanır.

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\frac{1}{2} I_2} \quad (3.13)$$

Burada I_2 , şekil değiştirme hızı tensörünün ikinci invariantı olarak ifade edilmektedir [107].

$$I_2 = \sum_i \sum_j \dot{\gamma}_{ij} \dot{\gamma}_{ji} \quad (3.14)$$

Şekil 3.5'de hesaplama hacmini çevreleyen sınır yüzeyleri isimlendirilmiştir. Giriş kesitinden toplam debinin 1/8'i olan 6,4242 dm³/dk değerinde hacimsel debi giriş yapmaktadır. Giriş ve çıkış kesitlerinde hız profili tam gelişmiş akış koşullarına sahiptir. Cidarlarda kaymama sınır koşulu uygulanmıştır. Simetri yüzeyinde yüzey normali doğrultusundaki hız bileşeni ve yüzeye teğet gerilme bileşeni sıfır değerindedir. SAD analizi, *sonlu elemanlar yöntemi*ni kullanan PolyFlow yazılımında gerçekleştirilmiştir. Hesaplama hacmi 5870 adet altı yüzlü sonlu eleman içermektedir.

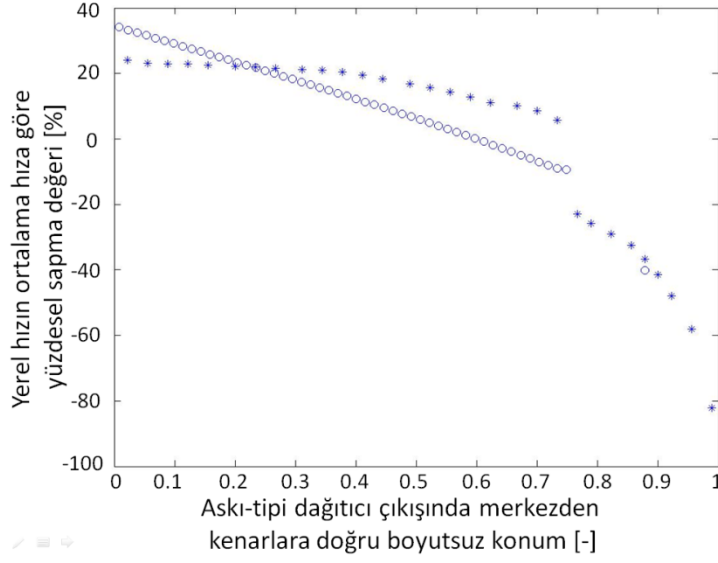


Şekil 3.5 : Askı-tipi dağıtıcının ön tasarım akış hacmi için çözüm ağı yapısı ve sınır şartları.

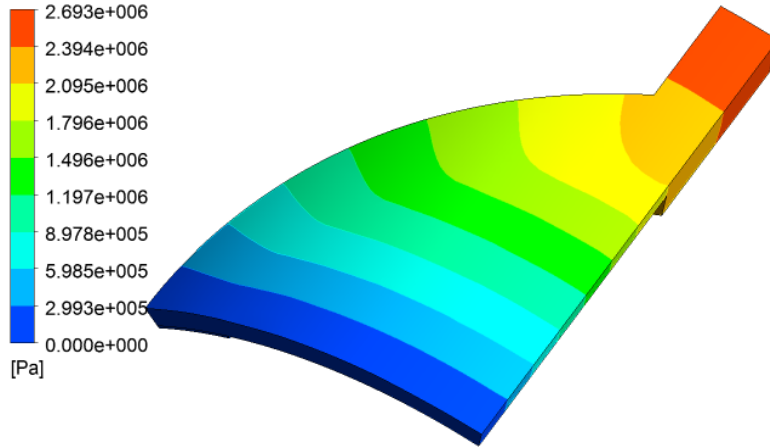
Şekil 3.6’da askı-tipi dağıtıcı çıkış kesitinde elektrik-şebekesi benzeşimi yöntemiyle ve SAD analiziyle elde edilen yerel hızın, ortalama hıza göre yüzdesel sapma değerleri verilmiştir. Yüzdesel sapma değeri aşağıdaki şekilde tanımlanmaktadır.

$$\text{Yüzdesel sapma değeri} = 100 \times \frac{V_i - V_{\text{ort}}}{V_{\text{ort}}} \quad (3.15)$$

Bu ifadede V_i ve V_{ort} sırasıyla dağıtıcı çıkış kesitindeki yerel hızı ve ortalama hızı ifade etmektedir. Analitik yöntemle tasarlanan askı-tipi dağıtıcının beklenen performansı göstermekten uzak kaldığı anlaşılmaktadır. Kalıp çıkışı ekseninde yerel hızın ortalama hızdan %20 yüksek olduğu görülmektedir. Yüzdesel sapma değerlerinin dağıtıcı çıkış kesitinin dış kenarlarına doğru artmasının sebebi cidarda hızın sıfır olmasından kaynaklanmaktadır. Şekil 3.7’de dağıtıcı ön tasarım akış hacmindeki eş-basınç eğrilerinin analitik yöntemdeki kabule uygun olarak çıkış kesit düzlemine paralel olduğu görülmektedir. Askı-tipi dağıtıcıdaki basınç kaybı, SAD analizi ve elektrik-şebekesi benzeşimi yöntemlerinde sırasıyla 26,75 bar ve 24,87 bar olarak belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre elektrik-şebekesi benzeşimi metodu oldukça başarılıdır.



Şekil 3.6 : Dağıtıcı ön tasarım geometrisi için kalıp çıkış kesitinde yerel hızın ortalama hıza göre yüzdesel sapma değeri ('o' : elektrik-şebekesi benzeşimi yöntemi, '*' : SAD analizi).

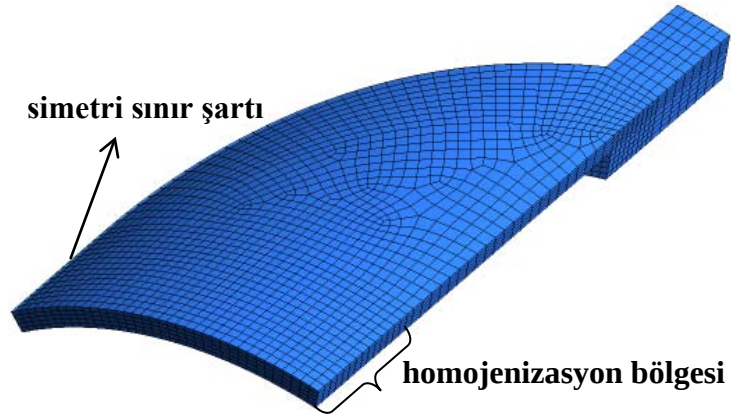


Şekil 3.7 : Askı-tipi dağıtıcının ön tasarım akış hacminde eş-basınç eğrileri.

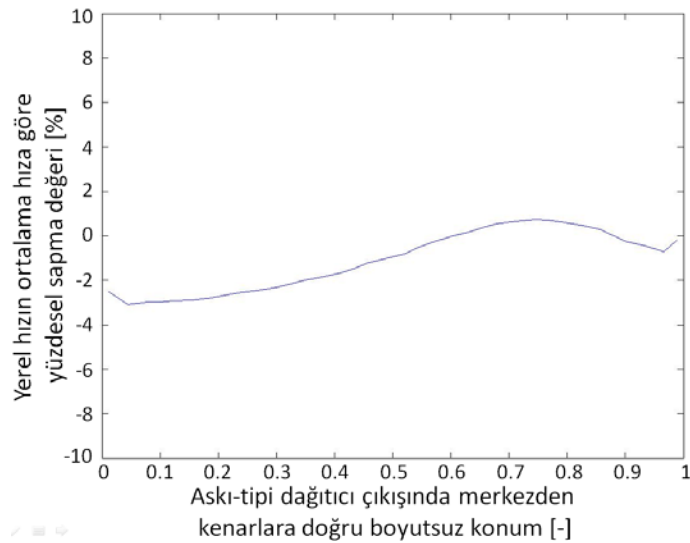
3.2.4 Askı-tipi dağıtıcının tersine mühendislik yaklaşımıyla optimizasyonu

Tersine mühendislik yaklaşımında dağıtıcı çıkışında yerel hızların eşit olması için gerekli çıkış debileri belirlenmiştir. Kütlenin korunumundan faydalanarak diğer sonlu hacimlerdeki debi değerleri bulunabilmektedir. Dağıtıcı kanal formu $y(x)$ sabit tutularak, dağıtıcı kanal yüksekliği $h(x)$ 'in optimum değerlerinin bulunması hedeflenmiştir. $h(x)$ 'in başlangıç değerleri için analitik tasarım yöntemiyle hesaplanan değerler kullanılmıştır. Denklem (3.8)'deki R_q dirençleri kolaylıkla belirlenebilmektedir. R_q değerlerinden $h(x)$ değerleri hesaplanmakta, şekil faktörü F_p değerleri güncellenerek yeni $h(x)$ değerleri belirlenmektedir. Bu işlemler $h(x)$ değerleri yakınsayana kadar iteratif olarak devam etmektedir. Optimizasyon

sonucunda dağıtıcı ekseninde, h_0 'nin değeri 8 mm olarak hesaplanmıştır. Analitik tasarıma göre h_0 'in değeri %30 artmıştır. Tersine mühendislik yaklaşımıyla optimize edilen dağıtıcı geometrisi Şekil 3.8'de verilmiştir. Dağıtıcının çıkış kısmında 20 mm uzunluğunda homojenizasyon bölgesi mevcuttur. Optimum askı-tipi dağıtıcı tasarımı için SAD analizi gerçekleştirilmiştir. Şekil 3.9'da kalıp çıkış kesitinde yerel hızın ortalama hıza göre sapma değerinin maksimum %3 mertebesinde olduğu görülmektedir. Bu sonuç dağıtıcı performansı açısından oldukça iyi seviyededir. Ayrıca askı-tipi dağıtıcıda meydana gelen basınç kaybı homojenizasyon bölgesi hariç tutulduğunda 23,28 bar 'dır. Bu basınç değeri, analitik yaklaşımla tasarlanan dağıtıcının ön tasarım geometrisine göre %13 daha düşüktür. Bunun nedeni, akışkan daha dengeli dağıtıldığından kayma şekil değiştirme hızı, dolayısıyla cidar kayma gerilmesinin azalmasıdır.



Şekil 3.8 : Optimum askı-tipi dağıtıcının hesaplama hacmi (dağıtıcı çıkış kısmında 20 mm uzunluğunda homojenizasyon bölgesi mevcuttur).



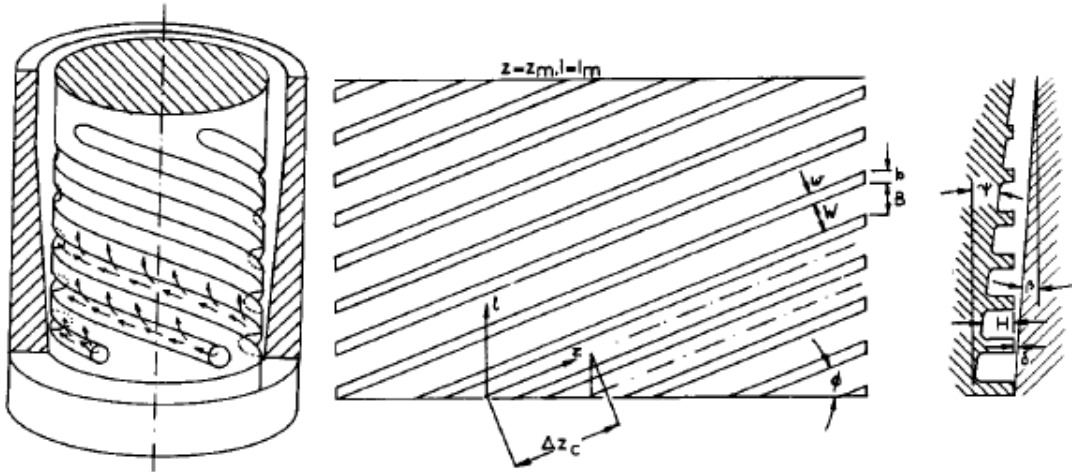
Şekil 3.9 : Optimum askı-tipi dağıtıcı tasarımı için çıkış kesitinde yerel hızın ortalama hıza göre yüzdesel sapma değeri.

3.2.5 Spiral kanallı kalıbın basitleştirilmiş performans analizi

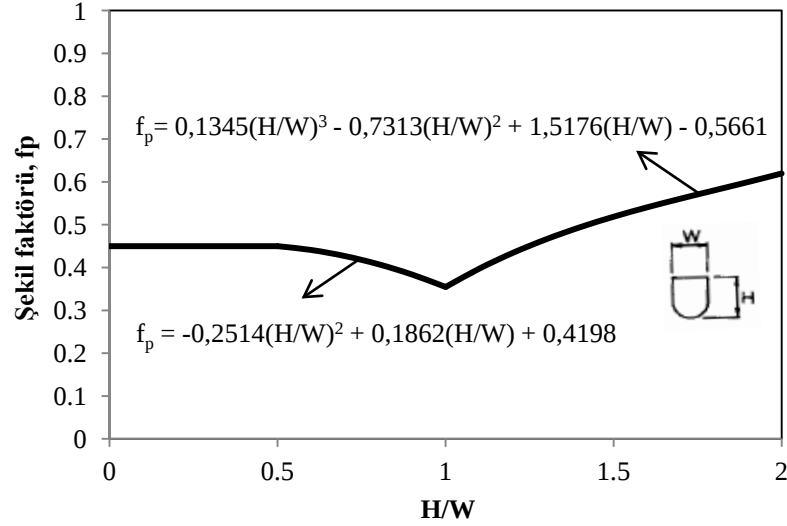
Spiral kanallı kalıp içindeki akışın analizi için Rauwendaal [50] 'ın çalışmasındaki analitik yaklaşım kullanılmıştır. Tipik bir spiral kanallı kalıp Şekil 3.10a'da görülmektedir. Burada sözü edilen yöntemde silindirin eğriliği ihmal, eş basınç çizgilerinin kalıp eksenine dik olduğu kabul edilmektedir. Spiral kanal içerisindeki akış, Şekil 3.11'deki şekil faktörü kullanımı yardımıyla genişliği W, yüksekliği H olan dikdörtgen kanal içerisindeki basınç gradyeninin neden olduğu akış olarak ele alınabilmektedir. Silindir yüzeyi ile dış kovanın iç yüzeyi arasındaki aralıktaki sızıntı akışı, yüksekliği δ olan dikdörtgen kanal içerisindeki basınç gradyenli akış olarak düşünülebilmektedir ve sızıntı akışı spiral kanal içerisindeki akışı etkilememektedir. Spiral kalıp Şekil 3.10b'deki gibi düzlemsel olarak açılarak akış analiz edilecektir. Spiral kanal içerisindeki hacimsel debi-basınç gradyeni arasındaki ilişki aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$Q_{sp} = \frac{f_p W H^2}{2(1/n + 2)} \left(\frac{H g_z}{2m} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (3.16)$$

$g_z = dp/dz$ spiral kanal boyunca basınç gradyenini ifade etmektedir. f_p spiral kanalda akış kesitinin şekil faktörüdür.



Şekil 3.10 : a) Tipik bir spiral kanallı kalıp b) Düzlemselleştirilmiş spiral kanallı kalıp [50].



Şekil 3.11 : Şekil faktörü f_p 'nin H/W ile değişimi (H/W 0,5 'den küçük değerler için $f_p=0,45$) [50].

Birim teğetsel uzunluk başına sızıntı akış debisi,

$$Q'_s = \frac{\delta^2}{2(s+2)} \left(\frac{\delta g_l}{2m} \right)^s \quad (3.17)$$

şeklinde ifade edilebilir ($s=1/n$). Bu ifadede $g_l = dp/dl$ kalıp eksenine doğrultusundaki basınç gradyenidir. Yukarıda verilen kabullerden hareketle iki basınç gradyeni arasında,

$$g_z = g_l \sin \phi \quad (3.18)$$

ilişkisi vardır. Şekil 3.10b'deki Δz_c mesafesi boyunca spiral kanal içerisindeki akış, bir önceki spiral kanaldan sızan akıştan etkilenmemektedir. Bu bölümde kütle korunumu,

$$Q_{sp}(z + \Delta z) = Q_{sp}(z) - Q_s(z) \quad z \leq \Delta z_c \quad (3.19)$$

şeklinde ifade edilebilir. Burada,

$$Q_s(z) = Q'_s(z) \cdot \Delta z \cos \phi \quad (3.20)$$

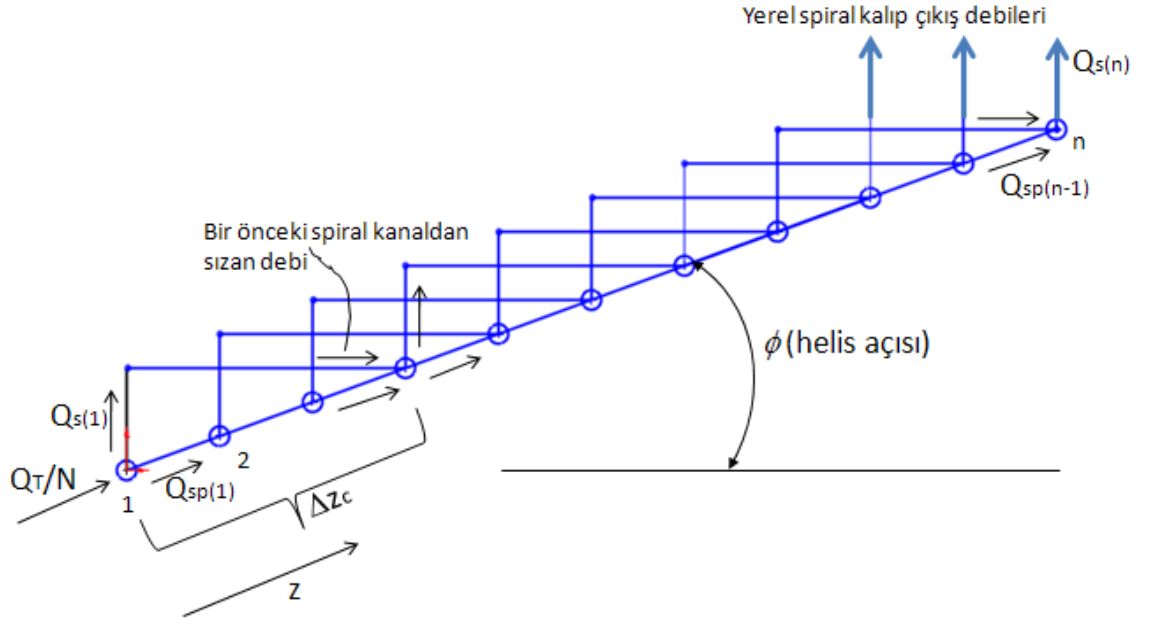
şeklindedir. Birinci Δz_c mesafesinden sonra kütle korunumu aşağıdaki gibi ifade edilebilir.

$$Q_{sp}(z + \Delta z) = Q_{sp}(z) + Q_s(z - \Delta z_c) - Q_s(z) \quad z > \Delta z_c \quad (3.21)$$

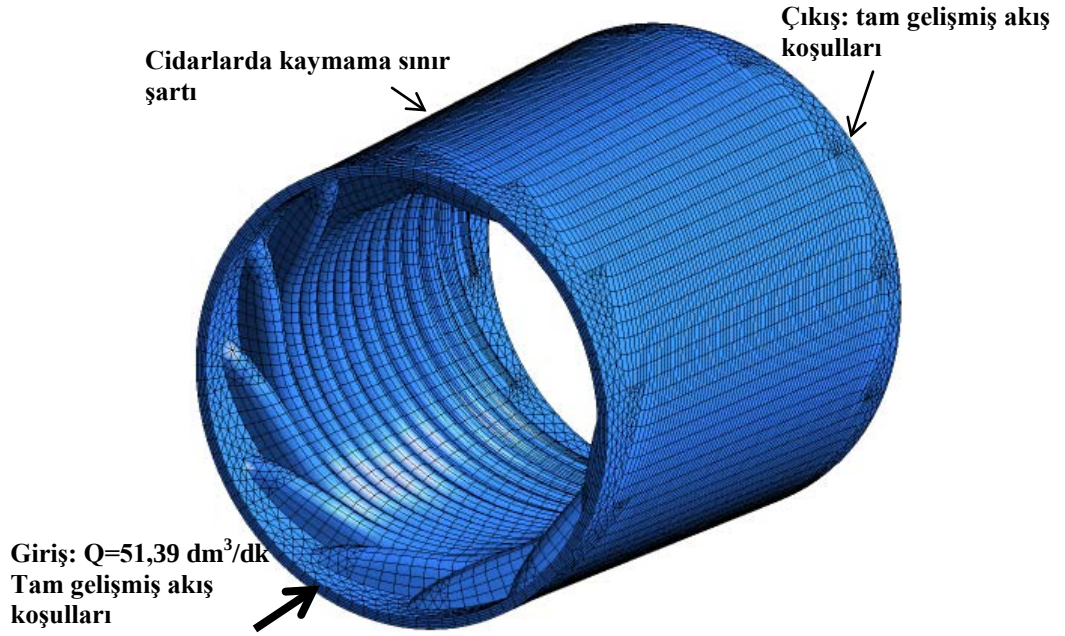
Denklem (3.16) ile (3.21) arasındaki ifadeler kullanılarak spiral kanallı kalıp içerisindeki debi dağılımı ve basınç değişimi bulunabilmektedir. Şekil 3.12’de yukarıda ayrıntıları verilen basitleştirilmiş yaklaşıma göre spiral kanallı kalıp içerisindeki akış yolları belirtilmiştir. N adet spiral kanaldan yalnız birini göz önünde bulundurmak yeterli olmaktadır. Spiral kanallı kalıba giren toplam debi N’ye bölünerek giriş debisi belirlenir. Kalıp girişinden kalıp çıkışına kadar adım adım ilerlenerek tüm sızıntı ve spiral kanal debileri belirlenebilmektedir. Analiz sonucu iki spiral kanal arasındaki bölgede kalıp çıkışı yerel akış debileri saptanmış olur.

Spiral kanallı kalıbın tasarım parametreleri, yazılan bir Matlab kodu ile kalıp çıkışında olabildiğince üniform hız dağılımı ve basınç kaybının makul değerlerde tutulması sağlanacak şekilde tekrarlı çözümlemelerden sonra spiral kanallı kalıbın çapı $D=123,5$ mm, spiral kanal sayısı $N=12$, spiral kanal helis açısı $\phi = 20^\circ$, kalıp boyu $l_m = 126$ mm, spiral kanalın başlangıç derinliği $H_0=12$ mm, spiral kanal genişliği $W=7$ mm, dış haddenin koni açısı $\beta=1,5^\circ$, girişte iç ve dış hadde arasındaki aralık miktarı $\delta_0=3$ mm ve spiral kanalın sarım açısı $\alpha=360^\circ$ olarak belirlenmiştir. Bu hacim içerisindeki polimer akışının SAD analizi PolyFlow yazılımı yardımıyla gerçekleştirilmiştir. Toplam 59597 adet altı yüzlü sonlu eleman kullanılmıştır. Şekil 3.14a’da yerel hızın yüzdesel sapma değerleri verilmiştir. Analitik yöntemle ve SAD analizi ile hesaplanan yerel hızın yüzdesel sapma değerleri merteye olarak birbirine yakındır. Her iki sonuç tasarlanan spiral kanallı kalıp çıkışında hız dağılımının yeterince üniform olduğunu göstermektedir. Şekil 3.14b’de spiral kanallı kalıp eksen boyu boyunca basıncın değişimi görülmektedir. Analitik yöntem, SAD analizi sonucuna göre kalıp giriş basıncını %5 daha yüksek tahmin etmiştir. Bu sonuç beklenen bir durumdur, çünkü analitik yaklaşımda spiral kanal ile iç-dış hadde arasındaki akışkan arayüzeyi hızın sıfır olduğu cidar olarak değerlendirilmektedir.

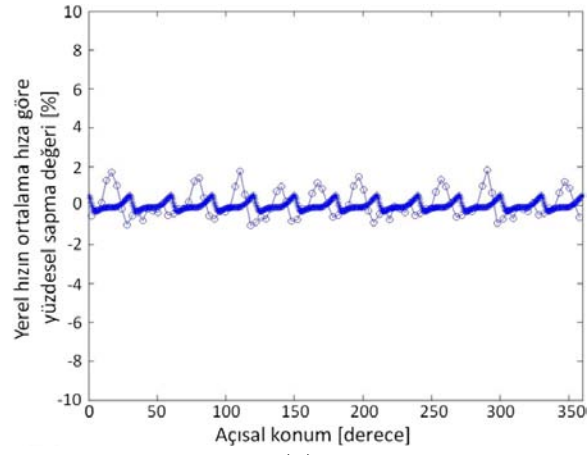
Bu çalışmada tasarımı gerçekleştirilen 4 adet askı-tipi dağıtıcıya sahip spiral kalıp Şekil 3.15’de görülmektedir.



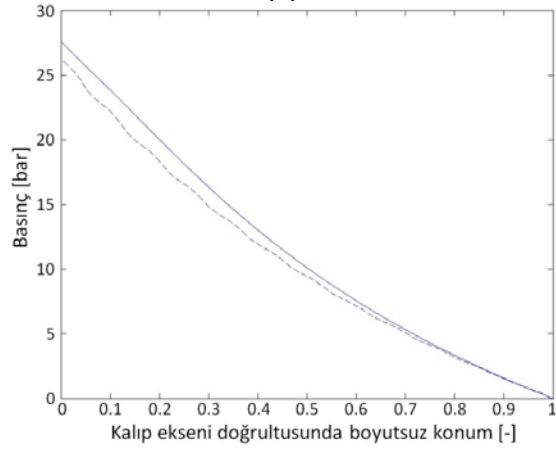
Şekil 3.12 : Spiral kanallı kalıp içerisinde akış yolları.



Şekil 3.13 : Tasarlanan spiral kalıp akış hacmi, çözüm ağı yapısı, sınır şartları.

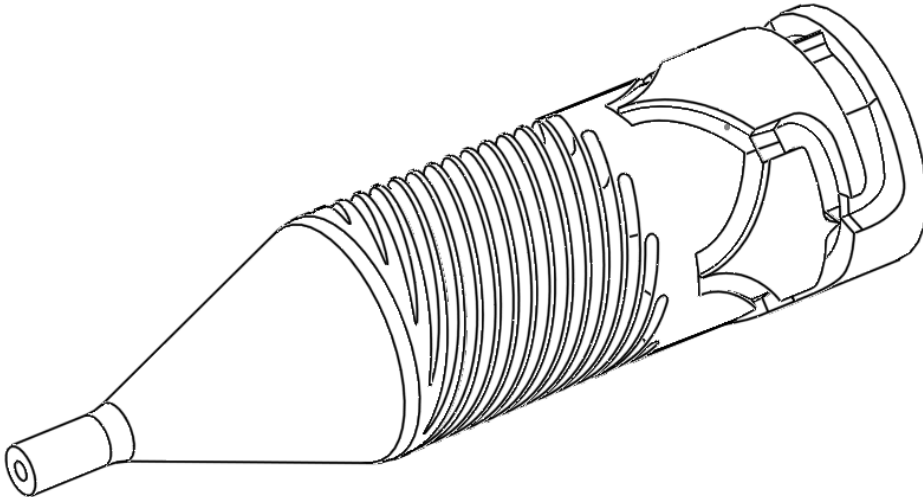


(a)



(b)

Şekil 3.14 : SAD analizi ile analitik yöntem sonuçlarının karşılaştırılması a) Yerel hızın ortalama hıza göre yüzdesel sapma değerleri ('o':SAD analizi, '*': Analitik yöntem) b) Kalıp eksenine doğrultusunda basıncın değişimi ('-': analitik yöntem, '--': SAD analizi).



Şekil 3.15 : 4 adet askı-tipi dağıtıcı ile beslenen spiral kalıp.

3.3 Sonuçlar

Bu bölümde tek katmanlı boru üretimi için kullanılabilecek askı-tipi dağıtıcılar ile beslenen bir spiral kalıbın sistematik tasarımı ele alınmıştır. Askı-tipi dağıtıcının n tasarımında analitik yöntem kullanılmıştır ve elektrik-şebekesi benzeşimi yönteminde tersine mühendislik yaklaşımıyla askı-tipi dağıtıcı tasarımı optimize edilmiştir. Spiral kanallı kalıbın tasarım geometrisi analitik yaklaşımla belirlenmiştir. Spiral kanallı kalıp için yapılan SAD analiziyle tasarım sonlandırılmıştır.

Askı-tipi dağıtıcının tasarımında analitik yöntem, dağıtıcı çıkışında üniform hız dağılımı sağlama bakımından istenen performansı göstermekten uzaktır. Dolayısıyla bu çalışma, askı-tipi dağıtıcı sistemi tasarımında kullanılan analitik yöntemin ancak ön tasarım geometrisinin oluşturulmasında kullanılabileceğini göstermiştir. Başvurulan elektrik-şebekesi benzeşimi yöntemi askı-tipi dağıtıcı tasarımında oldukça başarılıdır. Askı-tipi dağıtıcı çıkışında yerel hız, ortalama hızdan maksimum %3 sapma göstermiştir. Dağıtıcı çıkışında hız dağılımının üniform olması sağlandığında akışkanın akış yollarına dengeli dağıtılması sayesinde basınç kaybı, dolayısıyla üretimde enerji tüketimi azalmaktadır. Spiral kanallı kalıp tasarımında yararlanılan analitik yöntem, kalıp çıkışında olabildiğince üniform akış hızı sağlanmasına yönelik olarak kullanılmıştır ve SAD analizlerine göre kalıp çıkışında yerel hızın ortalama hızdan maksimum %2 sapma gösterdiği belirlenmiştir. Analitik yöntem ve SAD analiziyle elde edilen basının kalıp boyunca değişimi birbirine oldukça yakındır. Analitik yaklaşımla hesaplanan basınç değerleri SAD analizine göre biraz yüksektir. Bunun nedeni analitik yöntemde spiral akışı ile sızıntı akışı arayüzeyinin kalıp cidarı olarak değerlendirilmesidir.

4. KONİK ASKI-TİPİ DAĞITICILARIN ANALİTİK YAKLAŞIMLA TASARIMI

Askı-tipi dağıtıcılar, plastik endüstrisinde koekstrüzyon kalıplarında katmanlı ince film, boru ve kap üretiminde yaygın bir şekilde kullanılmaktadır. Askı-tipi dağıtıcılar plastik eriyiğin kalıbın diğer kısımlarına uniform beslenmesinde oldukça başarılıdırlar. Kararlı bir ekstrüzyon prosesi için kalıp çıkışında dengeli akışın sağlanması önemli gerekliliklerden biridir. Bu bölümde performansı ekstrüzyonda kullanılan malzemeden bağımsız konik askı-tipi dağıtıcının analitik yöntemle tasarımı gerçekleştirilmektedir. Kalıbın performansı kalıp çıkışındaki hız dağılımının homojenliğine bağlı olarak değerlendirilmektedir. Tasarlanan kalıbın SAD analizleri PolyFlow yazılımıyla gerçekleştirilmiştir. Farklı proses malzemelerinin akış davranışlarını dikkate almak üzere viskozite modellerinde yer alan bir çok Kuvvet Yasası indeksi kullanılmıştır. SAD analizleri sonucunda önerilen analitik yöntemin performansının iyi olduğu görülmüştür. Tasarlanan konik askı-tipi dağıtıcı çıkışında hız dağılımı farklı akış karakteristiklerine sahip tüm malzemeler için yeterince dengelidir.

4.1 Giriş

Bu tip kalıplar biri dağıtıcı kanal ve diğeri dağıtıcı düzlüğü olmak üzere iki ana kısımdan oluşurlar. Dağıtıcı kanallar dikdörtgen veya dairesel kesite sahiptir. Akışkan parçacıkları sürekli olarak dağıtıcı kanaldan dağıtıcı düzlüğüne sızar. Başarılı bir tasarımda polimer eriyik, kalıp çıkışına dengeli olarak dağıtılır. Literatürde bu tip kalıpların tasarımı üzerine bir çok çalışma bulunmaktadır [7-15]. İlk çalışmalarda halihazırda varolan bir dağıtıcı geometrisi için kalıp çıkışında hız dağılımının hesaplanması amacıyla elektrik şebekesi benzeşiminin kullanıldığı sayısal yöntemler geliştirilmiştir [7,8]. Bu çalışmalar reolojinin kalıp çıkışında hız dağılımına etkisinin önemini ortaya koymuştur. Daha sonraki senelerde dağıtıcı tasarımı için başarılı analitik yöntemler geliştirilmeye başlanmıştır [9-15]. Winter ve Fritz [13] deneysel çalışmaların desteği ile analitik yöntemlerin etkinliğini

göstermiştir. Analitik yaklaşımla tasarlanan kalıbın çıkışında dengeli akış yapısı elde edilmiştir.

Ekstrüzyon kalıplarında polimer eriyik akışı genellikle yavaş ve laminar karakterdedir. Bundan dolayı askı-tipi dağıtıcılar içindeki dikdörtgensel ve dairesel kanallarda tek boyutlu akış kabulü iyi bir yaklaşımdır. Bundan dolayı analitik yaklaşımlar, ekstrüzyon kalıpları tasarımında en kötü ihtimalle ön tasarım araçlarıdır. Yukarıda sözü edilen çalışmalarda analitik yöntemler düz veya silindirik askı-tipi dağıtıcı tasarımı için geliştirilmişlerdir. Bu çalışmada literatürde silindirik askı-tipi dağıtıcı tasarımı için önerilen analitik yöntem [1], konik askı-tipi dağıtıcı tasarımı için uyarlanmıştır. Bu yöntem, performansı proses malzemesinden ve proses şartlarından (kütlesel debi ve proses sıcaklığı) bağımsız kalıp geometrileri önermektedir.

4.2 Analitik Yöntem

Askı-tipi dağıtıcı Şekil 4.1'deki kesik koni üzerine işlenmektedir. Şekil 4.1'deki α yarım koni açısıdır. Konik askı-tipi dağıtıcı Şekil 4.2'deki r - θ düzleminde açılarak düzlemsel hale getirilmektedir. Şekil 4.2'de dağıtıcı kanalın kenar çizgisini takip eden eğrisel s koordinatı tanımlanmıştır.

Kalıp içindeki plastik akışı laminar karakterdedir ve eş sıcaklıktadır. Plastik akışı iki kısma ayrılmıştır. Plastik eriyiğin bir kısmı dağıtıcı kanalda s 'nin tersi yönünde ilerlerken, bir kısmı dağıtıcı düzlüğünde r 'nin tersi yönünde ilerlemektedir. Şekil 4.2'deki sonsuz küçük ds için aşağıdaki ifade yazılabilir.

$$ds = \sqrt{(rd\theta)^2 + (dr)^2} \quad (4.1)$$

Bu ifade yeniden düzenlendiğinde aşağıdaki bağıntı elde edilmektedir.

$$\frac{dr}{rd\theta} = \frac{1}{\sqrt{(ds/dr)^2 - 1}} \quad (4.2)$$

Şekil 4.2'deki kalıp çıkış yayı boyunca basınç sabittir. Askı-tipi dağıtıcı içinde basınç θ 'ya bağlı değildir, sadece r 'nin fonksiyonudur ($p=p(r)$). Buna göre ana akış yollarındaki iki basınç gradyeni arasında aşağıdaki bağıntı geçerlidir.

Temsili viskozite [1] kullanımıyla r 'nin tersi yönündeki basınç gradyeni hesaplanabilir. Böylece Newton-tipi bir akışkanın dikdörtgen kesitli kanal içerisindeki akışı için geçerli analitik ifade, şekil değiştirme hızı-viskozite değişimi Kuvvet Yasası'na uyan bir akışkan için kullanılabilir.

$$\frac{dp}{dr} = \frac{12\bar{\eta}_s}{rd\theta.h^3} \frac{Q_0 d\theta}{(\theta_f + \theta_0)} \quad (4.5)$$

Bu denklemde $\bar{\eta}_s$, h ve Q_0 sırasıyla temsili viskoziteyi, dağıtıcı düzlüğünde kanal yüksekliğini ve giriş debisinin yarısını ifade etmektedir. Alt indis s dağıtıcı düzlüğündeki değişkenleri göstermek için kullanılmıştır. Benzer şekilde dikdörtgen kesitli dağıtıcı kanal içindeki akış için aşağıdaki ifade yazılabilir.

$$\frac{dp}{ds} = \frac{12\bar{\eta}_m}{WH^3} \frac{Q_0 (\theta + \theta_0)}{(\theta_f + \theta_0)} \quad (4.6)$$

Burada W ve H sırasıyla dağıtıcı kanal genişliğini ve değişken dağıtıcı kanal yüksekliğini göstermektedir. Alt indis m dağıtıcı kanaldaki değişkenleri göstermek için kullanılmıştır. Denklem (4.5) ve Denklem (4.6), Denklem (4.4)'de yerlerine yerleştirilip yeniden düzenlendiğinde, aşağıdaki ifadeye ulaşılmaktadır.

$$\frac{dr}{rd\theta} = \frac{1}{\sqrt{\left[\frac{\bar{\eta}_s}{\bar{\eta}_m} \left(\frac{H}{h} \right)^3 \frac{1}{r} \frac{W}{(\theta + \theta_0)} \right]^2 - 1}} \quad (4.7)$$

Dağıtıcı kanal boyunca sabit şekil değiştirme hızı elde edebilmek için aşağıdaki eşitlik yazılabilir.

$$\bar{\gamma}_m = \text{sabit} = \frac{6}{WH^2} \frac{Q_0 (\theta + \theta_0)}{(\theta_f + \theta_0)} e_{\square} = \frac{6}{WH_e^2} \frac{Q_0 \theta_0}{(\theta_f + \theta_0)} e_{\square} \quad (4.8)$$

Burada $\bar{\gamma}_m$, H_e ve $e_{\square}$ sırasıyla temsili şekil değiştirme hızı, kalıp çıkışında dağıtıcı kanal yüksekliği ve dikdörtgen kesitli kanallar için temsili uzaklıktır. Denklem (4.8)'de gerekli sadeleştirmeler yapılırsa dağıtıcı kanal yüksekliği H 'nin θ 'ya bağlı değişimi için aşağıdaki fonksiyon elde edilir.

$$H = H_e \sqrt{\theta/\theta_0 + 1} \quad (4.9)$$

Benzer şekilde dağıtıcı düzlüğü boyunca sabit şekil değiştirme hızı elde edebilmek için aşağıdaki eşitlik yazılabilir.

$$\dot{\gamma}_s = \text{sabit} = \frac{6}{rd\theta.h^2} \frac{Q_0 d\theta}{(\theta_f + \theta_0)} e_{\square} = \frac{6}{R_d d\theta.h_e^2} \frac{Q_0 d\theta}{(\theta_f + \theta_0)} e_{\square} \quad (4.10)$$

Burada h_e , kalıp çıkışında dağıtıcı düzlüğü kanal yüksekliğidir. Denklem (4.10)'da gerekli sadeleştirmeler yapılırsa dağıtıcı düzlüğü kanal yüksekliği h 'nin r 'ye bağlı değişimi için aşağıdaki fonksiyon elde edilir.

$$h = h_e \sqrt{R_d / r} \quad (4.11)$$

Dikkat edilirse konik askı-tipi dağıtıcı için dağıtıcı düzlüğü kanal yüksekliği h , silindirik veya düzlemsel askı-tipi dağıtıcılarda olduğu gibi sabit değil değişkendir. $H_e = h_e$ olarak alınırsa, dağıtıcı kanaldaki ve dağıtıcı düzlüğündeki temsili şekil değiştirme hızı ve temsili viskozite değerleri eşit olur.

$$\dot{\gamma}_s = \dot{\gamma}_m \Rightarrow \bar{\eta}_s = \bar{\eta}_m \quad (4.12)$$

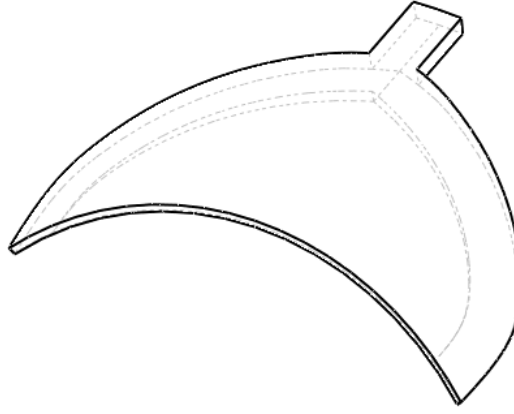
Denklem (4.9), (4.11) ve (4.12), Denklem (4.7)'de yerlerine konulduklarında aşağıdaki nihai ifadeye ulaşılmaktadır.

$$\frac{dr}{rd\theta} = \frac{1}{\sqrt{(\theta + \theta_0)r/W - 1}} \quad (4.13)$$

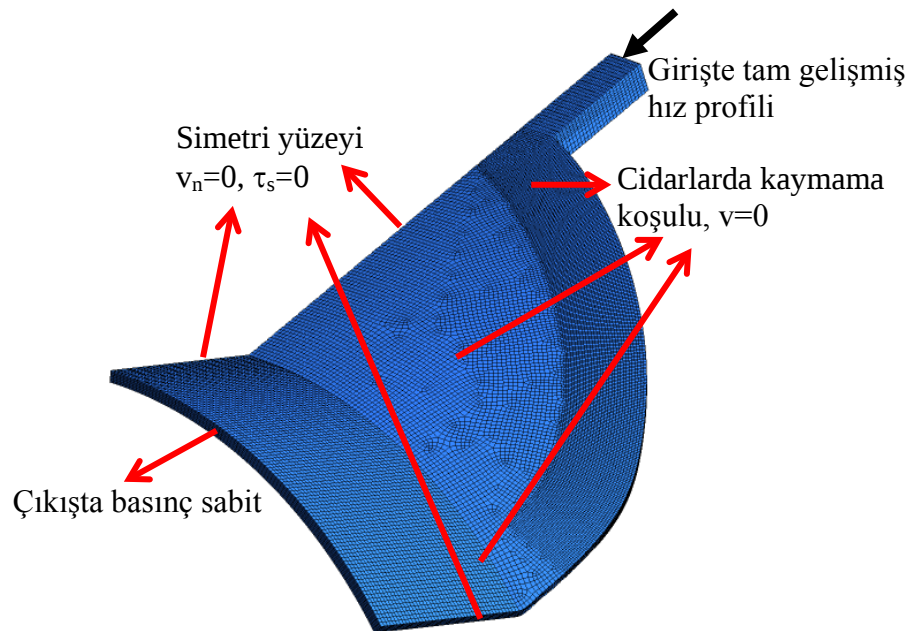
Denklem (4.13) çözüldüğünde dağıtıcı kanalın formu $r(\theta)$ elde edilmektedir. Bu ifadede akış debisi veya plastik viskozitesi ile ilgili her hangibir değişken bulunmamaktadır. Böylelikle analitik yaklaşım proses şartlarından ve malzeme reolojisinden bağımsızdır.

4.3 Analitik Yöntemin SAD Performansının Analizleriyle Değerlendirilmesi

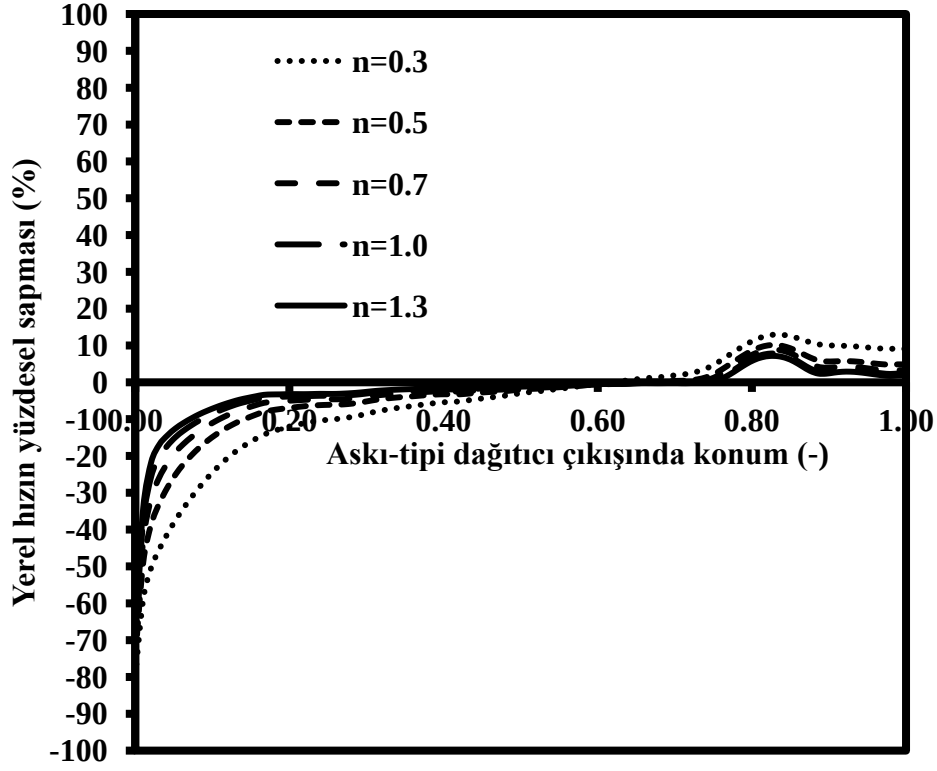
Konik askı-tipi dağıtıcı için tasarım girdileri, $W=20$ mm, $d=300$ mm, $\alpha=30^\circ$, $H_e=h_e=3,5$ mm ve kesik koni etrafındaki askı-tipi dağıtıcı sayısı $N=4$ şeklinde belirlenmiştir. Denklem (4.13), 1. mertebeden lineer olmayan adi diferansiyel bir denklemdir ve $r(\theta=0)=R_d$ başlangıç koşuluyla 4. dereceden Runge-Kutta Yöntemi ile çözülmüştür. Analitik yöntemle optimize edilen konik askı-tipi dağıtıcı geometrisi Şekil 4.3’de görülmektedir. Kalıbın merkez uzunluğu $y_0=89$ mm ve kalıp girişinde dağıtıcı kanal yüksekliği $H_0=8,5$ mm ’dir. Hesaplama hacmi Şekil 4.4’de gösterilmiştir. Kalıp geometrisi simetrik olduğundan akışkan hacminin yarısı için çözüm ağı oluşturulmuştur. Hesaplama hacminin çıkışında tam gelişmiş akış koşullarının elde edilmesi için kalıp çıkışına 50 mm uzunluğunda sabit kesitli bir kanal eklenmiştir. Plastik eriyiklerin çok yüksek olan viskozitelerinden dolayı ekstrüzyon kalıp içi akışlarda yer çekimi kuvveti ve atalet kuvvetleri ihmal edilmektedir. Bu, akış sırasında viskoz kuvvetlerin basınç kuvvetleriyle dengelendiği anlamına gelmektedir. Momentum denklemlerindeki gerilme terimleri, Genelleştirilmiş Newton-tipi Akışkan (GNA) Modeli [107] ile modellenmiştir. SAD analizlerinde $n=0,3$; $0,5$; $0,7$ (incelen akışkanlar), $n=1$ (Newton-tipi akışkan) ve $n=1,3$ (kalınlaşan akışkan) Kuvvet Yasası indeksleri kullanılmıştır. Şekil 4.5’de görüldüğü gibi askı-tipi dağıtıcı çıkışında yerel hız dağılımı $\pm\%10$ sapma değerleri arasındadır. Bu sonuç ekstrüzyon prosesleri açısından akışın yeterince dengeli olduğunu göstermektedir. Beklendiği gibi dağıtıcı kanalın kenarlarında kaymama sınır şartı uygulandığından bu bölümde akışkan hızının ortalamadan sapması yüksektir. Genelde dağıtıcı sistemlerin devamında kullanılan homojenizasyon bölgesi sayesinde hız dağılımı daha üniform hale gelecektir. Newton-tipi akışkanın ($n=1$) akışında kalıp cidarlarında şekil değiştirme hızının dağılımı Şekil 4.6’da gösterilmektedir. Analitik yöntemde kalıp cidarlarında sabit şekil değiştirme hızı koşulu uygulanmıştır. SAD analizi sonuçları Şekil 4.6’da görüldüğü gibi bu koşulun sağlandığını göstermektedir. Bu şekilde bir akış alanı malzeme reolojisinden bağımsız tasarımın gerek bir şartıdır.



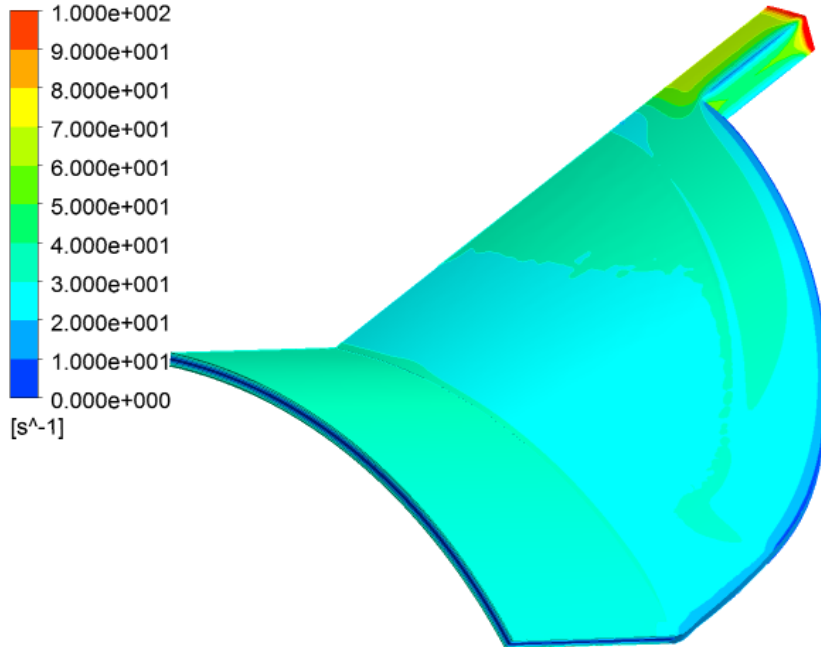
Şekil 4.3 : Analitik yaklaşımla tasarlanan konik askı-tipi dağıtıcı.



Şekil 4.4 : SAD analizleri için hesaplama hacmi.



Şekil 4.5 : Askı-tipi dağıtıcı çıkışında yerel hızın ortalama hıza göre bağıl sapma değerleri. (Hız dağılımı dağıtıcı kanalın kenarından kalıp merkezindeki simetri yüzeyine doğru verilmiştir.)



Şekil 4.6 : Newton-tipi akışkan için ($n=1$) şekil değiştirme hızı dağılımı.

4.4 Sonuçlar

Konik askı-tipi dağıtıcıların tasarımı için malzemedenden bağımsız bir analitik yaklaşım geliştirilmiştir. Tasarlanan kalıbın çıkışında akışın üniformluğuna göre analitik yöntemin performansı değerlendirilmiştir. SAD analizlerinde reolojik özellikleri farklı olan Newton-tipi akışkan, incelen ve kalınlaşan Newton-tipi olmayan akışkanlar için sayısal simülasyonlar gerçekleştirilmiştir. SAD analizlerine göre tüm akışkan çeşitleri için akış yeterince dengelidir. Analitik tasarım yöntemlerinin uygulanması görece kolaydır. Tasarım parametrelerinin çözüme etkisi anında görülebilmektedir. Sayılan bu özellikler analitik yöntemlerin, sayısal ve deneysel yöntemlere göre iyi bilinen avantajlarıdır.

5. KONİK KOEKSTRÜZYON KAFASI TASARIMI

5.1 Tasarım Girdileri ve Kriterleri

Dış çapı 32 mm, et kalınlığı 3,6 mm olan üç katmanlı PPRC (CarmelTech QB79P) borunun 230 °C proses sıcaklığında, 22,5 m/dak ürün hızında üretimi için konik koekstrüzyon kafası tasarımı çalışmaları yürütülmüştür. Ürün borunun orta katman kalınlığı 1,5 mm, iç ve dış katman kalınlıkları 1,05 mm olarak belirlenmiştir. Burada verilen tasarım girdileri, *nominal üretim koşulları* olarak adlandırılmıştır. Bu şartlarda iç, orta ve dış katmana ait hacimsel ve kütleli debi değerleri Çizelge 5.1'de verilmiştir. Çizelge 5.1'de orta katmanın hacimsel debisi en yüksek değerde olduğundan, spiral kalıp ve askı-tipi dağıtıcı tasarım çalışmalarında kullanılan analitik, elektrik şebekesi ve SAD analizlerinde giriş debisi olarak alınmıştır. Katkısız PP'nin viskozite modeli katsayıları Çizelge 5.2'de verilmiştir.

Koekstrüzyon kafalarda silindirik, konik ve radyal tip spiral kalıplar kullanılabilmektedir. Silindirik spiral kalıplar iç içe geçmiş şekilde düzenlendiklerinden koekstrüzyon kafası görece kısa olsa da kafa çapı artmaktadır ve katman sayısı sınırlı olmaktadır. Radyal spiral kalıplar ard arda dizilerek katman sayısı arttırılabilmektedir ve silindirik tiplere göre çapı daha küçüktür. Radyal spiral kalıplarda spiral kanalların her biri dairesel kanallar ile beslenirler, askı-tipi dağıtıcılar kafa çapını arttırdığından tercih edilmezler. Konik spiral kalıplarda ardışık düzende katman sayısı arttırılabildiği gibi spiral kalıplar askı-tipi dağıtıcı ile üniform beslenebilmektedir. Bu tip kalıplarda çap arttığından spiral sarım açısı sınırlı kalmaktadır.

Ekstrüderlerin kapasitesi dikkate alınarak ve daha yüksek üretim hızlarında çalışması durumunda şartların el vermesi bakımından nominal üretim koşullarında koekstrüzyon kafasında oluşacak maksimum basınç düşüşü 200 bar olarak belirlenmiştir. Kafa içinde askı-tipi dağıtıcı ve spiral kalıp çıkışında üniform debi dağılımı amaçlanmıştır. Bu husus boru katman kalınlıklarının ve et kalınlığının homojen olması bakımından önem arz etmektedir. Kalıp akış yollarında tasarımda

ölü bölgelerin oluşmasından kaçınarak ve kalıp cidarlarında en düşük şekil değiştirme hızının 5 s^{-1} [68] olması sağlanarak malzemenin sürekli yenilenmesi, kısa sürede kalıbı terk etmesi amaçlanmıştır. Polimer ekstrüzyonunda cidardaki kayma gerilmesi limit bir değeri aştıktan sonra “melt fracture” (kalıp çıkışında malzeme yüzeyinin dalgalı, düzensiz bir şekil alması) olayı görülmektedir. Bu limit değer 10^5 ila $4 \cdot 10^5 \text{ Pa}$ arasında değişmektedir [117]. Kapiler reometre ölçümleri ile PPRC (CarmelTech QB79P) "melt fracture" limitinin $1,12 \cdot 10^5 \text{ Pa}$ olduğu belirlenmiştir [119]. Alt bölüm 5.2.1'de anlatıldığı üzere farklı katman kalınlık oranlarıyla çalışabilmek için katmanlı akış bölgesinde kademeli mil kullanımı ön görülmüştür. Katmanlı akış bölgesinde arayüzey kararsızlıklarından kaçınmak için; eriyik arayüzey kayma gerilmesi değerlerinin maksimum değeri $20\,000 \text{ Pa}$ ve katmanlı akış bölgesinde her katmana ait hız oranı değerinin 1 civarında olması amaçlanmıştır. Hız oranı, her katman için ayrı ayrı hesaplanmak üzere farklı katmanların birleştiği noktalarda (Şekil 5.6) polimer eriyiğın bu noktadan sonraki ve önceki ortalama hızlarının oranlanmasıyla elde edilir. Tasarım kriterleri Çizelge 5.3'de liste halinde verilmiştir.

Çizelge 5.1 : Katmanlardaki debi dağılımı ve katman yoğunlukları. (üç katmanda da PPRC malzeme kullanılıyor).

	Hacimsel debi (m^3/s)	Kütleli debi (kg/saat)	Eriyik yoğunluğu (kg/m^3)	Oda sıcaklığında yoğunluk (kg/m^3)
İç katman	$3,7163 \cdot 10^{-5}$	105	783	910
Orta katman	$5,8327 \cdot 10^{-5}$	165		
Dış katman	$4,4495 \cdot 10^{-5}$	125		
Toplam	$13,9985 \cdot 10^{-5}$	395		

Çizelge 5.2 : Katkısız PP (QB79P, CarmelTech) için viskozite modeli katsayıları.

	210 °C	230 °C	260 °C
	Carreau-Yashuda Modeli		
$\eta_0 \text{ (Pa)}$	42655	33916	18587
$\lambda \text{ (s)}$	2,13	2,71	2,08
n	0,328	0,370	0,390
	Kuvvet Yasası		
m (Pa.sⁿ)	25692	18418	12352
n	0,327	0,366	0,386

Çizelge 5.3 : Tasarım kriterleri.

En yüksek basınç kaybı	200 bar
En yüksek cidar kayma gerilmesi	112000 Pa
En düşük cidar şekil değiştirme hızı	5 s ⁻¹
Katmanlı akış bölgesinde arayüzey kayma gerilmesi	20000 Pa
Katmanlı akış bölgesinde hız oranları	1 civarında

5.2 Katmanlı Akış Bölgesi Geometrik Parametrelerinin Optimizasyonu

5.2.1 Sayısal Çözüm

Katmanlı akış bölgesi ve akışkan arayüzeyleri şematik olarak Şekil 5.1'de gösterilmiştir. Katmanlı akış bölgesinde geometrik parametrelerin belirlenmesi için literatürde yer alan bir sayısal yöntem halka tipi kanal akışına uyarlanarak akış problemi çözülmüş ve akış değişkenleri hesaplanmıştır [1]. Tasarım kriterleri dikkate alınarak geometrik parametreler optimize edilmiştir. Sayısal yöntemde aşağıda belirtilen kabuller yapılmaktadır.

- Kalıp cidarlarında hız sıfırdır.
- Eriyik arayüzeylerinde akışkanlar birbirine yapışmıştır.
- Akış laminerdir ve yoğunluk sabittir.
- Hacimsel kuvvetler ihmal edilmektedir.
- Akış alanı homojen sıcaklıktadır.
- Eriyiğin elastik özellikleri göz önünde bulundurulmamaktadır.
- Akış tek boyutludur. ($v=v(r)$)

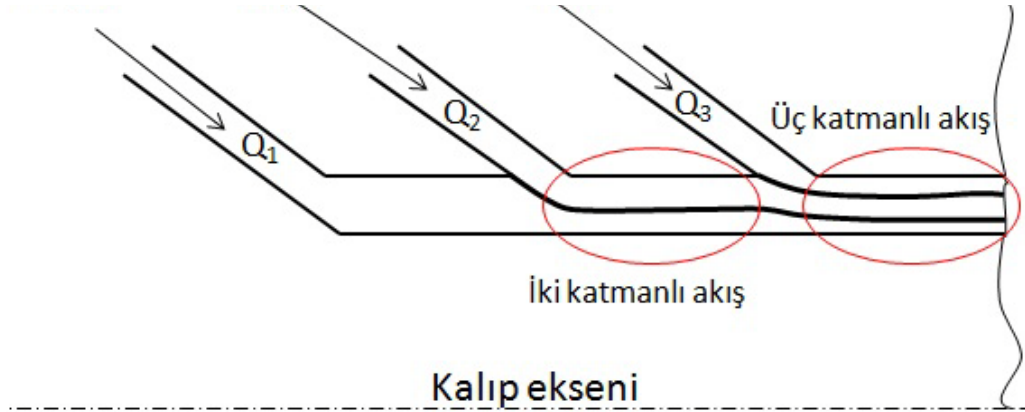
Yukarıda verilen kabuller altında halka kanal içerisindeki akış için hareket denkleminin z bileşeni aşağıdaki forma indirgenmektedir.

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr}(r\tau) = \frac{dp}{dz} \quad (5.1)$$

Burada r radyal koordinatı, z akış yönündeki koordinatı göstermektedir. Denklemin her iki tarafı integre edilirse,

$$\tau = \eta(\dot{\gamma})\dot{\gamma} = \frac{dp}{dz} \frac{r}{2} \left(1 - \left(\frac{r_c}{r} \right)^2 \right) \quad (5.2)$$

ifadesine ulaşılır. Burada r_c kanalda hızın maksimum olduğu r konumudur. Sayısal yöntemde önce şekil değiştirme hızının r koordinatına bağlı değişimi belirlenmiştir. Daha sonra hız profilleri, arayüzey ve cidar kayma gerilmeleri ile şekil değiştirme hızları, basınç gradyeni, eriyik katman kalınlıkları belirlenmektedir. Bu sayısal yöntemde akışkan reolojisini modellemek için Kuvvet Yasası kullanılmıştır.



Şekil 5.1 : Üç katmanlı eş-ekstrüzyon kafasında iki ve üç katmanlı akış hali ve akışkan ara yüzeyleri.

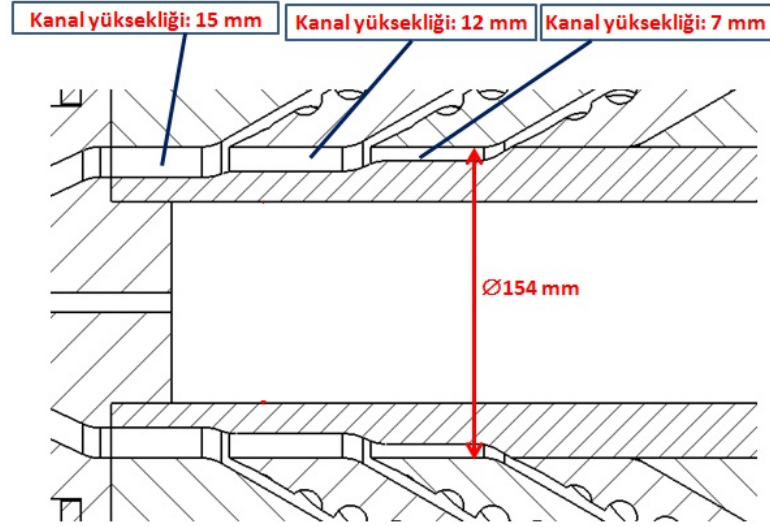
Arayüzey kararsızlıklarının oluşmasında kritik olarak belirlenen kayma gerilmesi değerleri mevcuttur. Kritik kayma gerilmesinin arayüzeyi oluşturan ikili malzeme tipine bağlı olduğu belirtilmiştir [1]. Bazı polimer çiftleri için kritik kayma gerilmesi değerleri Çizelge 5.4’de verilmiştir. Arayüzey kayma gerilmesi, polimer viskozitesine, eriyik tabakaları oranına, üretim hızına, kanal kesit kalınlığına ve eriyik sıcaklığına bağlıdır.

Çizelge 5.4 : Bazı polimer çiftleri için kritik kayma gerilmesi değerleri. (DYPE: düşük yoğunluklu PE, YYPE: yüksek yoğunluklu PE).

Polimer çifti	τ_{krit}
DYPE 1810 H - DYPE 1810 H	30000 [1]
DYPE 1810 H - PP 1060 F	20000 [1]
YYPE 6021 D - PP 1060 F	24000 [1]
ABS 213 - Stiron	50000 [73]

Sayısal çözümlemede PP malzemenin Çizelge 5.2'deki 230 °C'ye ait Kuvvet Yasası katsayıları kullanılmıştır. Sayısal yöntemle katmanlı akış bölgesi geometrik parametreleri optimize edilmiştir. Şekil 5.2'de katmanlı akış bölgesi geometrik parametreleri verilmiştir. Şekil 5.2'de görüldüğü gibi iç kısımda içi boş bir kademeli

mil kullanılmıştır. Bu şekildeki bir düzenleme iki açıdan faydalıdır. Birincisi, tamamen aynı ölçülere sahip konik spiral kalıplar kullanılabilir, böylelikle ilave konik spiral kalıp kullanımıyla katman sayısı arttırılabilmektedir. İkincisi, farklı ölçülerde içi boş kademeli mil montajı ile farklı katman kalınlık oranlarında çalışmak mümkündür.



Şekil 5.2 : Katmanlı akış bölgesi kesit resmi ve ölçüleri.

Sayısal çözümleme sonucu katmanlı akış bölgesinde akış değişkenleri Çizelge 5.5, 5.6 ve 5.7'de verilmiştir. Bu bölgede sayısal çözüme göre tasarım kriterlerinin sağlandığı görülmektedir.

Çizelge 5.5 : Tek katmanlı (iç katman) akış bölgesinde sayısal çözümle belirlenen geometrik ölçüler ve akış alanıyla ilgili değişkenler.

Halka kanalın dış çapı	154 mm
Halka kanalın iç çapı	140 mm
Halka kanalın kalınlığı	7 mm
Basınç gradyeni	1,44 bar/cm
Alt cidardaki şekil değiştirme hızı	16 s ⁻¹
Üst cidardaki şekil değiştirme hızı	15,2 s ⁻¹
Alt cidarda kayma gerilmesi	5082 Pa
Üst cidarda kayma gerilmesi	4986 Pa
Katman ortalama hızı	0,69 m/dak

Çizelge 5.6 : İki katmanlı akış bölgesinde sayısal çözümle belirlenen geometrik ölçüler ve akış alanıyla ilgili değişkenler.

Halka kanalın dış çapı	154 mm
Halka kanalın iç çapı	130 mm
Halka kanalın kalınlığı	12 mm
Basınç gradyeni	0,81 bar/cm
İç katmanın kalınlığı	5,06 mm
Orta katmanın kalınlığı	6,94 mm
İç-orta katman kalınlık oranı	0,73
Ara yüzey kayma gerilmesi	6408 Pa
Alt cidarda şekil değiştirme hızı	14,8 s ⁻¹
Üst cidarda şekil değiştirme hızı	13,4 s ⁻¹
Alt cidarda kayma gerilmesi	49398 Pa
Üst cidarda kayma gerilmesi	47662 Pa
İç katmanın ortalama hızı	1,04 m/dak
Orta katmanın ortalama hızı	1,09 m/dak
İç katman hız oranı	1,51

Çizelge 5.7 : Üç katmanlı akış bölgesinde sayısal çözümle belirlenen geometrik ölçüler ve akış alanıyla ilgili değişkenler.

Halka kanalın dış çapı	154 mm
Halka kanalın iç çapı	124 mm
Halka kanalın kalınlığı	15 mm
Basınç gradyeni	0,64 bar/cm
İç katmanın kalınlığı	4,88 mm
Orta katmanın kalınlığı	4,95 mm
Dış katmanın kalınlığı	5,17 mm
İç-orta katman kalınlık oranı	0,99
Dış-orta katman kalınlık oranı	1,04
İç-orta katman arayüzey kayma gerilmesi	15472 Pa
Orta-dış katman arayüzey kayma gerilmesi	15989 Pa
Alt cidarda şekil değiştirme hızı	14,4 s ⁻¹
Üst cidarda şekil değiştirme hızı	12,7 s ⁻¹
Alt cidarda kayma gerilmesi	48910 Pa
Üst cidarda kayma gerilmesi	46718 Pa
İç katmanın ortalama hızı	1,13 m/dak
Orta katmanın ortalama hızı	1,62 m/dak
Dış katmanın ortalama hızı	1,10 m/dak
İç katman hız oranı	1,09
Orta katman hız oranı	1,49

5.2.2 Sayısal akışkanlar dinamiği (SAD) analizi

Aşağıda polimer eriyik akışıyla ilgili yapılan kabuller koekstrüzyon kafa içi akış SAD analizlerinin tamamında uygulanmıştır.

Kalıp içerisindeki akışın sıkıştırılmaz olduğu kabul edilmiştir. Ekstrüzyon prosesinde görece düşük basınçlar nedeniyle yoğunluğun sabit kabul edilmesi makul bir yaklaşımdır [1]. Yerçekimi kuvveti ve düşük hızlar nedeniyle atalet kuvvetleri ihmal edilmiştir. Akış laminer karakterde olduğundan kalıp içerisinde sürünmeli akış söz konusudur. Dolayısıyla hareket denklemleri, akış sırasında viskoz kuvvetlerin basınç kuvvetleri ile dengelendiğini ifade etmektedir. Kalıbın belirli sabit sıcaklık değerde kontrol edilmesi ve kalıp girişine beslenen plastik eriyik sıcaklığının kalıp sıcaklığı ile aynı değerde olması ile izotermal akış koşulları için simülasyonlar gerçekleştirilmiştir. Böylece süreklilik denklemi ve hareket denklemleri aşağıdaki şekildedir.

$$\frac{\partial v_i}{\partial x_i} = 0 \quad (5.3)$$

$$\frac{\partial p}{\partial x_i} = \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (5.4)$$

Denklem (5.4) 'deki gerilme terimleri, Denklem (5.5) 'deki Genelleştirilmiş Newton-tipi Akışkan (GNA) Modeli [107] ile modellenmiştir. Polimer eriyiğin viskoelastik özellikleri kullanılmamıştır.

$$\tau_{ij} = \eta(\dot{\gamma})\dot{\gamma}_{ij} \quad (5.5)$$

Burada τ_{ij} gerilme tensörüdür. $\dot{\gamma}_{ij}$ şekil değiştirme hızı tensörüdür ve bileşenleri aşağıda verilmiştir.

$$\dot{\gamma}_{ij} = \frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (5.6)$$

Denklem (5.6)'da viskozite fonksiyonu $\eta(\dot{\gamma})$ olarak Bird-Carreau Modeli kullanılmıştır. $\dot{\gamma}$ skaler bir büyüklüktür ve şekil değiştirme hızı tensörünün bileşenleri kullanılarak aşağıdaki şekilde hesaplanır.

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\frac{1}{2} I_2} \quad (5.7)$$

Burada I_2 , şekil değiştirme hızı tensörünün ikinci invaryantı olarak ifade edilir [107].

$$I_2 = \sum_i \sum_j \dot{\gamma}_{ij} \dot{\gamma}_{ji} \quad (5.8)$$

Kalıp cidarlarında kaymama koşulu ($v_{\text{cidar}}=0$) uygulanmıştır. Giriş kesitlerinde tam gelişmiş akış koşulları geçerlidir. Çıkış kesit yüzeylerinde yüzeye teğet hız bileşeni sıfır ve yüzeye normal gerilme bileşeni sıfır değerindedir.

Katmanlı akış bölgesindeki akışın SAD analizlerinin gerçekleştirilmesi amacıyla oluşturulan çözüm ağı Şekil 5.3'de verilmiştir. Katmanlı akış ile ilgili SAD analizlerinde arayüzeyden akışkan geçişine izin verilmemesini sağlayan ve arayüzeyde uygulanan $\vec{v} \cdot \vec{n} = 0$ koşulu ile hız ve gerilme değerlerinin arayüzeyde sürekli olması koşulu uygulanmıştır. Akışın ekstenel simetrik olduğu kabulüyle problem 2 boyutlu olarak ele alınmıştır. Bu alt bölümdeki sayısal simülasyonlar PolyFlow [113] yazılımıyla gerçekleştirilmiştir. Sayısal çözüm sırasında arayüzey konumu değiştikçe çözüm ağı yapısının yeniden oluşturulmasında (remeshing) PolyFlow'da Thompson Dönüşümü kullanılmıştır.

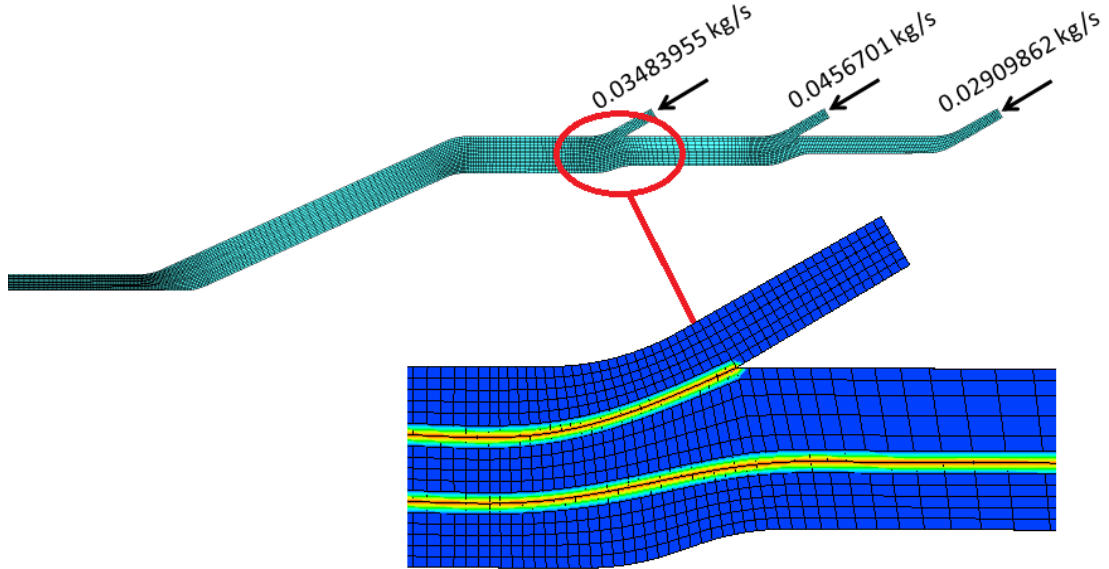
SAD analizlerinde kullanılan bilgisayarın işlemci hızı 2,5 GHz, çekirdek sayısı 8, bellek hafızası (RAM) 16 GB ve sabit disk alanı 1000 GB'dır.

Şekil 5.4'de bileşke hızın dağılımı görülmektedir. Kafa çıkışına doğru kesit daralmasıyla birlikte hızın arttığı görülmektedir. Şekil 5.5'de daralma bölgesinden önceki kısımda şekil değiştirme hızının dağılımı verilmiştir. Kalıp içi akışlarda uzun kalıp geçiş sürelerinden kaçınmak için kalıp cidarlarında şekil değiştirme hızının 5 s^{-1} 'den büyük olacak şekilde kalıp geometrisinin belirlenmesi önerilmektedir. Bu tasarım kriterinin sağlandığı görülmektedir.

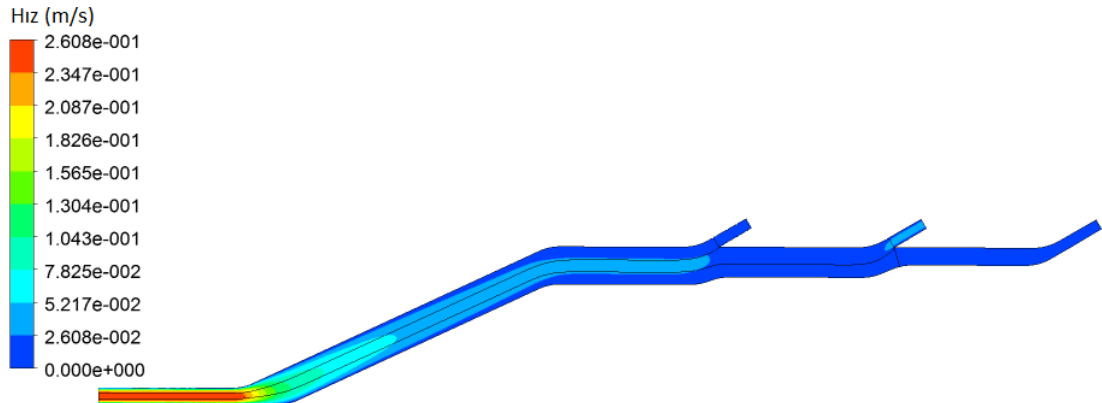
Son yıllarda yapılan çalışmalar ile arayüzey kararsızlıklarının başlamasına eriyik tabakalarının bir araya geldiği birleşim noktalarında hız profillerinin yeniden

düzenlenmesinin ve eriyik tabakalarının fazla miktarda uzama deformasyonuna maruz kalmasından kaynaklandığı sonucuna ulaşılmıştır [80]. Eriyiklerin arayüzeylerinden ziyade eriyik katmanların orta bölümlerinin uzama deformasyonuna daha fazla maruz kaldığı sayısal simülasyon çalışmalarıyla belirlenmiştir [80]. Yukarıdaki bilgiler ışığında Perdikoulis [118]'in tez çalışmasında kullandığı gibi eriyik katmanların birleşme bölgelerinden sonraki ve önceki ortalama hızların oranlarının (Şekil 5.6) hesaplanmasıyla eriyik katmanların maruz kaldığı uzama deformasyonu mertebeleri hakkında fikir sahibi olunabilmektedir.

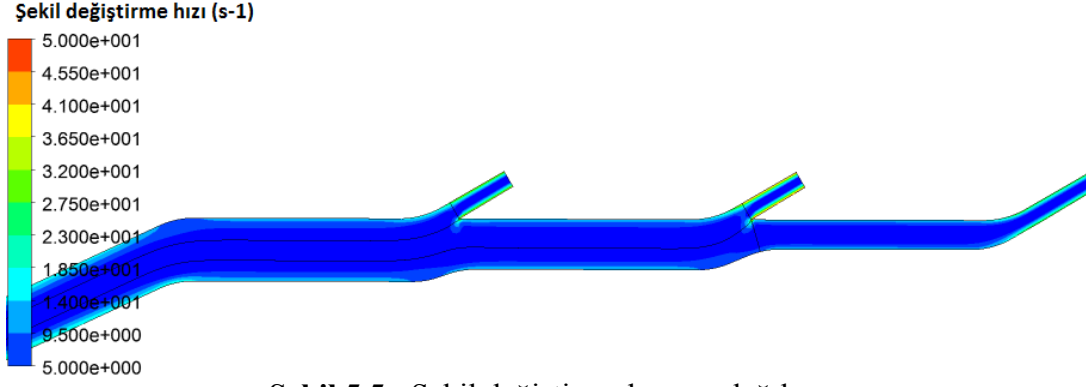
$$\text{hız oranı} = \frac{\text{geçiş bölgesinden sonraki kısımdaki hız}}{\text{geçiş bölgesinden önceki kısımdaki hız}} = \frac{v_2}{v_1} \quad (5.9)$$



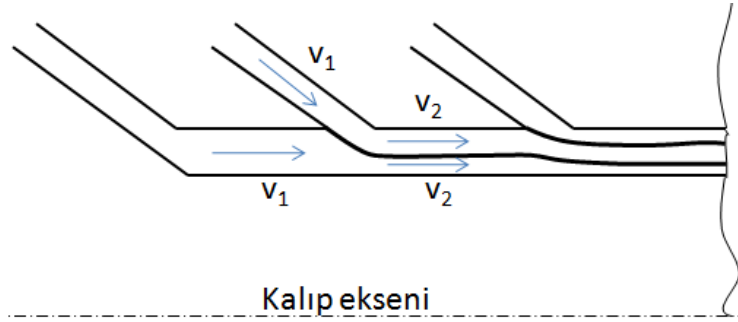
Şekil 5.3 : Katmanlı akış bölgesi için oluşturulan çözüm ağı. (5220 adet 4 kenarlı sonlu eleman).



Şekil 5.4 : Bileşke hızın dağılımı.



Şekil 5.5 : Şekil değiştirme hızının dağılımı.

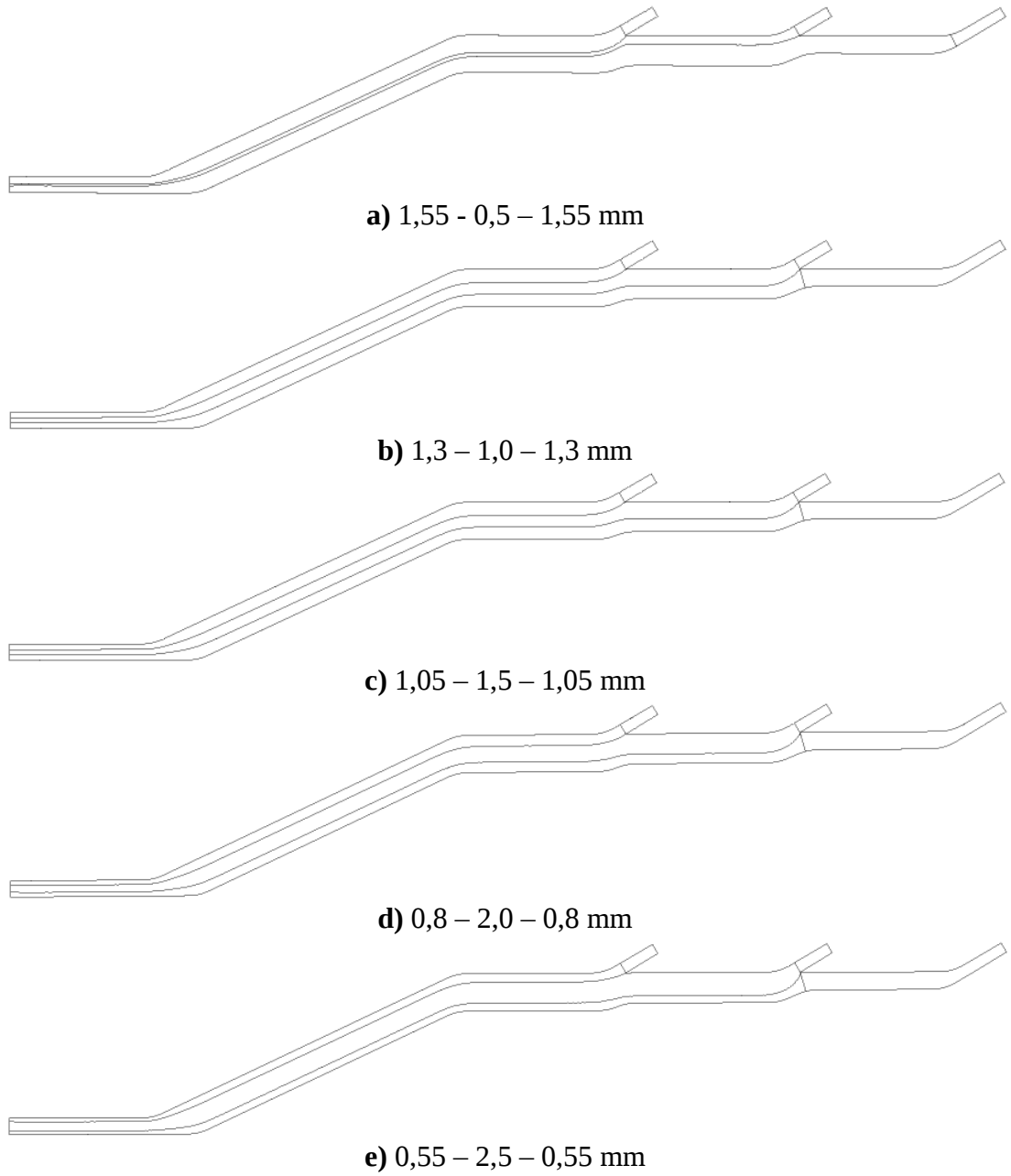


Şekil 5.6 : Katmanlı akış bölgesinde hız oranı tanımı.

Farklı son ürün katman kalınlık oranları için sayısal simülasyonlar gerçekleştirilmiştir. Arayüzeylerin konumu hesaplanmıştır. Çizelge 5.8’de çalışılan katman kalınlıkları ile debinin katmanlara yüzdesel olarak dağılımı verilmiştir. Şekil 5.7’de son üründe orta katman kalınlığının giderek arttırılmasıyla değişen arayüzey konumu gösterilmiştir. Şekil 7a ve 7e’de görüldüğü üzere yüksek katman debisi oranlarında düşük debiye sahip katmanı oluşturan polimer eriyik, yüksek debili eriyik tarafından akış yönüne dik doğrultuda basma kuvvetlerine (normal gerilme) maruz kalmaktadır. Bu durumda özellikle geçiş bölgelerinde polimer eriyik uzama deformasyonuna maruz kalmaktadır. Bu nedenle özellikle orta katmanın küçük katman kalınlığına sahip olduğu durumlarda arayüzey kararsızlığının ortaya çıkması olasıdır.

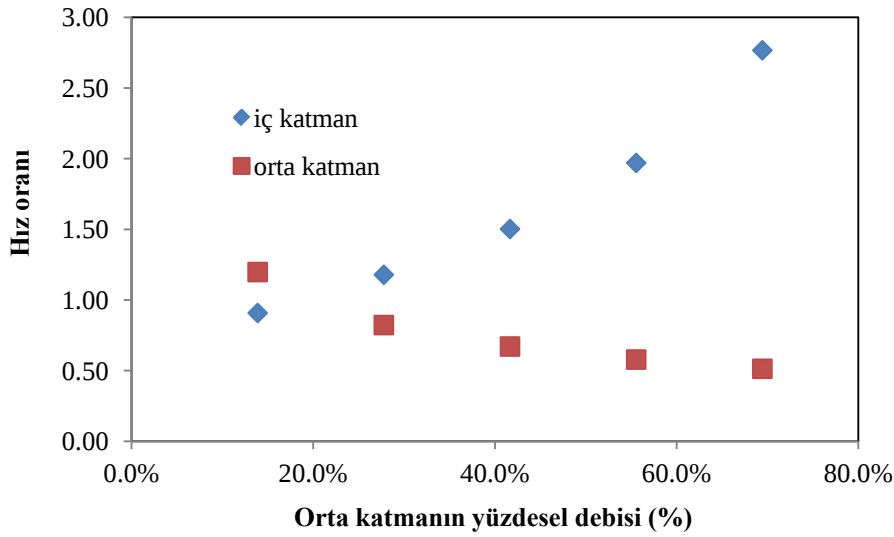
Çizelge 5.8 : Farklı katman kalınlık oranları için katmanlara debinin yüzdesel dağılımı.

Üretim hızı (m/dak)	İç katman kalınlığı (mm)	Orta katman kalınlığı (mm)	Dış katman kalınlığı (mm)	Yüzdesel debi dağılımı (%)		
				İç katman	Orta katman	Dış katman
22,5	1,55	0,5	1,55	%39,9	%13,9	%46,2
22,5	1,30	1,0	1,30	%33,2	%27,8	%39,0
22,5	1,05	1,5	1,05	%26,5	%41,7	%31,8
22,5	0,80	2,0	0,80	%20,0	%55,6	%24,4
22,5	0,55	2,5	0,55	%13,6	%69,4	%16,9
45,0	1,05	1,5	1,05	%26,5	%41,7	%31,8

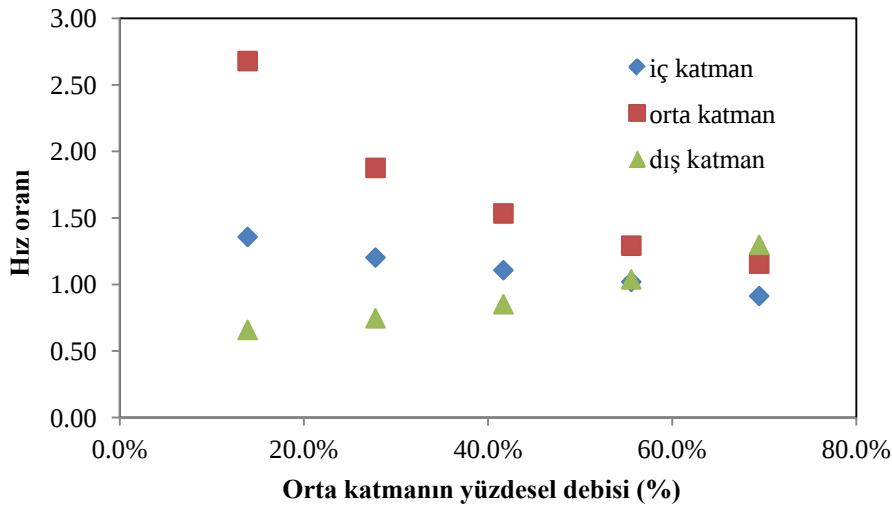


Şekil 5.7 : Son ürün farklı katman kalınlık oranları için arayüzeylerin konumu.

Şekil 5.8 ve 5.9’da orta katmanın yüzdesel debisinin değişimine göre iki ve üç katmanlı akış bölgelerine geçiş yerlerinde katmanlara ait hız oranlarının değişimi verilmiştir. İki katmanlı akış bölgesinde orta katman debisinin yüzdelik payı arttıkça iç katmanı oluşturan eriyiğin maruz kaldığı uzama deformasyonu artmaktadır. Üç katmanlı akış bölgesinde orta katman debisinin yüzdelik payı azaldıkça bu katmana ait hız oranı artmaktadır. Çizelge 5.9’da iki ve üç katmanlı akış bölgelerinde katman kalınlıkları arasındaki oranlar verilmiştir. Orta katman debisinin yüzdelik payının en düşük ve en yüksek değerlerinde katman kalınlıkları arasındaki oran fazladır. Orta katman debisinin alt ve üst limitlerinde arayüzey kararsızlığının olma olasılığı daha yüksektir.



Şekil 5.8 : İki katmanlı bölgeye geçişte hız oranları.



Şekil 5.9 : Üç katmanlı bölgeye geçişte hız oranları.

Çizelge 5.9 : Katman kalınlık oranları.

Orta katmanın yüzdesel debisi	İki katmanlı bölge		Üç katmanlı bölge		
	İç katman	Orta katman	İç katman	Orta katman	Dış katman
%13,9	2,16	1,00	4,16	1,00	4,58
%27,8	1,14	1,00	1,75	1,00	1,94
%41,7	1,00	1,37	1,00	1,00	1,13
%55,6	1,00	2,08	1,00	1,65	1,10
%69,4	1,00	3,29	1,00	2,59	1,09

5.3 Spiral Kanallı Kalıbın Tasarımı

Günümüze kadar spiral kalıp tasarımına yönelik, akış fiziğinde ve kalıp geometrisinde basitleştirmelere gidilerek Sonlu Hacimler Yöntemi'nin kullanıldığı bir çok çalışma mevcuttur [48-50,120,121]. Saillard ve Agassant [120], biri spiral kanalın içinde diğeri spiral kanal ile dış kovan arasında kalan boşluktaki eksenel doğrultuda olmak üzere iki akış yolu tanımlamıştır. İki akış birbirini etkilememektedir. Spiral kalıp geometrisi düzlemsel olacak şekilde açılarak ve sonlu hacimlere bölünerek debi-basınç düşüşü ifadelerinde hidrolik çap kavramı kullanılmıştır. Ayrıca bu çalışmada diğer çalışmalardan farklı olarak spiral kalıp cidarlarının adyabatik, dış kovan cidarlarının sabit sıcaklığa sahip olduğu kabulü ile enerji denklemi de çözülmüştür. Sıcaklığın viskoziteye etkisi de göz önünde bulundurulmuştur. Vlcek ve diğ. [121], benzer kabuller yaparak akışı modellemişlerdir. Ayrıca her bir kontrol hacmi için spiral kanal içerisinde, spiral kanal ile dış kovan arasında ve spiral kanallar arasındaki kısım ile dış kovan arasında alt kontrol hacimleri oluşturulmuştur. Her bir alt kontrol hacminde iki akış yolu belirlenmiştir. Rauwendaal [50], Saillard ve Agassant [120]'ın çalışmasına benzer olarak iki akış yolu belirlemiştir. Spiral kanal içerisindeki akışta debi-basınç düşüşü için analitik ifade düzeltme katsayısı kullanmıştır. Eş basınç çizgilerinin kalıp eksenine dik olduğu kabul edilmiştir. Rauwendaal [50]'ın yöntemi sözü geçen yöntemler arasında en basit olanıdır. Perdikoulis ve diğ. [52] yukarıda verilen 3 farklı modelin performanslarını deneysel çalışmayla test etmişlerdir. Vlcek ve diğ. [121]'nin kullandığı yöntemin deneysel sonuçlarla en iyi uyumu gösteren yöntem olduğu belirtilmiştir. Kalyon ve diğ. [49] yukarıda verilen yöntemlere benzer şekilde spiral kalıp geometrisini düzlemsel kabul etmiştir. Sözü geçen metot diğer

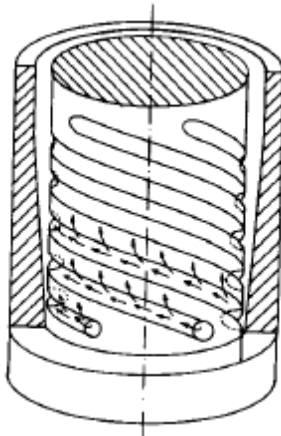
yöntemlerden farklı olarak kalıp içi akışında debi-basınç düşüşü ifadelerini kullanmak yerine, akış kanal kesitleri daha küçük sonlu hacimlere bölünmüştür. Polimer eriyiğin viskoelastik özellikleri dikkate alınarak akışı yöneten hareket ve enerji denklemleri çözülmüştür. Bu çalışmada verilen yöntemle herhangi bir programlama dilinde yazılacak bir kod ile detaylı akış analizi yapmak mümkündür.

Kalıpların bilgisayar ortamında çizimi, çözüm ağı oluşturma (meshing) ve SAD analizleri uzun süre almaktadır. Halbuki, yukarıda bahsedilen analitik yaklaşımların kullanıldığı bir kod yazımı ile çeşitli geometrik ve fiziksel parametrelerin kalıp performansına etkileri kısa sürede değerlendirilebilmektedir. Dolayısıyla verilen bu basitleştirilmiş yaklaşımlar spiral kalıp tasarımı sürecinde zaman kazanılması açısından oldukça avantajlı yöntemlerdir.

Literatürde mevcut bir analitik yöntem [50], bu tez çalışmasında kullanılmak üzere konik spiral kalıpların tasarımı için uyarlanarak geliştirilmiştir. Bu yöntem orijinalinde silindirik spiral kalıplar için geliştirilmiştir. Öncelikle bu analitik yöntemin detayları aktarılacaktır. Son olarak bu yöntem kullanılarak tasarımı yapılan spiral kalıbın geometrik ölçülerinin detayları aktarılacaktır ve SAD analizi ile performansı değerlendirilecektir.

5.3.1 Analitik yaklaşımla kalıp içi akış dağılımının elde edilmesi

Spiral kalıplar eş-ekstrüzyon kafalarında çok katmanlı boru üretiminde veya film şişirme yöntemiyle imal edilen ürünler için yaygın olarak kullanılmaktadırlar. Tipik bir spiral kalıp Şekil 5.10'da görülmektedir.



Şekil 5.10 : Tipik bir spiral kalıp.

Kalıp girişinde polimer eriyik tamamıyla spiral kanal içerisindedir. Eriyik spiral kanal içerisinde ilerlerken bir miktarı iç-dış haddeler arasındaki aralığa sızmaktadır. Spiral kanal derinliği giderek azalmaktadır. Dolayısıyla spiral kanal içerisindeki akış debisi devamlı olarak azalırken aralığa sızan akış debisinde sürekli bir artış olmaktadır. Spiral kanal derinliği sıfır değerine ulaştığında polimer eriyiğin tamamı sızan akış debisi olarak kalıp eksenini boyunca ilerlemektedir.

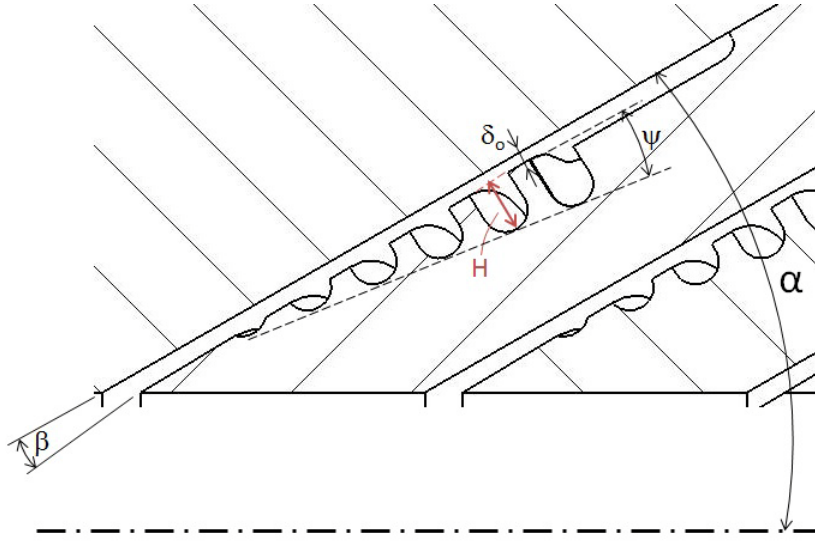
Spiral kalıbın bazı avantajları şu şekilde sıralanabilir: eriyiğin iyi karıştırılabilmesi sonucu homojen sıcaklık dağılımının sağlanabilmesi, ürün içerisinde kaynak çizgilerine neden olmaması, düşük kalıp geçiş sürelerinde çalışılabilmesi, düşük basınç kaybına neden olması, eriyik sıcaklığında az miktarda artışa neden olması, geniş proses koşullarında kullanılabilmesi, kalıp çıkışında üniform hız dağılımı sağlanması, kendi kendini temizleme özelliği, az yer kaplamaları, montaj, sökölme kolaylığı sağlanması.

Analitik yaklaşımda aşağıda belirtilen kabuller yapılmaktadır.

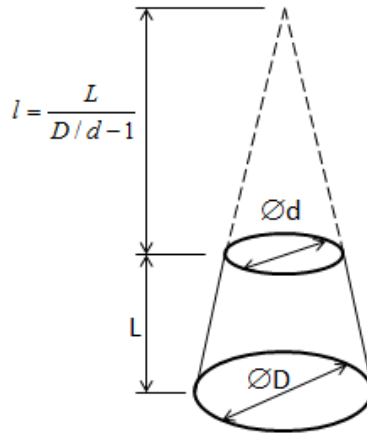
- Silindir yüzeyinin eğrilik yarıçapının akış kanallarının yüksekliklerinden çok büyük olduğu kabulü ile silindir yüzeyi düzlemsel olarak kabul edilmektedir.
- Eş basınç düzlemleri kalıp eksenine diktir.
- Spiral kanal içerisindeki akış, şekil faktörü kullanımı yardımıyla genişliği W , yüksekliği H olan dikdörtgen kanal içerisindeki basınç gradyeninin neden olduğu akış olarak ele alınabilir.
- İç-dış hadde arasındaki aralıktaki sızıntı akışı yaklaşık olarak yüksekliği δ olan dikdörtgen kanal içindeki basınç gradyenli akış olarak düşünülebilir.
- Sızıntı akışı spiral kanal içerisindeki akışı etkilememektedir.
- Akış alanı eş sıcaklığa sahiptir.
- Polimerin viskozitesi, Kuvvet Yasası'na uyan bir akışkandır.

Şekil 5.11'de spiral konik kalıbın bazı önemli geometrik dizayn parametreleri gösterilmiştir. Şekil 5.11'de α yarı koni açısını, ψ spiral kanal derinliğinin azalma açısını ifade etmektedir. Şekil 5.12'de spiral kanalların işlendiği temsili kesik koni görülmektedir. Şekil 5.12'deki kesik koni açılarak Şekil 5.13'de görüldüğü gibi düzlemselleştirilmektedir. Şekil 5.13'deki düzlemselleştirilmiş akış alanında ana akış doğrultusunda doğrusal l koordinatı ile spiral kanal boyunca olan eğrisel s koordinatı

tanımlanmıştır. Şekil 5.13'deki çizimde yaklaşımın daha iyi anlaşılabilmesi için iki adet spiral kanala yer verilmiştir.



Şekil 5.11 : Spiral konik kalıbın bazı geometrik dizayn parametreleri.



Şekil 5.12 : Büyük çapı D, küçük çapı d olan spiral kanalların işlendiği kesik koni.

Spiral kanalın l koordinatının θ 'ya göre doğrusal değiştiği kabul edilmiştir. Buna göre spiral kanalın s koordinatının l'ye göre değişimi aşağıdaki ifade ile hesaplanmaktadır.

$$s(l) = \frac{l}{(R_D - R_d)/\theta_s} \left(R_D - \frac{l}{2} \right) \quad (5.10)$$

Bu denklemde θ_s Şekil 5.13'deki düzlemselleştirilmiş kalıp geometrisindeki (r- θ düzleminde) spiral sarım açısını göstermektedir.

Buradan,

$$g_s = g_l \frac{\Delta l}{\Delta s} \quad (5.14)$$

ifadesi yazılır ve Denklem (5.10)'daki s'nin l'ye göre değişimi ifadesi kullanılırsa,

$$\frac{ds}{dl} = \frac{1}{(R_D - R_d)/\theta_s} (R_D - l) \quad (5.15)$$

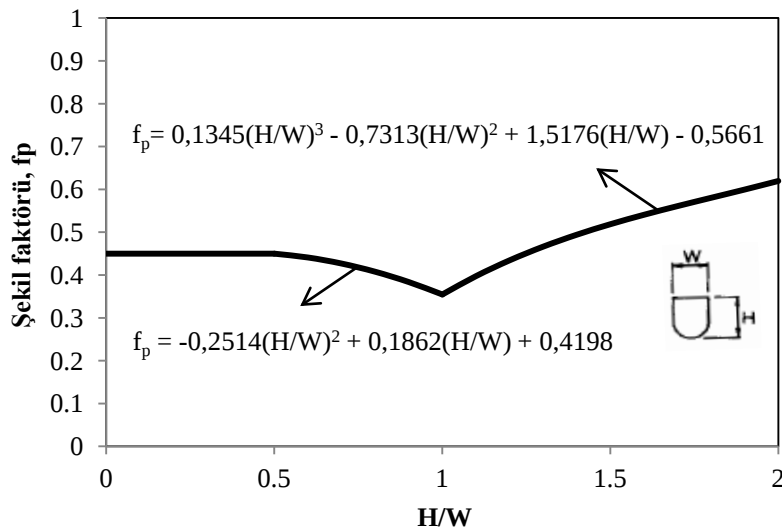
ifadesine ulaşılabilir. Denklem (5.14)'de sonsuz küçük Δs ve Δl değerleri için Denklem (5.15) aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$g_s = g_l \frac{(R_D - R_d)/\theta_s}{(R_D - l)} \quad (5.16)$$

İlk Δs_c boyunca spiral kanal içerisindeki akış, bir önceki spiral kanaldan sızan akıştan etkilenmemektedir. Δs_c aşağıdaki ifade ile hesaplanmaktadır.

$$\Delta s_c = \frac{\pi D}{NR_D} \left[R_D - \frac{(R_D - R_d)/\theta_s}{2} \frac{\pi D}{NR_D} \right] \quad (5.17)$$

Bu denklemde N spiral sayısını ifade etmektedir.



Şekil 5.14 : Şekil faktörü f_p 'nin H/W ile değişimi (H/W 0,5'den küçük değerler için $f_p=0,45$) [50].

Akışkan yoğunluğu sabit kabul edilirse, bu bölümde kütlenin korunumu aşağıdaki gibi ifade edilebilir.

$$Q_{sp}(s + \Delta s) = Q_{sp}(s) - Q_s(s) \quad s \leq \Delta s_c \quad (5.18)$$

Birinci Δs_c mesafesinden sonra spiral kanal içerisindeki akış bir önceki spiral kanaldan gelen sızıntı akışından etkilenmektedir. Bu bölümde kütlenin korunumu aşağıdaki gibi ifade edilebilir.

$$Q_{sp}(s + \Delta s) = Q_{sp}(s) + Q_s(s - \Delta s_c) - Q_s(s) \quad s > \Delta s_c \quad (5.19)$$

Denklem (5.11) ile (5.19) arasındaki ifadeler kullanılarak spiral kanallı kalıp içerisindeki debi dağılımı ve basınç değişimi kolaylıkla bulunabilmektedir.

Spiral kanal derinliği H , l 'nin fonksiyonu olarak aşağıdaki gibi ifade edilebilir.

$$H(l) = H_o \left(1 - \frac{l}{l_m} \right) \quad (5.20)$$

Bu denklemde H_o spiral kanalın başlangıcındaki spiral kanal derinliğidir. l_m Şekil 5.13'deki koninin ana akış doğrultusundaki uzunluğudur.

Aralık miktarı δ , l 'nin fonksiyonu olarak aşağıdaki gibi ifade edilebilir.

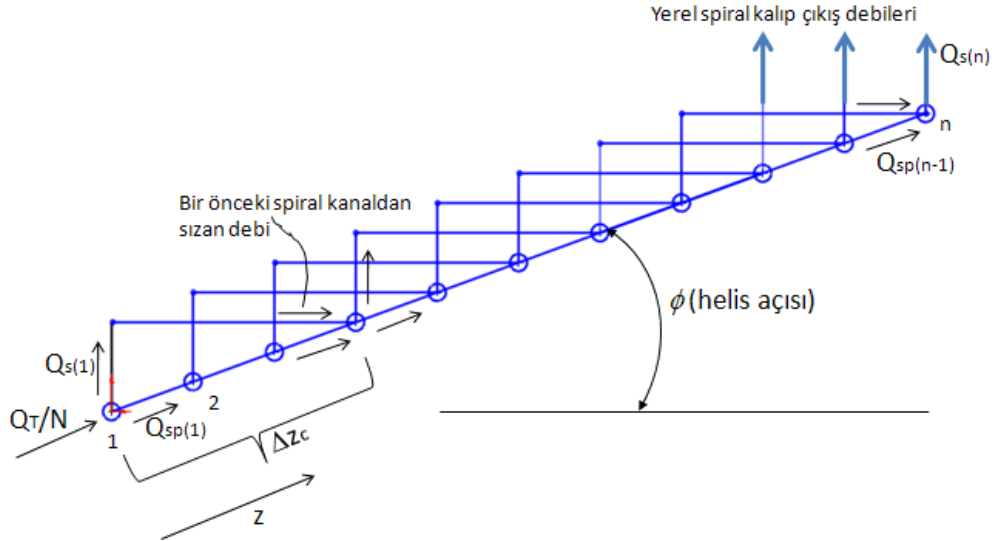
$$\delta(l) = \delta_o + l \tan \beta \quad (5.21)$$

Bu denklemde δ_o spiral kanalın başlangıcında koni ile dış kovan arasındaki aralık miktarıdır. β , koni ile dış kovan arasındaki açıdır. Burada anlatılan elektrik şebekesi yaklaşımında spiral kalıptaki akış yolları Şekil 5.15'de gösterilmiştir.

Yukarıdaki ifadeleri kullanan bir Matlab kodu ile spiral kanal içerisindeki akış dağılımı hesaplanmıştır. Spiral kalıp geometrik parametreleri optimize edilmiştir. Optimizasyon süreci Matlab kodunda iteratif olarak tamamlanmıştır. Konik spiral kalıbın geometrik parametreleri kalıpta meydana gelen basınç kaybının optimum düzeyde kalması, kalıp çıkışında hız dağılımının üniform olması, akışkanın spiral kanal içerisinde yeterli süre seyretmesi, iyi karışım için spiral üst üste binme sayısının en az 4 olarak ayarlanması ile geometrik kısıtlar göz önünde bulundurularak optimize edilmiştir. Üç spiral kalıp da birebir aynı ölçülere sahiptir.

Spiral kalıbın geometrik parametreleri Çizelge 5.10'da verilmiştir. Spiral üst üste binme sayısı 5,33'dür.

$$\text{Spiral üst üste binme sayısı} = \frac{N}{360^\circ/\theta_s} \quad (5.22)$$



Şekil 5.15 : Spiral kanallı spiral kalıp içerisinde akış yolları.

Çizelge 5.10 : Spiral kalıbın optimize edilen geometrik ölçüleri.

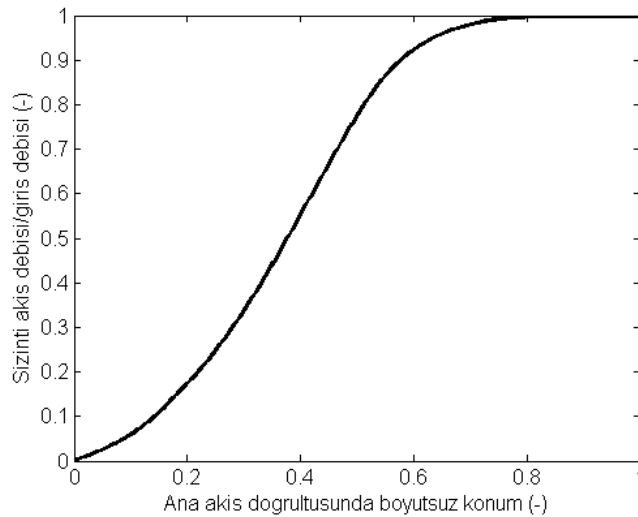
Konik spiral kalıbın küçük çapı, d	169 mm
Konik spiral kalıbın büyük çapı, D	273 mm
Spiral kalıbın boyu, L	90 mm
Kalıbın koni açısı, α	30°
Spiral kanal sayısı, N	16
Girişte spiral kanalın helis açısı, ϕ	17,5°
Girişteki spiral kanal derinliği, H_o	13 mm
Spiral kanal genişliği, W	10 mm
İki spiral kanal arasındaki dik mesafe	6,1 mm
Girişte spiral kalıp ile dış kovan arasındaki aralık miktarı, δ_o	2,5 mm
Spiral kalıp konik yüzeyi ile dış kovan yüzeyi arasındaki açı, β	1°
Spiral kanalın derinliğinin azalım açısı, ψ	7,1°
Spiral sarım açısı, θ_s	120°

Çizelge 5.11'de hesaplanan konik spiral kalıp akış alanı değişkenleri verilmiştir. Bu değerler en yüksek debi değerine sahip olan Çizelge 5.1'deki orta katman hacimsel debisi için elde edilmiştir.

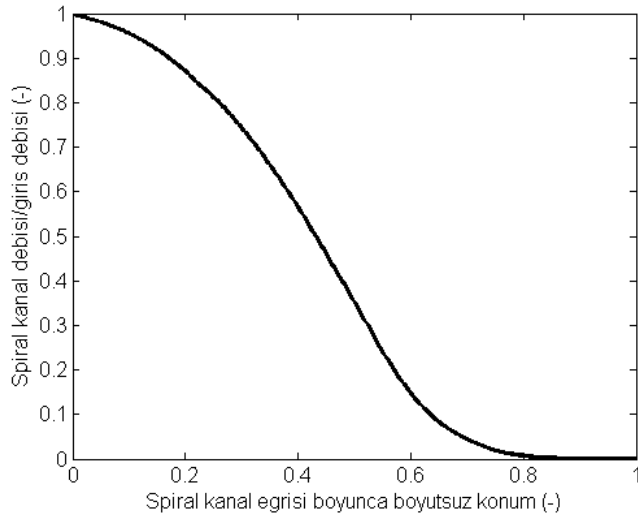
Çizelge 5.11 : Spiral kalıbın optimize edilen geometrik ölçüleri. (Orta katmanın hacimsel debi değeri ile hesaplandı.)

İç-dış hadde arasındaki en yüksek şekil değiştirme hızı	64 s^{-1}
İç-dış hadde arasındaki en düşük şekil değiştirme hızı	8 s^{-1}
Spiral kanaldaki en yüksek şekil değiştirme hızı	28 s^{-1}
İç-dış hadde arasındaki en yüksek kayma gerilmesi	84353 Pa
İç-dış hadde arasındaki en düşük kayma gerilmesi	38781 Pa
Spiral kanaldaki en yüksek kayma gerilmesi	62243 Pa
Spiral kalıpta meydana gelen basınç kaybı	44,8 bar

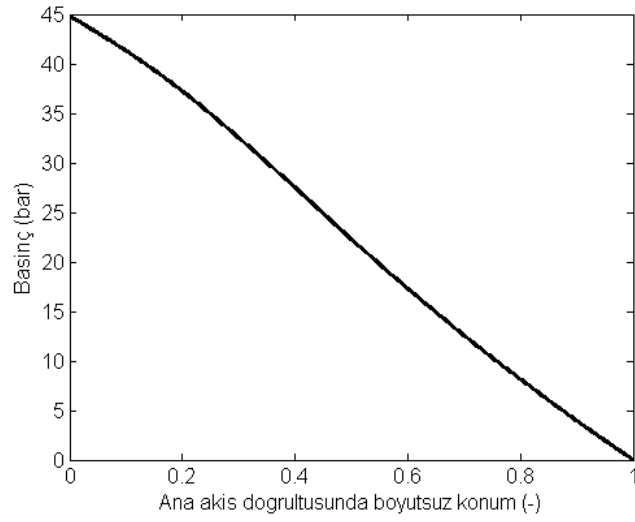
Şekil 5.16'da konik spiral kalıbın ana akış doğrultusunda spiral kanaldan iç-dış hadde arasındaki aralığa sızan akışkan miktarı boyutsuz olarak verilmiştir. Spiral kanal içindeki akışkan miktarının spiral boyunca değişimi Şekil 5.17'de verilmiştir. Kalıp girişinde akışkanın tamamı spiral kanalda iken kalıp çıkışında tamamıyla iç-dış hadde arasındaki aralığa geçiş yapmıştır. Kalıp boyunca akışkanın sürekli spiral kanaldan iç-dış hadde aralığına sızmasıyla malzemenin karışması yönünde katkıda bulunmaktadır. Konik spiral kalıpta basıncın değişimi Şekil 5.18'de verilmiştir. Kalıpta meydana gelen basınç düşüşü 44,8 bar 'dır. Kalıp çıkışında iki spiral arasındaki yerel debi dağılımı Şekil 5.19'da verilmiştir. Ortalama debiden maksimum sapma %2 mertebesinde. Analitik yöntemde, kalıp çıkışı debi dağılımı abartılı bir şekilde dengesiz hesapladığından [52] gerçek performansı en iyiye yakın olması beklenebilir.



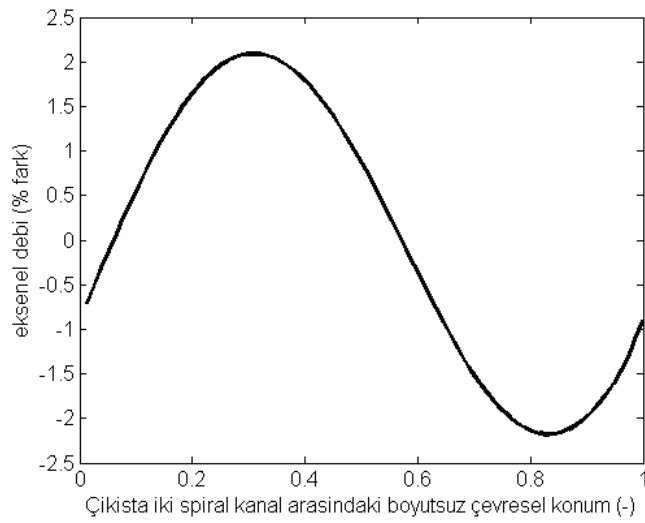
Şekil 5.16 : Konik spiral kalıpta ana akış doğrultusunda sızıntı akış debisi.



Şekil 5.17 : Spiral kanal boyunca spiral kanaldaki akış debisi.



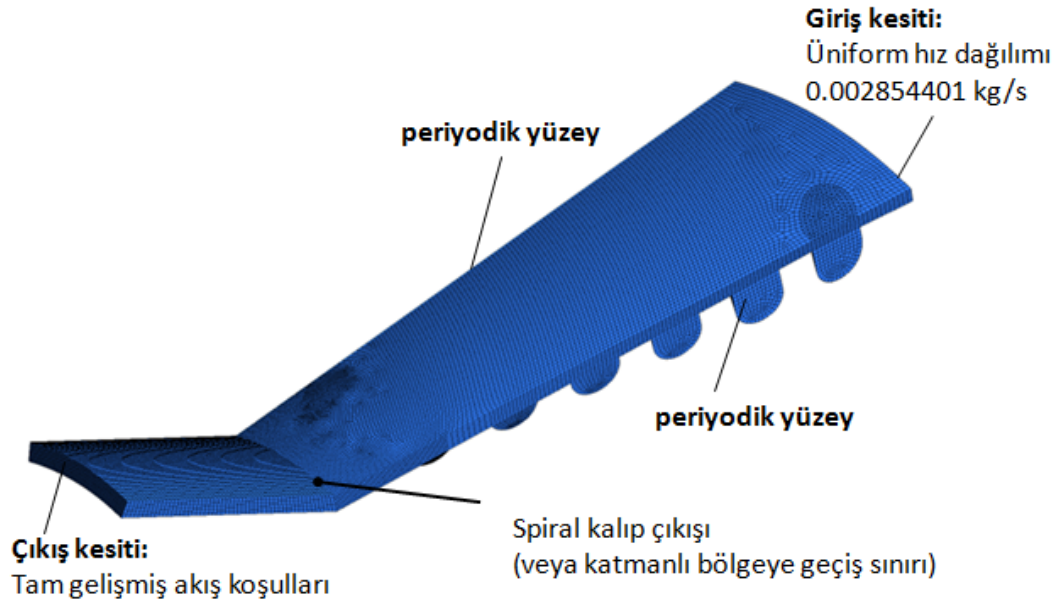
Şekil 5.18 : Ana akış doğrultusunda basıncın değişimi.



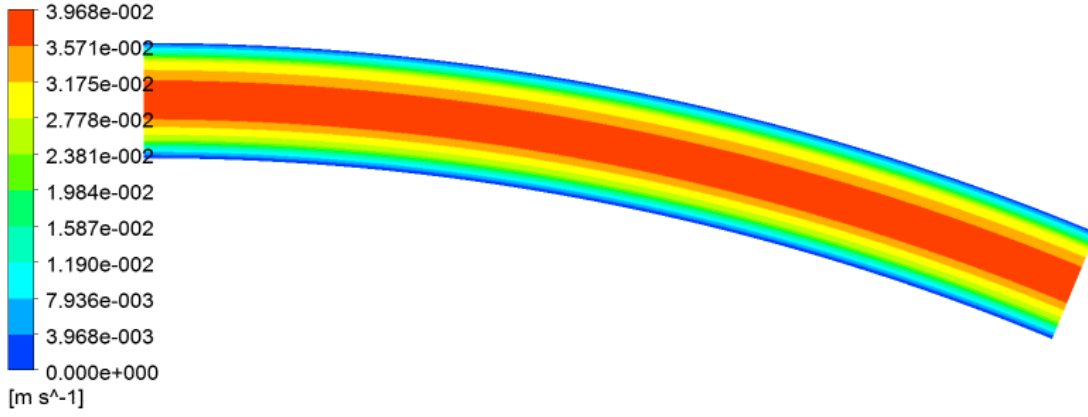
Şekil 5.19 : Kalıp çıkışında iki spiral arası debi dağılımı.

5.3.2 Konik spiral kalıp için SAD analizi

Spiral kalıbın hesaplama bölgesi için oluşturulan çözüm ağı ve sınır koşulları Şekil 5.20'de verilmiştir. Giriş kesitine üniform hız dağılımı verildiğinden spiral kanallı kalıp içerisindeki akış periyodik ($360^\circ/16=22,5^\circ$) olacaktır. Bu sayede akış hacminin 1/16'sı ele alınabilmektedir. Şekil 5.20'deki hesaplama hacminin çıkış kesitinde tam gelişmiş akış koşullarının elde edilebilmesi için spiral kalıp çıkışına 50 mm uzunluğunda sabit kesitli halka kanal eklenmiştir. Spiral kalıbın çıkış kesitindeki hız dağılımı Şekil 5.21'de verilmiştir. Hız dağılımının üniform olduğu görülmektedir. Spiral kanalın başlangıcı ile bitişi arasında meydana gelen basınç kaybı 37,4 bar'dır. Analitik yöntemle hesaplanan basınç kaybı 44,8 bar olup SAD analizi sonucuna göre %19,8 daha fazladır. Analitik yöntemde iç-dış konik yüzeyler arasında kalan *aralık* ile *spiral kanal* arasındaki arayüzey cidar olarak değerlendirildiğinden hesaplanan basınç kaybı SAD analizi sonucuna göre daha fazladır.



Şekil 5.20 : Spiral kanallı kalıbın hesaplama bölgesi için oluşturulan çözüm ağı (117 141 adet sonlu hacim elemanı).



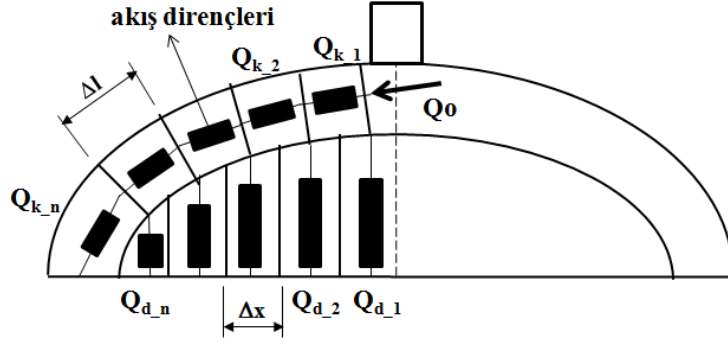
Şekil 5.21 : Spiral kalıp çıkışında hız dağılımı (1 periyot için).

5.4 Askı-tipi Dağıtıcının Tasarımı

Askı-tipi dağıtıcıların tasarımında elektrik şebekesi benzeşimi yönteminde tersine tasarım metodunun uygulanmasıyla konik yüzeye işlenen askı-tipi dağıtıcı geometrik parametreleri optimize edilmiştir. Dağıtıcı tasarımı, dağıtıcı kanalın sabit genişliğe sahip ve dikdörtgen kesitli olması düşünülerek ele alınmıştır. Öncelikle dağıtıcı kanal formu belirlenerek dağıtıcı çıkışında üniform hız dağılımı elde etmek üzere dağıtıcı kanal yüksekliği değişimi, tersine mühendislik yaklaşımıyla belirlenmiştir. Az sayıda dağıtıcı kafa çapını arttırdığından, çok sayıda dağıtıcının simetrik tasarımı engellemesinden ve kalıp konstrüksiyonunu zorlaştırmasından dolayı her bir spiral kalıbı 4 dağıtıcının beslemesi öngörülmüştür. SAD analizleri ile dağıtıcı performansı değerlendirilmiştir.

5.4.1 Elektrik şebekesi benzeşimi yönteminde tersine tasarım yaklaşımının uygulanması

Elektrik şebekesi yaklaşımında dağıtıcı kanal ve dağıtıcı çıkış düzlüğü belirli sayıda sonlu hacimlere bölünmekte ve her sonlu akış hacminde Şekil 5.22’de görüldüğü gibi elektrik şebekelerinininkine benzer akış direnci tanımlanmaktadır. Bu yaklaşımda elektrik devrelerinin çözümlenmesinde kullanılan Kirchoff Yasaları uygulanmaktadır. Akış devrelerine uyarlanırsa her bir düğüm noktasındaki net akış debisi sıfıra eşittir ve kapalı bir çevrim boyunca toplam basınç kaybı sıfır değerindedir.



Şekil 5.22 : Tipik bir askı-tipi dağıtıcıda akış dirençleri.

Şekil 5.22’de görüldüğü üzere $2n$ adet debi değeri bulunmaktadır. Temsili viskozite [1] kavramının kullanılması ile problemin lineer denklem sistemine indirgenmesi sağlanabilir. Temsili viskozite kavramına bu bölümde ileride değinilecektir. Lineer denklem sistemini oluşturan ifadeler aşağıdaki gibidir.

$$\begin{aligned}
 Q_{k1} + Q_{d1} &= Q_0 \\
 Q_{k2} + Q_{d2} - Q_{k1} &= 0 \\
 &\dots \\
 Q_{k(i+1)} + Q_{d(i+1)} - Q_{ki} &= 0 \\
 &\dots \\
 Q_{kn} + Q_{dn} - Q_{k(n-1)} &= 0
 \end{aligned} \tag{5.23}$$

$$\begin{aligned}
 R_{d1}Q_{d1} - R_{q1}Q_{k1} - R_{d2}Q_{d2} &= 0 \\
 &\dots \\
 R_{di}Q_{di} - R_{ki}Q_{ki} - R_{d(i+1)}Q_{d(i+1)} &= 0 \\
 &\dots \\
 R_{dn}Q_{dn} - R_{kn}Q_{kn} &= 0
 \end{aligned} \tag{5.24}$$

Yukarıdaki denklemlerde Q akış debisini, R akışa karşı direnci ifade etmektedir. k alt indisi dağıtıcı kanalını ve d alt indisi dağıtıcı düzlüğünü ifade etmek için kullanılmaktadır. Askı-tipi dağıtıcı içinde $2n$ adet kontrol hacmi bulunmaktadır.

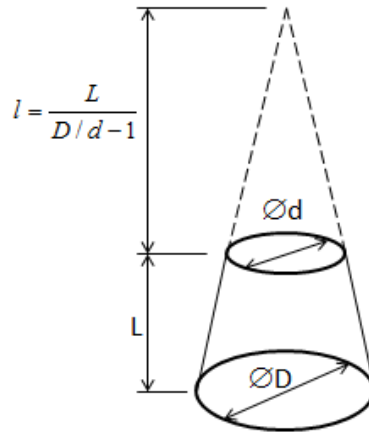
Askı-tipi dağıtıcının tasarımında kullanılan yöntemin ayrıntıları aşağıda verilmiştir. Askı-tipi dağıtıcı Şekil 5.23’deki uzunluğu L , küçük çapı d , yarım koni açısı α olan kesik koni üzerine işlenecektir.

Şekil 5.24’de görüldüğü gibi konik yüzeye işlenmiş askı-tipi dağıtıcı geometrisi $r-\theta$ düzleminde açılır. Tasarım aşamasında seçilen değişkenler şunlardır: askı dağıtıcı

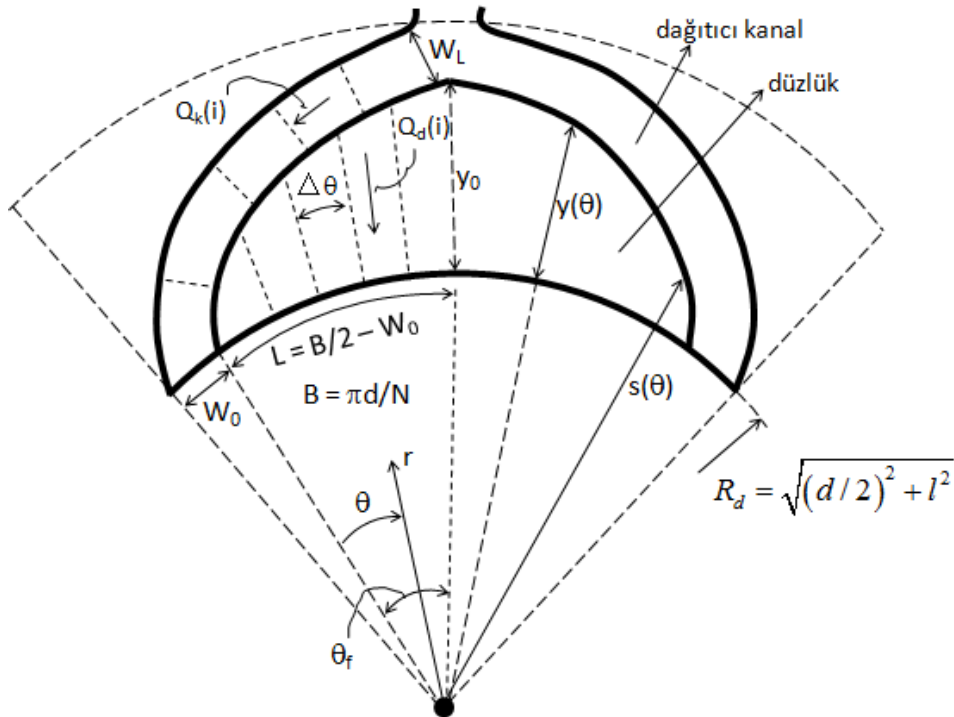
sayısı (N), dağıtıcı düzlüğü merkez uzunluğu (y_0), askı dağıtıcı giriş ve çıkışında dağıtıcı genişlikleri (W_0 ve W_L), dağıtıcı kanal formu ($y(\theta)$), dağıtıcı düzlüğünün yüksekliği (h). Dağıtıcı kanal yüksekliği $H(\theta)$ çıkış kesitinde homojen hız dağılımı sağlamak üzere optimize edilmiştir. Şekil 5.23'de kesik koni uzunluğu L aşağıdaki ifade ile hesaplanır.

$$L = y_0 \cos \alpha \quad (5.25)$$

$B = \pi d/N$ olup askı dağıtıcı çıkış yayının uzunluğudur.



Şekil 5.23 : Askı-tipi dağıtıcının işlendiği kesik koni ve ölçüleri.



Şekil 5.24 : Konik askı-tipi dağıtıcı geometrisinin düzlemselleştirilmesi ve akış kanallarının sonlu hacimlere bölünmesi.

Şekil 5.24'de dağıtıcı düzlüğü çıkışı yayının yarısının taradığı açı θ_f ,

$$\theta_f = \frac{1}{R_d} \left(\frac{\pi d}{2N} - W_0 \right) \quad (5.26)$$

ifadesi ile hesaplanır. $s(\theta)$, r - θ düzleminde dağıtıcı kanal formunu vermektedir. Burada dağıtıcı kanal formu,

$$s(\theta) = R_d + y(\theta) = R_d + y_o \left(\frac{\theta}{\theta_f} \right)^{2/3} \quad (5.27)$$

ifadesi ile oluşturulmuştur. Dağıtıcı düzlüğünde yer alan sonlu hacimlerde debi-basınç düşüşü arasındaki ifade,

$$\Delta P_d(\theta) = \frac{12 \bar{\eta}_d(\theta) \cdot y(\theta)}{\Delta x_{ort}(\theta) \cdot h^3} Q_d = R_d Q_d \quad (5.28)$$

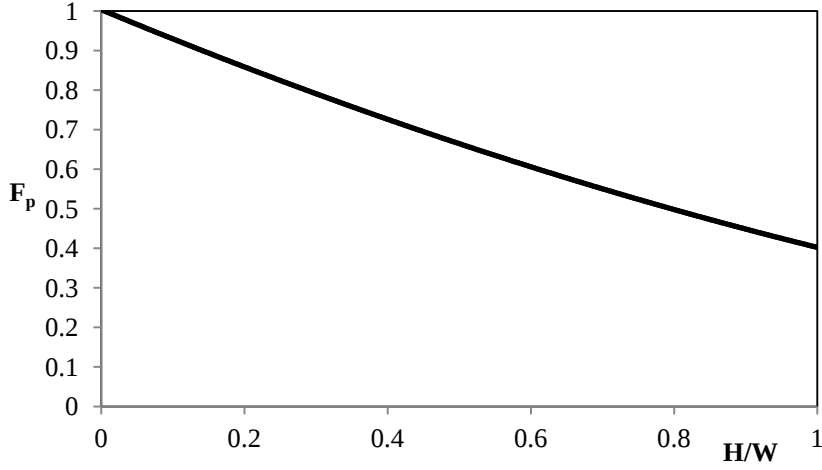
Burada d alt indisi, dağıtıcı düzlüğünü ifade etmektedir. Δx_{ort} sonlu hacimlerin ortalama genişliğidir ve aşağıdaki ifade ile hesaplanmaktadır.

$$\Delta x_{ort}(\theta) = R_d \cdot \Delta \theta \left(1 + \frac{y(\theta) \cdot \sin \alpha}{d} \right) \quad (5.29)$$

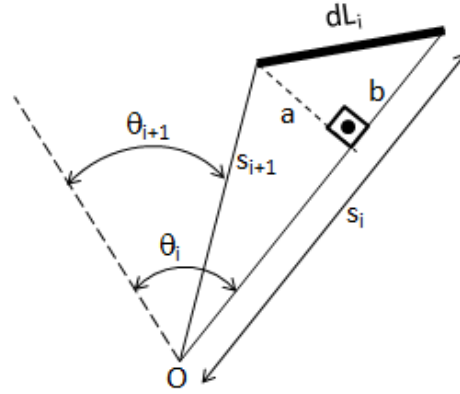
$\bar{\eta}_d$ temsili viskozitesi, sonlu hacmin ortalama genişliği Δx_{ort} kullanılarak hesaplanmaktadır. Dağıtıcı kanalda yer alan sonlu hacimlerde debi-basınç düşüşü arasındaki ifade,

$$\Delta P_k(\theta) = \frac{12 \bar{\eta}_k(\theta) \cdot dL(\theta)}{F_p(\theta) \cdot W(\theta) \cdot H(\theta)^3} Q_k(\theta) = R_k Q_k \quad (5.30)$$

Burada k alt indisi, dağıtıcı kanalı ifade etmektedir. F_p , dikdörtgen kesitli kanala ait şekil faktörüdür ve Şekil 5.25'de H/W oranına bağlı değişimi verilmiştir. Şekil 5.26'daki dağıtıcı kanaldaki sonlu hacim uzunlukları $dL(\theta)$ aşağıda ifade edildiği gibi hesaplanmaktadır.



Şekil 5.25 : Dağıtıcı kanaldaki sonlu hacim uzunluklarının hesabı.



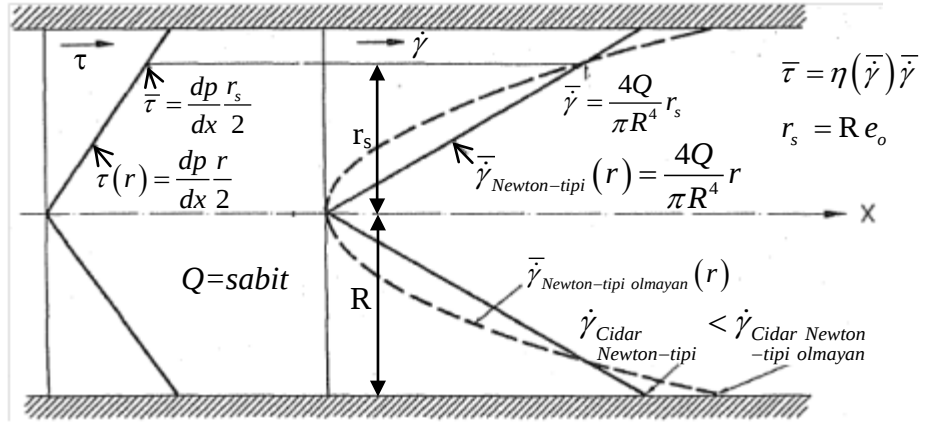
Şekil 5.26 : Dağıtıcı kanaldaki sonlu hacim uzunluklarının hesabı.

$$a = s_{i+1} \sin(\theta_i - \theta_{i+1}) \quad (5.31)$$

$$b = s_i - s_{i+1} \cos(\theta_i - \theta_{i+1}) \quad (5.32)$$

$$dL_i = \sqrt{a^2 + b^2} \quad (5.33)$$

Temsili viskozite (Representative viscosity) [1]: Laminer ve izotermal bir akışta, cidarda kaymama sınır şartı uygulanır ve elastik etkiler ihmal edilirse aynı Q debisi için akış kanalında Newton-tipi ve Newton-tipi olmayan akışkanlar için kayma şekil değiştirme hızı değerlerinin eşit olduğu bir nokta vardır. Bu noktada Newton-tipi akışkan için kayma şekil değiştirme hızı ve kayma gerilmesi değeri belliyse Newton-tipi olmayan akışkan için temsili kayma şekil değiştirme hızı ve temsili kayma gerilmesi değeri belirlenebilir (Şekil 5.27).



Şekil 5.27 : Dairesel kesitli bir kanalda temsili kayma şekil değiştirme hızının belirlenmesi. (r_s : temsili yarıçap, $\bar{\gamma}$: temsili şekil değiştirme hızı) [1].

Dairesel kesitli bir kanalda boyusuzlaştırılmış temsili yarıçap (r_s) Denklem (5.34) ile verilmektedir.

$$e_o = \frac{r_s}{R} \quad (5.34)$$

Denklem (5.34)'e benzer biçimde H yüksekliğinde dikdörtgen kesitli bir kanal için boyutsuzlaştırılmış temsili uzaklık aşağıdaki gibi yazılmaktadır.

$$e_{\square} = \frac{h_s}{H/2} \quad (5.35)$$

Dağıtıcı kanal içindeki temsili kayma şekil değiştirme hızının ($\bar{\gamma}$) hesaplanmasında Denklem (5.36) kullanılmaktadır [1].

$$\bar{\gamma} = \frac{6Q}{WH^2} \bar{e}_{\square}, \quad \bar{e}_{\square} \approx 0,772 \quad (5.36)$$

Denklem (5.36)'da $e_{\square}$ terimi çıkarıldığında Newton-tipi akışkanların dikdörtgen kesitli kanal içi akışlarında cidardaki şekil değiştirme hızının hesaplanmasında kullanılan ifadeye ulaşılır. Denklem (5.37) ile dağıtıcı kanal akışında temsili viskozite hesaplanmaktadır.

$$\bar{\eta} = m\bar{\gamma}^{n-1} \quad (5.37)$$

Tersine mühendislik yaklaşımında askı-tipi dağıtıcı çıkışında yerel ortalama hızların eşit olması için gerekli çıkış debileri belirlenmiştir. Kütlenin korunumundan

faydalanarak diğer sonlu hacimlerdeki debi değerleri bulunabilmektedir. Dağıtıcı kanal formu $y(\theta)$ sabit tutularak, dağıtıcı kanal yüksekliği $H(\theta)$ 'nın optimum değerlerinin bulunması hedeflenmiştir. $H(\theta)$ 'nın başlangıç değerleri olarak analitik tasarımdaki değerler kullanılmıştır. Denklem (5.30) kullanılarak dağıtıcı kanal akışında her sonlu hacimdeki R_k dirençleri belirlenmektedir. R_k değerlerinden $H(\theta)$ değerleri hesaplanmakta, şekil faktörü F_p ve dağıtıcı kanal akışındaki temsili viskozite ($\bar{\eta}$) değerleri güncellenerek yeni $H(\theta)$ değerleri belirlenmektedir. Bu işlem $H(\theta)$ değerleri yakınsayana kadar iteratif olarak devam etmektedir.

Basınç kaybının optimum değerde olması, belirli Kuvvet Yasası parametresi n değerleri aralığından bağımsız olarak dağıtıcı çıkışında üniform hız dağılımının sağlanması ve geometrik kısıtlar göz önünde bulundurularak askı-tipi dağıtıcının geometrik parametreleri optimize edilmiştir. Askı-tipi dağıtıcının dağıtıcı kanalının dikdörtgen kesitli olması tercih edilmiştir. Optimize askı-tipi dağıtıcı geometrik parametreleri Çizelge 5.12'de verilmiştir. Çizelge 5.13'de askı-tipi dağıtıcı için akış alanı değişkenleri verilmiştir. Kalıp tasarım kriterlerinin sağlandığı görülmektedir.

Çizelge 5.12 : Optimize edilen askı-tipi dağıtıcının geometrik parametreleri.

Dağıtıcı sayısı, N	4
Dağıtıcının yarım koni açısı, α	30°
Dağıtıcı kanal genişliği, W	20 mm
Dağıtıcı düzlüğü aralık miktarı, h	3,5 mm
Girişte dağıtıcı kanal yüksekliği, H_o	15,3 mm
Merkezde dağıtıcı düzlüğü uzunluğu, y_o	60 mm
Koninin küçük çapı, d	300 mm
Koninin büyük çapı, D	360 mm

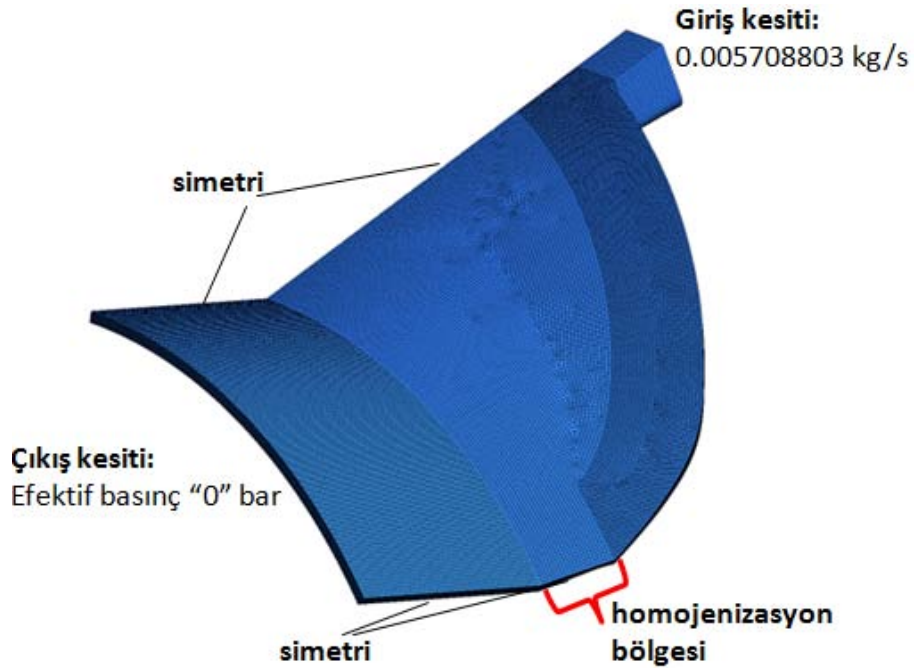
Çizelge 5.13 : Askı-tipi dağıtıcı için elektrik şebekesi yöntemiyle hesaplanan akış değişkenleri.

Dağıtıcı düzlüğünde en yüksek şekil değiştirme hızı	49 s ⁻¹
Dağıtıcı düzlüğünde en düşük şekil değiştirme hızı	38 s ⁻¹
Dağıtıcı kanalda en yüksek şekil değiştirme hızı	35 s ⁻¹
Dağıtıcı kanalda en düşük şekil değiştirme hızı	15 s ⁻¹
Dağıtıcı düzlüğünde en yüksek kayma gerilmesi	76571 Pa
Dağıtıcı düzlüğünde en düşük kayma gerilmesi	69778 Pa
Dağıtıcı kanalda en yüksek kayma gerilmesi	67920 Pa
Dağıtıcı kanalda en düşük kayma gerilmesi	49547 Pa
Dağıtıcı çıkışında ortalama hız	1,06 m/dak
Basınç kaybı	24,5 bar

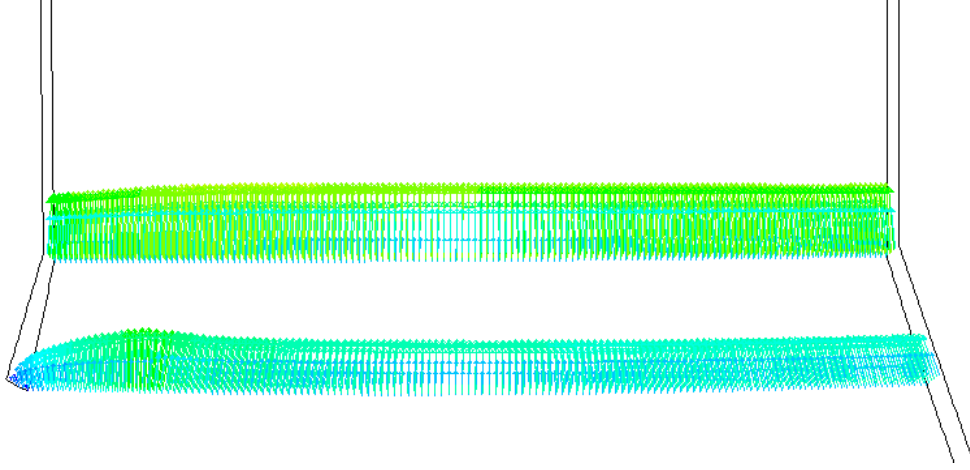
5.4.2 Askı-tipi dağıtıcı için SAD analizi

Askı-tipi dağıtıcı akış hacmi için oluşturulan çözüm ağı ve sınır koşulları Şekil 5.28'de verilmiştir. Cidarlarda kaymama sınır koşulu uygulanmıştır. Şekil 5.28'deki hesaplama hacminin çıkış kesitinde tam gelişmiş akış koşullarının elde edilebilmesi için homojenizasyon bölgesi çıkışına 50 mm uzunluğunda sabit kesitli halka kanal eklenmiştir. Homojenizasyon bölgesinin bitiminde spiral kanallar yer almaktadır.

Askı-tipi dağıtıcı girişinden homojenizasyon bölgesi girişine kadar meydana gelen basınç kaybı 25,2 bar 'dır. Elektrik şebekesi yönteminde hesaplanan değer 24,5 bar bu değerden %3 kadar küçüktür. Askı-tipi dağıtıcı çıkış kesitindeki ve homojenizasyon bölgesi çıkış kesitindeki hız vektörleri Şekil 5.2'de verilmiştir. Dağıtıcı çıkış kesitinde dağıtıcı kanal cidarına yakın bölgede hız değerleri görece küçük değerlerdedir. Homojenizasyon bölgesi çıkışında hız dağılımı ünitordur. Akış laminar karakterde ve yavaş olduğundan debi-basınç düşüşü ifadelerinin kullanıldığı elektrik şebekesi yöntemi etkili bir şekilde kalıp tasarımında kullanılabilmektedir.



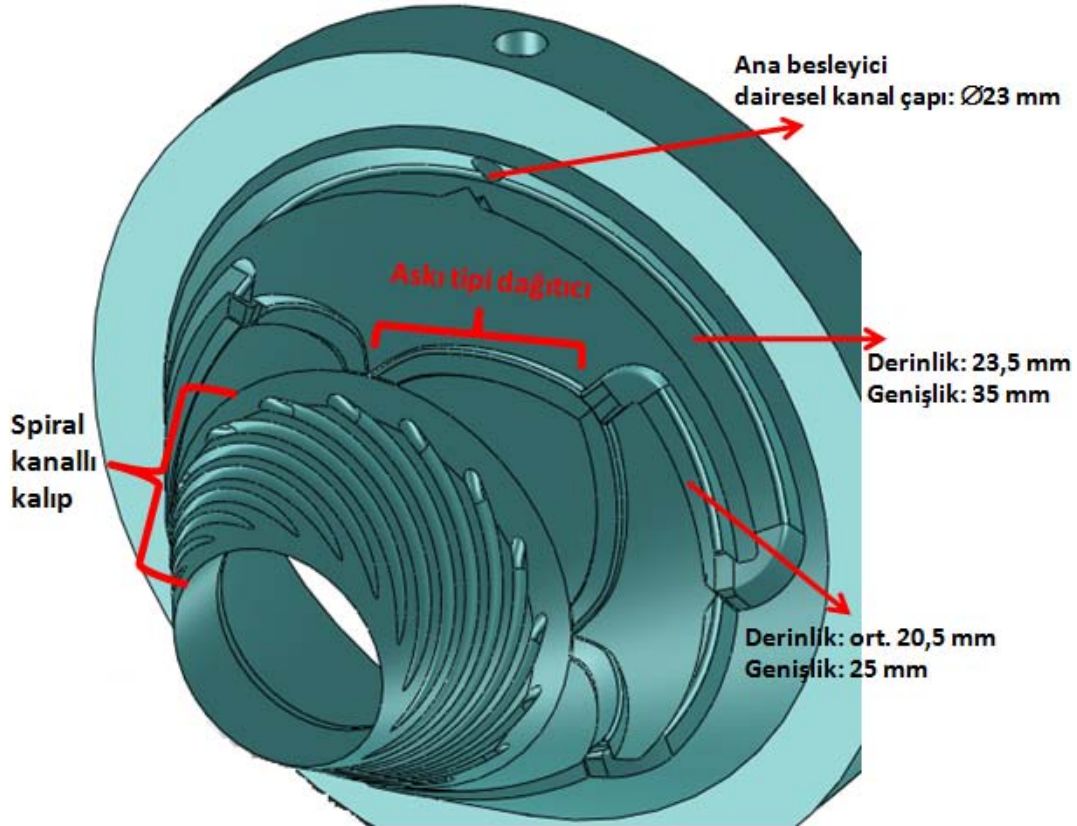
Şekil 5.28 : Askı-tipi dağıtıcı akış hacmi için oluşturulan çözüm ağı yapısı. (388 176 adet sonlu hacim elemanı).



Şekil 5.29 : Askı-tipi dağıtıcı çıkışında ve homojenizasyon bölgesi çıkışında hız dağılımı. (sağdan sola - askı-tipi dağıtıcı simetri düzleminde diğer askı-tipi dağıtıcı ile oluşan arayüze).

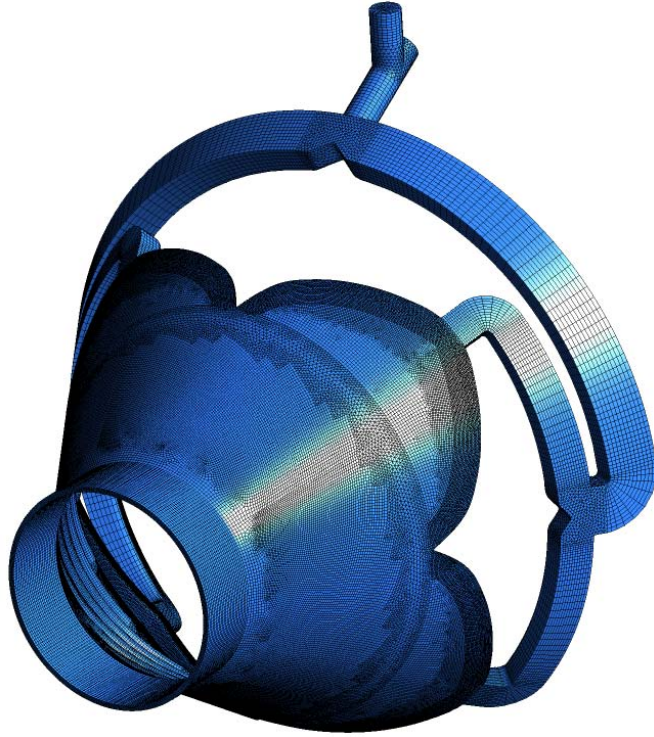
5.5 Spiral Kafa için SAD Analizleri

Tasarlanan konik spiral kalıp Şekil 5.30'da verilmiştir. Ana besleyici kanal dairesel olup, askı-tipi dağıtıcıları besleyen kanallar dikdörtgen kesitlidir.



Şekil 5.30 : Konik spiral kalıp. (spiral kanallı kalıp, askı-tipi dağıtıcılar ve ana dağıtıcı kanallar).

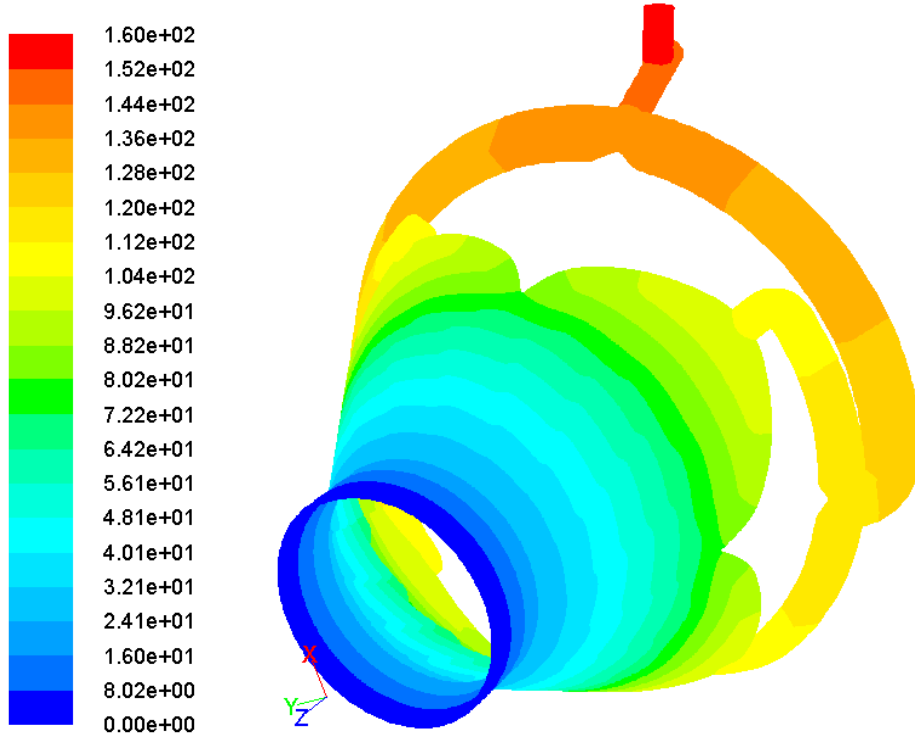
Spiral kafa akış hacmi için Gambit 2.4 yazılımında oluşturulan çözüm ağı yapısı Şekil 5.31'de verilmiştir. Düzenli çözüm ağı (structured grid) oluşturabilmek için akış hacmi çok sayıda küçük hacimlere (bloklara) bölünmüştür. Bu sayede hesaplama hacminde ağırlıklı olarak altı yüzlü hacim elemanları kullanılmıştır. Düzgün geometrik şekle sahip olmayan alt hesaplama hacimlerinde (bloklarda) dört yüzlü hacim elemanları kullanılmıştır. Hesaplama hacminin çıkış kesitinde tam gelişmiş akış koşullarının elde edilebilmesi için spiral kalıp çıkışına 50 mm uzunluğunda sabit kesitli halka kanal eklenmiştir. Giriş kesitindeki kütleli debi Çizelge 5.1'de verildiği üzere 165 kg/saat 'dir. Şekil 5.32'de basınç dağılımı verilmiştir. Kafa girişinden spiral kanallı kalıp çıkışına kadar meydana gelen basınç düşüşü 134 bar 'dır. Şekil 5.33'deki spiral kalıbın çıkış kesitindeki hız dağılımı incelendiğinde üniform olduğu görülmektedir.



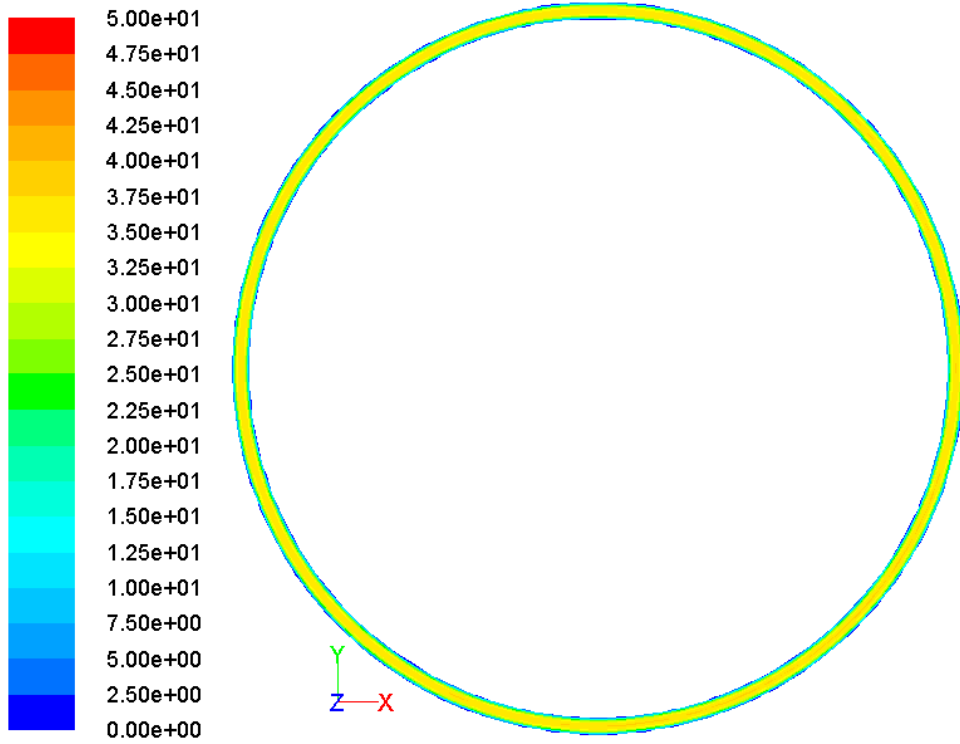
Şekil 5.31 : Spiral kafanın akış hacmi için oluşturulan çözüm ağı. (1 031 733 adet sonlu hacim elemanı).

Cidar kayma gerilmesinin dağılımı Şekil 5.34'de verilmiştir. Katkısız PP (QB79P, CarmelTech) için 230 °C 'de “melt fracture” olayının gözlemlendiği sınır kayma gerilmesi deneysel olarak kapiler reometre ile 112 000 Pa olarak belirlenmiştir [119]. Spiral kafanın cidarlarında oluşan kayma gerilmesi değerleri bu limitin altındadır. Şekil 5.34'de halka içinde gösterildiği gibi maksimum kayma gerilmeleri ani dönüş

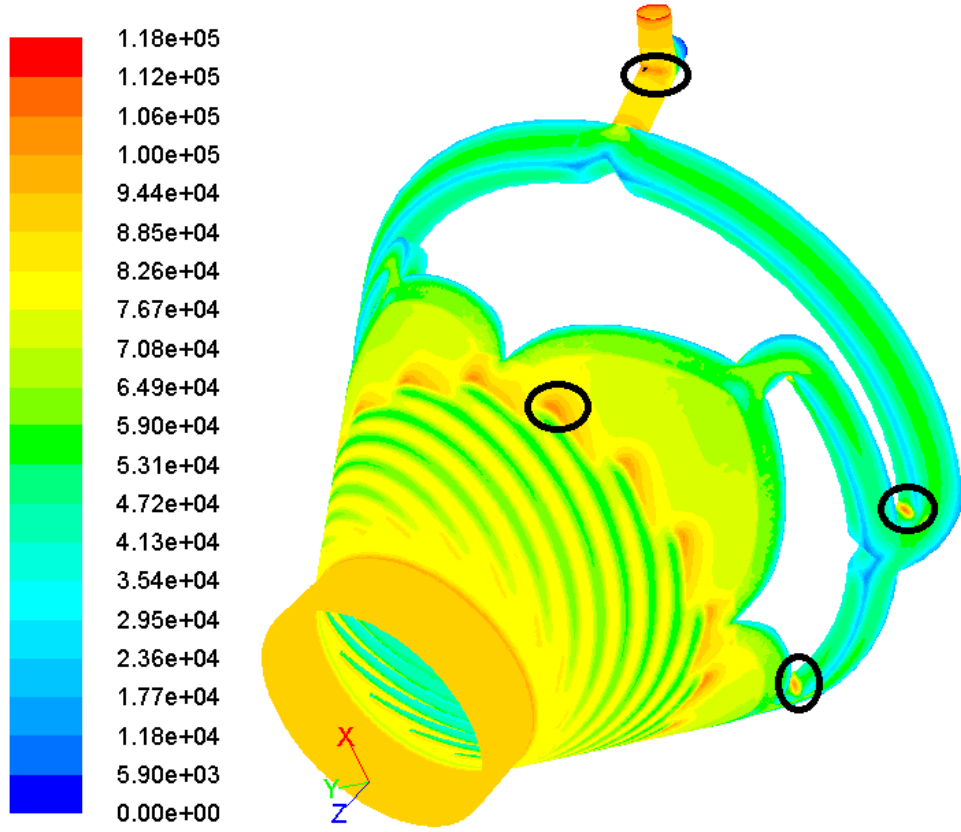
bölgelerinde ve spiral kanal girişinden hemen önceki bölgelerde yer almaktadır. Spiral kanal girişinin görece geniş akış kesitine sahip olmasından dolayı eriyik hızı, bu bölge öncesinde yüksektir.



Şekil 5.32 : Basınç dağılımı (birim: bar).

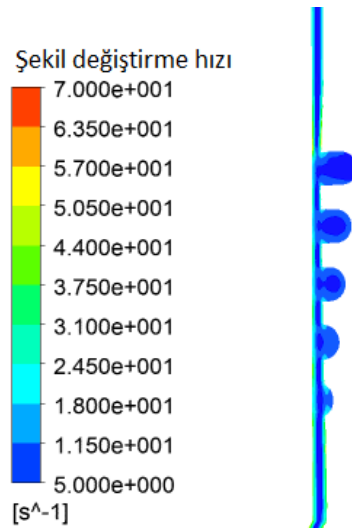


Şekil 5.33 : Spiral kanallı kalıp çıkış kesitindeki hız dağılımı (birim: mm/s).



Şekil 5.34 : Kayma gerilmesi dağılımı (birim: Pa).

Şekil 5.35'de spiral kafada akışa paralel olarak alınan kesitte şekil değiştirme hızının dağılımı verilmiştir. Girişte spiral kanal cidarında şekil değiştirme hızı oldukça düşüktür. Spiral kanallar arasındaki aralıktaki akış kesitinin dar olmasından dolayı şekil değiştirme hızı bu bölümde görece yüksektir. Akış yönünde akış kesit alanının azalmasıyla cidarda şekil değiştirme hızı giderek artmaktadır.



Şekil 5.35 : Spiral kafada akışa paralel olarak alınan kesitte şekil değiştirme hızının dağılımı.

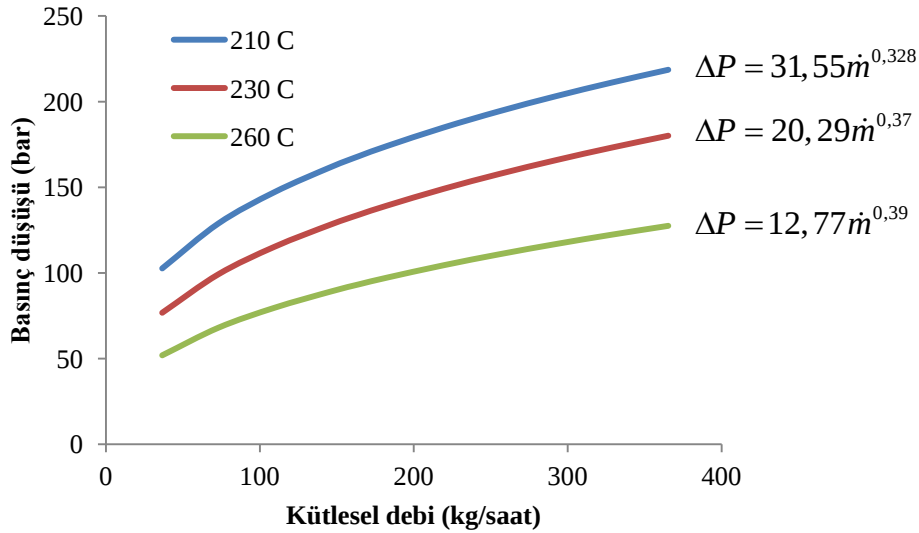
Spiral kafada (bakınız Şekil 5.30) PP (QB79P) ile çalışıldığında kütleli debi ile basınç düşüşü arasındaki değişim farklı sıcaklıklar için Şekil 5.36'da verilmiştir. Basınç ile debi arasındaki ilişki,

$$\Delta P = R\dot{m}^n \quad (5.38)$$

şeklindedir. Burada R, spiral kafanın akışa karşı direnci olup malzeme tipine, kalıp geometrisine ve proses sıcaklığına bağlıdır. n, proses edilen polimer eriyiğın proses sıcaklığındaki Kuvvet Yasası indeksidir. Bu form dairesel, dikdörtgensel ve halka tipi gibi basit şekilli kanallar için de geçerlidir. Bu tez çalışmasında ulaşılan sonuç doğrultusunda Genelleştirilmiş Newton-tipi Akışkan Modeli ile modellenen ekstrüzyon kalıp içi plastik akışları için de geçerli olduğu belirtilmiştir [1]. Şekil 5.36'daki üç eğri aşağıdaki form ile ifade edilebilir.

$$\Delta P = R\dot{m}^n = Ae^{-bt}\dot{m}^n \quad (5.39)$$

Burada t proses sıcaklığını ifade etmektedir. n, proses edilen polimer eriyiğın Çizelge 5.2'deki proses sıcaklığındaki Kuvvet Yasası indeksidir. Burada A=1306 bar/(kg/saat)ⁿ ve b=0,0179 °C⁻¹ dir.

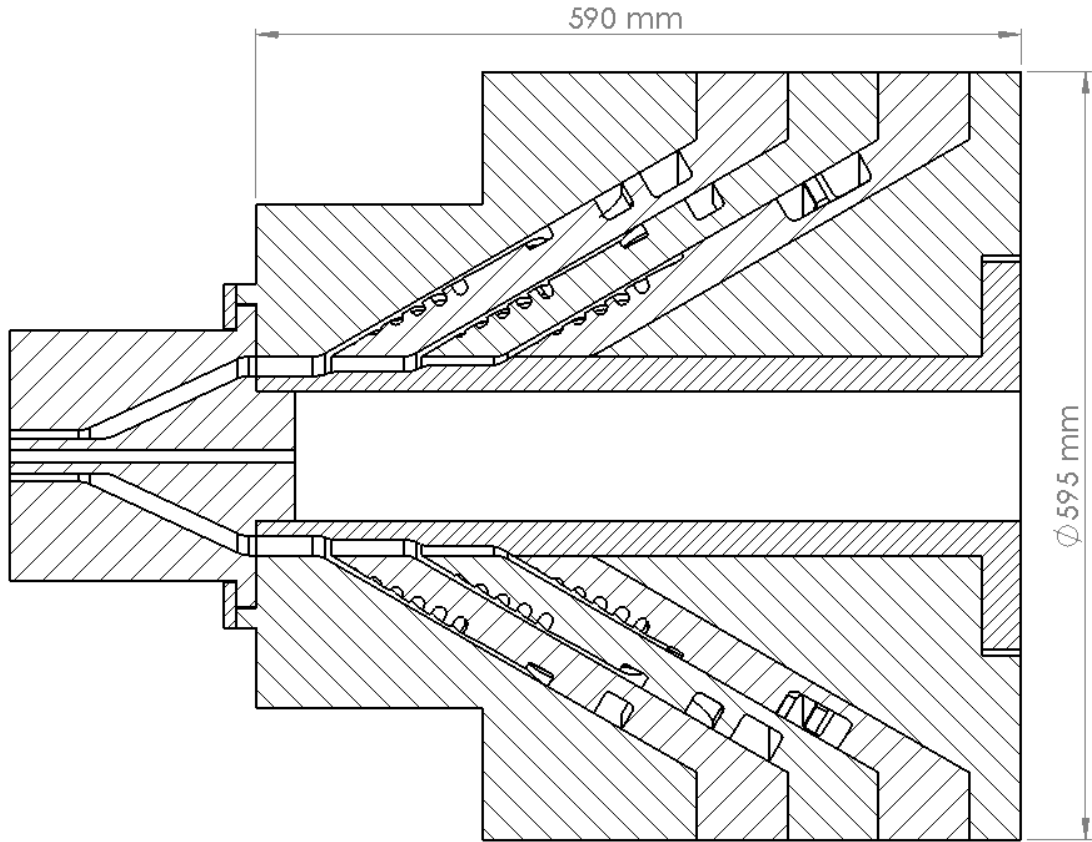


Şekil 5.36 : Spiral kafada (Şekil 5.30) PP (QB79P) ile çalışıldığında kütleli debisi ile basınç düşüşü arasındaki değişim.

Tasarlanan koekstrüzyon kafasının kesit resmi Şekil 5.37'de verilmiştir. SAD analizi sonucuna göre nominal üretim koşullarında iç katman, orta katman ve dış katman akış yolunda oluşacak basınç düşüşü sırasıyla 175, 186 ve 168 bar 'dır. Birebir aynı

olan 3 adet konik spiral kalıbın ard arda dizilip kullanılmasıyla üç katmanlı boru üretimi gerçekleştirilmektedir. Kafa çıkışında halka kanalın iç çapı 27 mm ve dış çapı 40 mm 'dir. Kalibre bölümünde ve devamında püskürtme ile soğutma sırasında yarı ürün soğuyarak nihai boru ölçüleri olan 32 mm çap ve 3,6 mm et kalınlığı değerlerine gelmektedir. Koekstrüzyon kafasının genel özellikleri aşağıda verilmiştir.

- 1, 2 ve 3 katmanlı boru üretilebilmektedir. İlave konik spiral kanallı kalıp kullanılmasıyla katman sayısı 3'ün üzerine çıkarılabilmektedir.
- 20 mm ile 160 mm arasındaki çaplarda çok katmanlı boru üretimini uygun haddelerin ilavesiyle sağlayabilmektedir.
- Her üç katmanın kalınlıkları debi ayar vanaları sayesinde ayarlanabilmektedir.
- Kademeli milin ve iç haddenin değiştirilmesiyle farklı katman kalınlık oranlarıyla çalışmak mümkündür.
- Çapı Ø32mm, et kalınlığı 3,6 mm olan borunun 22,5 m/dak hızda üretimini tasarım kriterlerini yerine gelmesiyle sağlayabilmektedir.



Şekil 5.37 : Tasarlanan üç katmanlı koekstrüzyon kafasının kesit resmi.

6. ÜRETİM DENEYLERİ

6.1 İmalat Aşamaları

Üç katmanlı konik koekstrüzyon kafası imalatı süreci Mir Arge firması ile ortaklaşa yürütülen SANTEZ projesi kapsamında tamamlanmıştır. Şekil 6.1'de imal edilen konik spiral kalıplardan biri görülmektedir. Boru üretiminde üç katmanı oluşturan spiral kalıplar ile farklı katman kalınlık oranlarında çalışmaya müsaade eden kademeli mil Şekil 6.2'de verilmiştir. Konik koekstrüzyon kalıbının imalatında işlem aşamaları şu şekildedir: 5 eksen frezeleme, tornalama, taşlama, rezistansların imalatı ve montajı ile ekstrüder-kalıp arası bağlantı elemanlarının tasarımı, imalatı ve montajı, sıcaklık ve basınç ölçüm elemanlarının temini ve montajı. Kalıp elemanları istenilen ölçülere getirildikten sonra nitrasyon işlemiyle 58 HRC değerine sertleştirilmiştir.

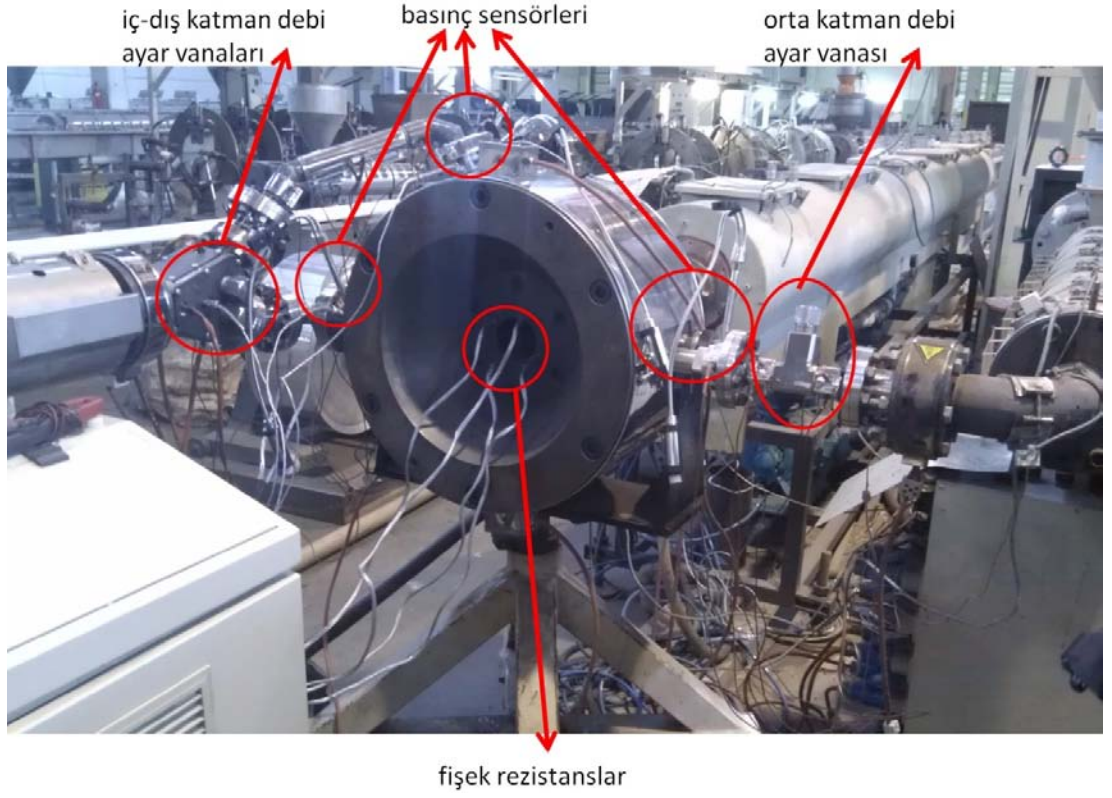


Şekil 6.1 : Konik spiral kalıp.

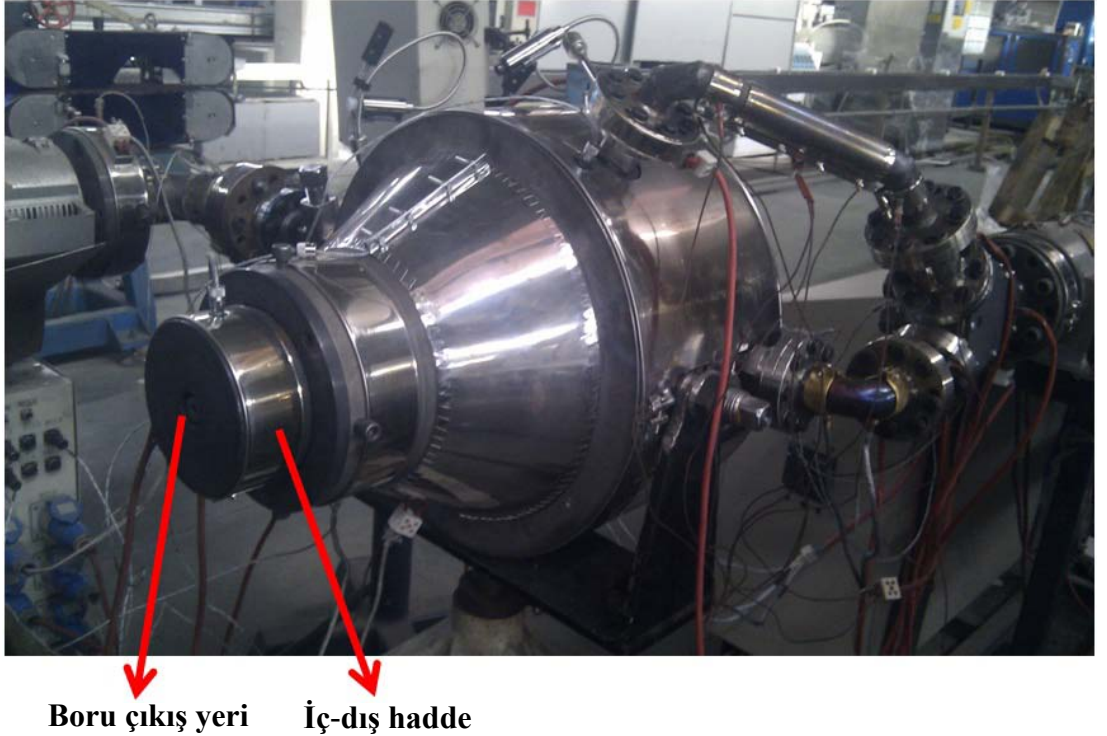


Şekil 6.2 : Üç adet spiral kalıp ve kademeli mil.

Üç katmanlı konik koekstrüzyon kafası Dizayn Grup firmasının Çorlu merkez fabrikasına getirilerek kurulumu gerçekleştirilmiştir. Şekil 6.3'de deneyler sırasında tesisatın kurulu şekli görülmektedir. Ekstrüderlerden biri borunun iç ve dış katmanını beslerken, diğeri borunun orta katmanını beslemektedir. Kalıp, çevresel olarak ceket tipi rezistanslarla ısıtılırken, kalıbın iç kısmı fişek tipi rezistanslarla ısıtılmaktadır. Her katman akış yolu girişine basınç sensörü monte edilmiştir. Sıcaklık sensörleri yardımıyla kalıp besleme girişlerinde ve kalıbın bir çok bölgesinde sıcaklık ölçümü ve kontrolü yapılabilmektedir. Debi ayar vanaları yardımıyla katman kalınlıkları ayarlanabilmektedir. Ektrüder çıkışı ile kalıp besleme girişleri arasındaki bağlantı yollarında ceket tipi rezistanslarla ısıtma yapılmaktadır.



Şekil 6.3 : Koekstrüzyon kafası, koekstrüzyon kafasını besleyen ekstrüderler, kalibre ve soğutma hattı.



Şekil 6.4 : Tasarlanan, imal ve montajı yapılan konik koekstrüzyon kafası.

6.2 Üretim Deneyleri

Kafadan ilk çıkan polimer eriyik malzeme Şekil 6.5'de görülmektedir. Şekil 6.6'da üç katmanın birlikte oluşturduğu borunun üretimi aşamasında alınan bir fotoğraf yer almaktadır. Ekstrüderden çıkan polimer eriyik soğutma yapılmak ve şekil verilmek üzere kalibreye iletilmektedir. Kalibreden sonra soğutma devam etmektedir. Çekiciyle çekilen boru belirli boylarda kesilmektedir. Boru üretim denemeleri sırasında iç, orta ve dış katmanı katkısız polipropilenden (PP) oluşan borular üretilmiştir. Üretim deneylerinde kullanılan polipropilen, Sabic firmasına ait Vestolen PP 80'dir.

Üretim deneyleri sırasında kalıp içerisinde eş-sıcaklık dağılımının sağlanabilmesi için tüm ekstrüder ısıtma bölgeleri, ekstrüder kafa bağlantı yolları ve konik kafa ısıtma bölgeleri eşit (200 °C) sıcaklığa ayarlanmıştır. Üretilen boruların et kalınlıklarının ve katman kalınlıklarının çevresel olarak değişimi grafiksel olarak Şekil 6.8'de gösterilmiştir. İç, orta ve dış katmanları besleyen akış yolu üzerinde konik kafa girişlerinde eriyik basıncı ve son ürün hızı değerleri kaydedilmiştir. Üretim deneylerinden sonra malzemenin (PP) eriyik ve katı yoğunluğu ile reolojik özellikleri ölçülmüştür. Üretim debisine karşılık ölçülen basınç düşüşü değerleri sayısal simülasyon sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır.



Şekil 6.5 : Koekstrüzyon kalıbından çıkan ilk eriyik malzeme.



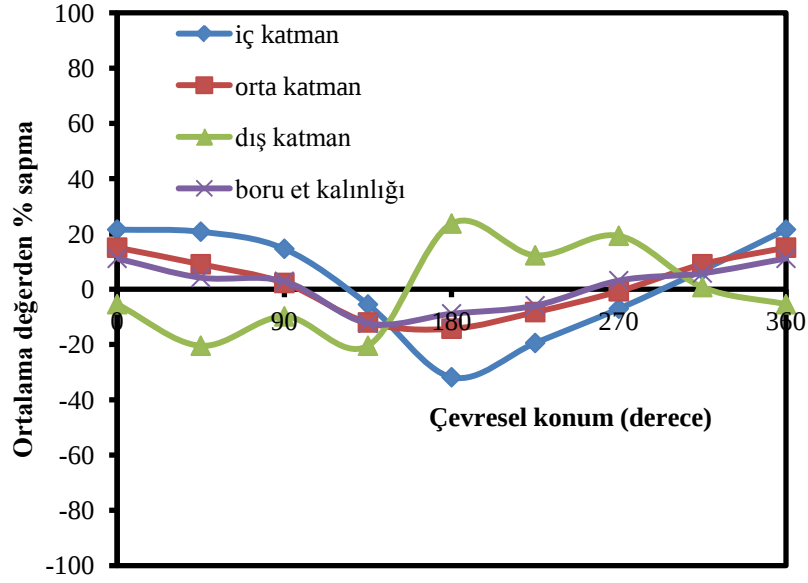
Şekil 6.6 : Koekstrüzyon kalıbı ile boru üretimi.



Şekil 6.7 : İç-dış katmanı katkısız polipropilen orta katmanı katkılı polipropilenden oluşan (tasarlanan koekstrüzyon kalıbıyla üretilen) üç katmanlı boru.

6.3 Boru Üretim Deneyleri Sonuçları

Boru üretim deneylerinde üretilen PP/PP/PP üç katmanlı borunun et kalınlığının ve katman kalınlıklarının çevresel değişimi Şekil 6.8'de verilmiştir. Katman kalınlıkları, +%25 ila -%30 arasında değişen değerlerde ortalama katman kalınlığından sapma gösterirken, et kalınlığı maksimum $\pm\%10$ değerlerinde sapmaya sahiptir. Şekil 6.8'deki verilerin son üründen alındığı dikkate alındığında homojen olmayan et kalınlığı ve katman kalınlığı dağılımının bir çok nedeni olabilir. Eriyik polimer, konik kafadan ayrıldıktan sonra sırasıyla şu yolu izlemektedir: hava içerisinde serbest ilerledikten sonra soğutma ve dış yüzey şekillendirmesi için kalibreye girmekte, akabinde püskürtmeyle su soğutmaya maruz kalmaktadır. Daha sonra su kanalına giriş yaparak soğutulmaya devam etmektedir. Son bölümde çekiciyle çekilerek uygun boylarda kesilmektedir. Homojen olmayan kalınlık dağılımlarının sebeplerinden biri sente ayarı olabilir. Plastik boru ekstrüzyonunda kalıp çıkışında yer alan iç hadde ile dış hadde eş eksenli olmalarına rağmen kalıbın simetrik ısıtılamaması gibi bazı nedenlerden dolayı sıklıkla dış hadde aşağı-yukarı, sağa-sola hareket ettirilerek boru et kalınlığının uniform olması sağlanmaya çalışılır, bu işleme üretimde sente ayarı denir.



Şekil 6.8 : PP/PP/PP borunun çevresel olarak et kalınlığının ve katman kalınlıklarının dağılımları.

Boru üretim deneylerinde orta katmanı katkısız PP 'nin oluşturduğu boru için ölçülen deneysel veriler Çizelge 6.1'de verilmiştir.

Çizelge 6.1 : Katkısız PP (SABIC Vestolen PP 80) için boru üretim deneylerinde kaydedilen veriler.

	Kafa giriş basıncı (bar)	Ürün hızı (m/dak)	Katı yoğunluğu (kg/m ³)	Eriyik yoğunluğu (200 °C) (kg/m ³)	Kütleli debi (kg/saat)	Hacimsel debi (200 °C) (m ³ /s)
İç katman	74	2,14	899,5	750,2	12,24	4,5332×10 ⁻⁶
Dış katman	57				12,62	4,6737×10 ⁻⁶
Orta katman	63				13,81	5,1147×10 ⁻⁶
	Toplam				38,67	14,3216×10 ⁻⁶

Katı yoğunluğu, ASTM B962-08 [104] standardına göre; eriyik yoğunluğu ASTM D3835-08 [105] standardına göre ölçülmüştür. Katkısız PP (SABIC Vestolen PP 80)'nin 200 °C'deki viskozitesi kapiler reometrede L/D oranı 30, delik çapı d=1 mm olan kalıplar ile ve rotasyonel reometrede aralarındaki aralık miktarı h=1,5 mm olan 25 mm çapında levha-levha ölçüm elemanı ile ölçülmüştür. Katkısız PP'nin viskozite modeli parametreleri Çizelge 6.2'de verilmiştir.

Çizelge 6.2 : Katkısız PP (Vestolen PP80, Sabic)'in 200 °C'deki viskozite modeli katsayıları.

Bird-Carreau Modeli		Kuvvet Yasası	
η_0	62061 Pa.s	m	22916 Pa.s ⁿ
λ	5,798 s	n	0,341
n	0,368		

SAD analizi sonuçlarına göre iç katman, orta katman ve dış katman akış yolunda meydana gelen basınç kaybı sırasıyla 86, 84 ve 79 bar 'dır. SAD analizi sonuçları deneysel verilere göre biraz yüksektir. SAD analizlerinde kullanılan reoloji verisinin kapiler reometre testleriyle elde edilmiş olması, bunun yanında üretim deneylerinde polimerin tek vidalı ekstrüder prosesinden geçmesi ile oluşan farklı deformasyon koşulları üretim denemelerinde ölçülen ve SAD analizlerinde hesaplanan basınç kayıp değerleri arasındaki farkların nedeni olabilir.

7. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu tez çalışması kapsamında yapılan çalışmalar iki kısma ayrılabilir. İlk kısımda katkısız polipropilen (PP) ve katkılı PP kompozit eriyiklerin reolojik özellik karakterizasyon çalışmaları ve ikinci kısımda koekstrüzyon kafası tasarım, imalat ve deney çalışmaları yer almaktadır.

Kompozit malzemeler öncelikle Termokinetik Karıştırıcı ile hazırlanmıştır. Kompozit yapılarda katkı maddelerinin polimer matris içerisindeki dağılımı arzu edilen seviyede homojen elde edilemediğinden bu durumun sağlanabildiği çift vidalı ekstrüder ile kompozitler hazırlanmıştır. Farklı derişimlerde kalsit-PP, grafit-PP ve nanokil-PP kompozitlerinin sıcaklığa bağlı reolojik özellikleri rotasyonel ve kapiler reometre kullanılarak ölçülmüştür. Kompozit malzemelerin genel eğilimine paralel olarak derişim arttıkça kalsit-PP ve grafit-PP kompozitlerinin viskoziteleri, viskoz ve elastik kayma modülleri ile kompleks viskoziteleri artmıştır. İki farklı Grafit-PP kompoziti ile çalışılmıştır. Yüzey alanı daha geniş olan 3775 kodlu grafit ile hazırlanan kompozitin akışa karşı direnci daha büyük olduğundan viskozitesi diğer grafit kompozitine göre yüksektir. Nanokil-PP kompozitlerinde ise derişimin artmasına bağlı olarak reolojik değişkenlerde azalma görülmüştür. Polimer matrise katkı ilavesi ile moleküler hareketlilik azaldığından kompozit eriyik viskozitesinin sıcaklığa bağlı değişimi katkısız PP'ye göre daha azdır.

Bu tez çalışmasının ikinci bölümünde koekstrüzyon kafa tasarım metodolojisi geliştirilmiş ve gerçekleştirilmiştir. Dış çapı 32 mm, et kalınlığı 3,6 mm olan üç katmanlı PPRC (CarmelTech QB79P) borunun 230 °C proses sıcaklığında, 22,5 m/dak ürün hızında üretimi için konik koekstrüzyon kafa tasarımı çalışmaları yürütülmüştür. Kafada meydana gelecek en yüksek basınç düşüşü 200 bar, en düşük cidar şekil değiştirme hızı 5 s^{-1} , en yüksek cidar kayma gerilmesi 112 000 Pa, katmanlı akışta tabakalar arası en yüksek kayma gerilmesi 20 000 Pa ve katmanlı akışta tabakalar hız oranı 1 civarında olması şeklinde tasarım kriterleri belirlenmiştir. Koekstrüzyon kafa, dairesel ve dikdörtgen kesitli dağıtıcı kanallar, askı-tipi dağıtıcılar, spiral kalıp, katmanlı akış bölgesi ve iç-dış haddeden oluşmaktadır. Kafa

tasarımına kafa çıkışından başlanarak öncelikle katmanlı akış bölgesi geometrik parametreleri optimize edilmiştir. Burada halka kanaldaki katmanlı akış, eksenel simetrik kabul edilerek iki boyutlu bir problem olarak ele alınıp Kuvvet Yasası'na uyan polimer eriyikler için sayısal olarak çözülmüştür. Askı-tipi dağıtıcının geometrik parametreleri, bu tez çalışması kapsamında geliştirilen elektrik-şebekesi benzeşimi yönteminde tersine mühendislik yaklaşımının uygulanmasıyla optimize edilmiştir. Askı-tipi dağıtıcı için gerçekleştirilen SAD analizinde çıkış hız dağılımı ve basınç kaybı değerleri, elektrik-şebekesi benzeşimi yöntemiyle hesaplanan değerlerle karşılaştırıldığında elektrik-şebekesi benzeşimi yönteminin başarılı olduğu anlaşılmıştır. Bu yöntemde temsili viskozite kavramının kullanılması, Newton-tipi olmayan polimer eriyik akışı için Newton-tipi akışkanlar için geçerli olan debi-basınç düşüşü ifadelerinin kullanılmasını mümkün kılmıştır. Spiral kalıp içindeki akış dağılımı konik spiral kalıplar için bu tez çalışmasında geliştirilen analitik yaklaşımla çözülmüştür. Matlab programında yazılan kod içerisinde iteratif akış çözümlemeleriyle spiral kalıbın geometrik parametreleri optimize edilmiştir. SAD analizi sonuçlarına göre kalıp çıkışında hız dağılımı üniformdur ve basınç kaybı analitik yaklaşımda yüksek değerde hesaplanmıştır. Bunun en önemli nedeni, analitik yaklaşımda spiral kanaldan sızıntı akışının gerçekleştiği arayüzeyin cidar olarak değerlendirilmesidir. Üretim deneyinde ölçülen ve SAD analizinde hesaplanan konik kafa basınç değerleri uyumludur.

Tez çalışması kapsamında kalıp tasarımlarında kullanılan analitik yaklaşımların ve elektrik-şebekesi benzeşimi yönteminin uygulamalarına yer verilmiştir. Birinci çalışmada, tek katmanlı boru üretimi için 4 adet askı-tipi dağıtıcı ile beslenen silindirik spiral kalıp tasarımı ele alınmıştır. Askı-tipi dağıtıcıların ön tasarımı analitik yaklaşımla belirlenmiştir. Elektrik-şebekesi yöntemi kullanılarak performansı yeterli olmayan dağıtıcıların geometrik parametreleri tersine mühendislik yaklaşımıyla optimize edilmiştir. Spiral kalıp kısmının geometrik parametreleri analitik yaklaşımla belirlenmiştir. Askı-tipi dağıtıcı ve spiral kalıp için ayrı ayrı gerçekleştirilen SAD analizleri sonuçları ile elektrik-şebekesi benzeşimi ve analitik yaklaşım sonuçları kalıp çıkışı hız dağılımı ve basınç kaybı açısından değerlendirildiğinde çok iyi uyum içinde oldukları tespit edilmiştir. İkinci çalışmada, konik askı-tipi dağıtıcıların malzemeden ve proses şartlarından bağımsız tasarımı için analitik bir yöntem geliştirilmiştir. SAD analizi sonuçları incelendiğinde reolojik

özellikleri farklı akışkanlar için tasarlanan kalıbın çıkışında hız dağılımının ekstrüzyon prosesi açısından yeterince üniform olduğu görülmüştür.

Bu tez çalışması kapsamında tanıtılan ve geliştirilen analitik ve elektrik-şebekesi benzeşimi yöntemleri, SAD analizleriyle değerlendirildiğinde kalıp tasarımında oldukça başarılıdır. Özellikle malzeme ve proses koşullarından bağımsız tasarım açısından oldukça faydalı yaklaşımlardır. Bu yöntemlerin uygulanmaları pratik ve hızlıdır; geometrik parametrelerin, malzeme reolojik özelliklerinin ve proses koşullarının etkileri hemen görülebilmektedir. SAD analizlerinde çözüm ağı oluşturma ve sonuçların elde edilmesi uzun süreler alabilmektedir ve genelde iteratif olarak kalıp geometrisinin güncellenmesi gerekmektedir. Bundan dolayı bu tez çalışmasında uygulanan tasarım araçları ilk tasarımın oluşturulmasında zaman kazancı için mutlaka kullanılmalıdır. Ölü akış bölgelerinin veya yüksek kayma gerilmesi bölgelerinin tespiti için SAD analizleri yapılarak kalıp geometrilerinde değişiklikler yapılarak kalıp tasarımı sonlandırılmalıdır.

KAYNAKLAR

- [1] **Michaeli, W.** (2003). *Extrusion dies for plastics and rubber: design and engineering computations*, Hanser, München.
- [2] **Lenk, R. S.** (1981). The analysis of shear-viscous flow in typical elliptical dies. *Journal of Applied Polymer Science*, 26, 3171-3173.
- [3] **Lenk, R. S. ve Frenkel, R. A.** (1981). Pressure drop through tapered wide-slit dies - A revised version. *Journal of Applied Polymer Science*, 26, 2801-2804.
- [4] **Vlachopoulos, J. ve Scott, P. S.** (1985). Pressure drop for molten polymer flow through tapered dies. *Advances in Polymer Technology*, 5, 81-86.
- [5] **Hurez, P. ve Tanguy, P. A.** (1993). Numerical simulation of profile extrusion dies without flow separation. *Polymer Engineering and Science*, 33, 971-979.
- [6] **Shahreza, A. R., Behraves, A. H., Jooybari, M. B. ve Soury, E.** (2010). Design, optimization, and manufacturing of a multiple-thickness profile extrusion die with a cross flow. *Polymer Engineering and Science*, 50, 2417-2424.
- [7] **McKelvey, J. M. ve Ito, K.** (1971). Uniformity of Flow from Sheet Die, *Polymer Engineering and Science*, 11, 258-263.
- [8] **Booy, M. L.** (1982). A network flow analysis of extrusion dies and other flow systems, *Polymer Engineering and Science*, 22, 432-437.
- [9] **Matsubara, Y.** (1979). Geometry Design of a Coat-Hanger Die with Uniform Flow Rate and Residence Time Across the Die Width. *Polymer Engineering and Science*, 19, 169-172.
- [10] **Matsubara, Y.** (1980). Design of coat-hanger sheeting dies based on ratio of residence times in manifold and slot. *Polymer Engineering and Science*, 20, 716-719.
- [11] **Matsubara, Y.** (1983). Residence time distribution of polymer melts in the linearly tapered coat-hanger die. *Polymer Engineering and Science*, 28, 17-19.
- [12] **Matsubara, Y.** (1988). Flat die geometry – A note. *Polymer Engineering and Science*, 28, 1275.
- [13] **Winter, H. H. ve Fritz, H. G.** (1986). Design of dies for the extrusion of sheets and annular parisons: The distribution problem. *Polymer Engineering and Science*, 26, 543-553.

- [14] **Liu, T., Liu, L. ve Tsou, J.** (1994). A unified lubrication approach for the design of a coat-hanger die. *Polymer Engineering and Science*, 34, 541-550.
- [15] **Reid, J. D., Campanella, O. H., Corvolan, C. M. ve Okos, M. R.** (2003). The influence of power-law rheology on flow distribution in coathanger manifolds. *Polymer Engineering and Science*, 43, 693-703.
- [16] **Vergnes, B., Saillard, P. ve Agassant, J. F.** (1984). Non-isothermal flow of a molten polymer in a coat-hanger die. *Polymer Engineering and Science*, 24, 980-987.
- [17] **Vergnes, B. ve Agassant, J. F.** (1986). Die flow computations: A method to solve industrial problems in polymer processing. *Advances in Polymer Technology*, 6, 441-455.
- [18] **Liu, T. J., Hong, C. N. ve Chen, K. C.** (1988). Computer-aided analysis of a linearly tapered coat-hanger die. *Polymer Engineering and Science*, 28, 1517-1526.
- [19] **Lee, C. C.** (1990). An improved flow analysis network (FAN) method for irregular geometries. *Polymer Engineering and Science*, 30, 1607-1614.
- [20] **Chen, C., Jen, P. ve Lai, F. S.** (1997). Optimization of the coathanger manifold via computer simulation and an orthogonal array method. *Polymer Engineering and Science*, 37, 188-196.
- [21] **Yu, Y. W. ve Liu, T. J.** (1998). A simple numerical approach for the optimal design of an extrusion die. *Journal of Polymer Research*, 5, 1-7.
- [22] **Gifford, W. A.** (1998). A three-dimensional analysis of the effect of die body deflection in the design of extrusion dies. *Polymer Engineering and Science*, 38, 1729-1739.
- [23] **Bates, S. J., Pittman, J. F. T., Sienz, J. ve Langley, D. S.** (2003). Enhancing slit die performance by optimization of restrictor profiles. *Polymer Engineering and Science*, 43, 1500-1511.
- [24] **Wang, Q. ve Smith, D. E.** (2007). Analysis of the fluid–structure interaction in the optimization-based design of polymer sheeting dies. *Journal of Applied Polymer Science*, 103, 3994–4004.
- [25] **Gifford, W. A.** (2001). The effect of wall slip on the performance of flat extrusion dies. *Polymer Engineering and Science*, 41, 1886-1892.
- [26] **Reifschneider, L. G.** (2002). Automated Sheet Die Design. *Society of Plastic Engineers ANTEC Technical Papers*, 1, 1-5.
- [27] **Huang, Y., Gentle, C. R. ve Hull, J. B.** (2004). A Comprehensive 3-D Analysis of Polymer Melt Flow in Slit Extrusion Dies, *Advances in Polymer Technology*, 23, 111-124.
- [28] **Sun, Y., Gupta, M., Dooley, J., Koppi, K. A. ve Spalding, M. A.** (2005). Experimental and numerical investigation of the elongational viscosity effects in a coat-hanger die. *Society of Plastic Engineers ANTEC Technical Papers*, 1, 81-85.

- [29] **Smith, D. E. ve Wang, Q.** (2005). Optimization-based design of polymer sheeting dies using generalized newtonian fluid models. *Polymer Engineering and Science*, 45, 953-965.
- [30] **Wu, T., Jiang, B., Xu, S. ve Bi, C.** (2006). Nonisothermal comprehensive 3D analysis of polymer melt flow in a coat-hanger die. *Polymer Engineering and Science*, 46, 406-415.
- [31] **Wang, X., Chen, T. ve Huang, X.** (2006). Simulation of the polymeric fluid flow in the feed distributor of melt blowing process. *Journal of Applied Polymer Science*, 101, 1570-1574.
- [32] **Wu, T., Jiang, B., Xu, S. ve Huang, N.** (2006). Three-dimensional nonisothermal simulation of a coat hanger die. *Journal of Applied Polymer Science*, 101, 2911-2918.
- [33] **Wang, Q. ve Smith, D. E.** (2007). Analysis of the fluid–structure interaction in the optimization-based design of polymer sheeting dies. *Journal of Applied Polymer Science*, 103, 3994-4004.
- [34] **Qu, J. P. ve Zhang, X. M.** (2008). Modeling of coat-hanger die under vibrational extrusion. *Journal of Applied Polymer Science*, 107, 1006-1019.
- [35] **Meng, K., Wang, X. ve Huang, X.** (2008). Numerical analysis of the stagnation phenomenon in the coat-hanger die of melt blowing process. *Journal of Applied Polymer Science*, 108, 2523-2527.
- [36] **Lebaal, N., Schmidt, F. ve Puissant, S.** (2009). Design and optimization of three-dimensional extrusion dies, using constraint optimization algorithm. *Finite Elements in Analysis and Design*, 45, 333-340.
- [37] **Lebaal, N., Schmidt, F., Puissant, S. ve Schläfli, D.** (2009). Design of optimal extrusion die for a range of different materials. *Polymer Engineering and Science*, 49, 432-440.
- [38] **Meng, K., Wang, X. ve Huang, X.** (2009). Optimal design of the coat-hanger die used for producing melt-blown fabrics by finite element method and evolution strategies. *Polymer Engineering and Science*, 49, 354-358.
- [39] **Meng, K., Wang, X. ve Chen, Q.** (2011). Fluid flow in coat-hanger die of melt blowing process-comparison of numerical simulations and experimental measurements. *Textile Research Journal*, 81, 1686-1693.
- [40] **Li, Y., Zheng, J., Xia, C. ve Zhou, W.** (2012). A finite piece method for simulating polymer melt flows in extrusion sheet dies. *Journal of Applied Polymer Science*, 123, 3189–3198.
- [41] **Lebaal, N., Puissant, S., Schmidt, F. ve Schläfli, D.** (2012). An optimization method with experimental validation for the design of extrusion wire coating dies for a range of different materials and operating conditions. *Polymer Engineering and Science*, 52, 2675–2687.
- [42] **Meng, K., Wang, X. H. ve Chen Q. G.** (2012). Analysis and design of a broad-width coat-hanger die in the melt blowing process. *Fibres & Textiles in Eastern Europe*, 20, 44-47.

- [43] **Lin, Y. Y., Wu, P. Y., Liu, T. J., Hsu, T. C. ve Tiu, C.** (2013). Coating die design for suspensions. *Asia-Pacific Journal of Chem. Eng.*, 8, 115–129.
- [44] **Grieß, H. J. ve Münstedt, H.** (2012). Flow behavior of polypropylenes with different molecular structures in a coat-hanger die. *Polym Eng Sci*, 52, 2253–2259.
- [45] **Meng, K. ve Wang, X.** (2012). Numerical simulation and analysis of fluid flow in double melt-blown die. *Textile Research Journal*, 83, 249–255.
- [46] **Han, W. ve Wang, X.** (2012). Optimal geometry design of the coat-hanger die with uniform outlet velocity and minimal residence time. *J. Appl. Polym. Sci.*, 123, 2511–2516.
- [47] **Grieß, H. J., Burghilea, T. I. ve Münstedt, H.** (2012). Velocity measurements on a polypropylene melt during extrusion through a flat coat-hanger die. *Polym Eng Sci*, 52, 615–624.
- [48] **Fahy, E. J. ve Gilmour, P. W.** (1986). A finite element analysis of generalized Newtonian fluids through spiral mandrel dies. *Int. J. Numer. Meth. Engng.*, 23, 1–11.
- [49] **Kalyon, D. M., Yu, J. S. ve Du, C.-C.** (1987). A distributed model of flow in spiral mandrel die. *Polym Eng Sci*, 5, 179–207.
- [50] **Rauwendaal, C.** (1987). Flow distribution in spiral mandrel dies. *Polym Eng Sci*, 27, 186–191.
- [51] **Perdikoulis, J., Vlcek, J. ve Vlachopoulos, J.** (1987). Polymer flow through spiral mandrel dies: A comparison of models. *Adv. Polym. Technol.*, 7, 333–341.
- [52] **Perdikoulis, J., Vlcek, J. ve Vlachopoulos, J.** (1990). An experimental evaluation of flow distribution models for spiral mandrel dies. *Adv. Polym. Technol.*, 10, 111–123.
- [53] **Mavridis, H.** (1998). A Model of Polymer Melt Flow in Spiral Mandrel Dies. *SPE Antec Tech Papers*, 1, 1–4.
- [54] **Huang, C.-C.** (1998). A systematic approach for the design of a spiral mandrel die. *Polym Eng Sci*, 38, 573–582.
- [55] **Higuchi, H. ve Koyama, K.** (2003). Flow Analyses in a Spiral Mandrel Die Assuming Wall Slip. *International polymer processing*, 18, 349–355.
- [56] **Michaeli, W. ve Blömer, P.** (2004). Flat spiral dies - Rheological design with network theory. *Journal of Polymer Engineering*, 24, 137–154.
- [57] **Malekzadeh, M., Goharpey, F. ve Foudazi, R.** (2008). Flow analysis of flat spiral dies and comparison with cylindrical spiral mandrel dies, *Int. Polym. Proc.*, 23, 38–46.
- [58] **Zatloukal, M., Tzoganakis, C., Perdikoulis, J. ve Saha, P.** (2001). Numerical simulations of polymer flow in flat spiral dies. *Polym Eng Sci*, 41, 1683–1694.

- [59] **Skabrahova, P., Svabik, J. ve Perdikoulis, J.** (2003). A non-isothermal 3D FEM study of spiral mandrel dies with non-symmetrical input, *SPE ANTEC Tech. Papers*, 1, 305-309.
- [60] **Sun, Y. ve Gupta, M.** (2006). An analysis of the effect of elongational viscosity on the flow in a spiral-mandrel die. *Adv. Polym. Technol.*, 25, 90-97.
- [61] **Rotter, B. ve Michaeli, W.** (2002). Coupled rheological and mechanical design of stackable spiral dies. *SPE ANTEC Tech. Papers*, 1, 1-5.
- [62] **Michaeli, W. ve Blömer, P.** (2004). Flat spiral dies - Rheological design with network theory. *Journal of Polymer Engineering*, 24, 137-154.
- [63] **Higuchi, H., Sato, M. ve Koyama, K.** (2003). Effect of wall slip on blown film thickness distribution. *Polym Eng Sci*, 43, 1788-1797.
- [64] **Higuchi, H. ve Koyama, K.** (2003). Flow Analyses in a Spiral Mandrel Die Assuming Wall Slip. *International polymer processing*, 18, 349-355.
- [65] **Perdikoulis, J., Vlcek, J. ve Vlachopoulos, J.** (1987). Polymer flow through spiral mandrel dies: A comparison of models. *Adv. Polym. Technol.*, 7, 333-341.
- [66] **Perdikoulis, J., Vlcek, J. ve Vlachopoulos, J.** (1990). An experimental evaluation of flow distribution models for spiral mandrel dies. *Adv. Polym. Technol.*, 10, 111-123.
- [67] **Limper, A. ve Stieglitz, H.** (1998). Recent research on mathematical design of spiral mandrel dies. *SPE Antec Tech Papers*, 1, 1-5.
- [68] **Fischer, P. ve Wortberg, J.** (1998). New spiral mandrel dies, "Innovation in Extrusion" isimli SKZ Konferansı'nda sunulan bildirinin genişletilmiş baskısı, Würzburg, 13-14 Mayıs.
- [69] **Fischer, P.** (2003). Co-extrusion dies based on spiral mandrel technology, 1st International Congress "Profile & Pipe Extrusion in Difficult Markets" Bad Neuenahr, 30-31 Ocak.
- [70] **Michaeli, W. ve Blömer, P.** (2004). Analysis of Flow in a Spiral Mandrel Die. *SPE Antec Tech Papers*, 1, 272-276.
- [71] **Haberstroh, E. ve Schlüter, M.** (2001). The use of modern technologies in the development of simulation software. *Journal of Polymer Engineering*, 21, 209-224.
- [72] **Kolarika, R., Zatloukala, M. ve Martyn, M.** (2013). The effect of polyolefin extensional rheology on non-isothermal film blowing process stability. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 56, 694-708.
- [73] **Schrenk, W. J., Bradley, N. L., Alfrey, T. ve Maack, H.** (1978). Interfacial flow instability in multilayer coextrusion. *Polym Eng Sci*, 18, 620-623.
- [74] **Han, C. D. ve Shetty, R.** (1976). Studies on multilayer film coextrusion I. The rheology of flat film coextrusion. *Polym Eng Sci*, 16, 697-705.

- [75] **Han, C. D. ve Shetty, R.** (1978). Studies on multilayer film coextrusion II. Interfacial instability in flat film coextrusion. *Polym Eng Sci*, 18, 180–186.
- [76] **Han, C. D. ve Shetty, R.** (1978). Studies on multilayer film coextrusion III. The rheology of blown film coextrusion. *Polym Eng Sci*, 18, 187–199.
- [77] **Han, C. D., Kim, Y. J. ve Chin, H. B.** (1984). Rheological investigation of interfacial instability in two-layer flat-film coextrusion. *Journal of Polymer Engineering*, 4, 177–200.
- [78] **Mavridis, H. ve Shroff, R. N.** (1994). Multilayer extrusion: Experiments and computer simulation. *Polym Eng Sci*, 34, 559–569.
- [79] **Yamaguchi, H. ve Yamamoto, H.** (2002). Flow behavior of stratified viscoelastic laminar flow at junctions with different angles. *Polym Eng Sci*, 42, 203–214.
- [80] **Zatloukal, M., Sába, P., Vlček, J. ve Tzoganakis, C.** (2002). Viscoelastic stress calculation in multi-layer coextrusion dies: Die design and extensional viscosity effects on the onset of ‘wave’ interfacial instabilities. *Polym Eng Sci*, 42, 1520–1533.
- [81] **Xiao, K.** (2004). Eliminating interfacial instability at pe/tie interface using a multi-layer stacked coextrusion die. *SPE Antec Tech Papers*, 1, 362–366.
- [82] **Zatloukal, M., Martyn, M. T., Vlcek, J. ve Coates, P. D.** (2006). Modeling of viscoelastic multi-layer flows for different polymer melts. *SPE Antec Tech Papers*, 2, 851–855.
- [83] **Zatloukal, M., Martyn, M. T., Coates, P. D. ve Vlček, J.** (2004). Modelling of viscoelastic coextrusion flows in multi-manifold flat dies. *Plastics, Rubber and Composites*, 33, 305–309.
- [84] **Zhang, J., Lodge, T. P. ve Macosko, C. W.** (2006). Interfacial slip reduces polymer-polymer adhesion during coextrusion. *Journal of Rheology*, 50, 41–57.
- [85] **Gupta, M.** (2008). Mesh partitioning technique for three-dimensional simulation of coextrusion. *SPE Antec Tech Papers*, 1, 217–222.
- [86] **Kalyon, D. M.** (2010). An analytical model for steady coextrusion of viscoplastic fluids in thin slit dies with wall slip. *Polym Eng Sci*, 50, 652–664.
- [87] **Zhang, M., Jia, Y., Sun, S. ve Zhao, G.** (2012). Three-dimensional nonisothermal simulation of multi-layer extrusion processes of polymer melts. *Polymer-Plastics Technology and Engineering*, 45, 1257–1262.
- [88] **Anderson, P. D., Dooley, J. ve Meijer, H. E. H.** (2006). Viscoelastic effects in multilayer polymer extrusion. *Applied Rheology*, 16, 198–205.
- [89] **Gifford, W. A.** (2000). A three-dimensional analysis of coextrusion in a single manifold flat die. *Polym Eng Sci*, 40, 2095–2100.

- [90] **Gupta, M.** (2009). Three dimensional simulation of coextrusion in a complex profile die. *SPE Antec Tech Papers*, 1, 1-7.
- [91] **Colbert, C. A.** (2000). The extrusion of multi-layer barrier tubing from cross linked polyethylene. *SPE Antec Tech Papers*, 1, 1-6.
- [92] **Dooley, J., Jenkins, S. ve Naumovitz, J.** (2001). An experimental study of the flow of an encapsulated polymer melt through a unique blown film die. *SPE Antec Tech Papers*, 1, 1-5.
- [93] **Yao, F. and Wu, Q.** (2010). Coextruded polyethylene and wood-flour composite: Effect of shell thickness, wood loading, and core quality. *J. Appl. Polym. Sci.*, 118, 3594–3601
- [94] **Jin, S. ve Matuana, L. M.** (2008). Coextruded PVC/wood-flour composites with WPC cap layers. *J Vinyl Addit Technol*, 14, 197–203.
- [95] **Lee, P. C. ve Dooley, J.** (2012). Experimental and numerical analysis of micro-nanolayer coextrusion. *Journal of Plastic Film and Sheeting*, 29, 78-98.
- [96] **Dooley, J., Robacki, J., Jenkins, S., Lee, P. C. ve Wrisley, R.** (2011). Producing microlayer blown film structures using layer multiplication and unique die technology. *SPE Antec Tech Papers*, 1, 1-8.
- [97] **Keawkanoksilp, C., Apimonsiri, W., Patcharaphun, S. ve Sombatsompop, N.** (2012). Rheological properties and melt strength of LDPE during coextrusion process. *J. Appl. Polym. Sci.*, 125, 2187–2195.
- [98] **Zhao, R. ve Macosko, C. W.** (2002). Slip at polymer–polymer interfaces rheological measurements on coextruded multilayers, *J. Rheol.*, 46, 145-167.
- [99] **Dooley, J.** (2004). The effect of multilayer rheology on coextrusion die design. *SPE Antec Tech Papers*, 1, 1-8.
- [100] **Zhang, M., Huang, C., Sun, S. ve Jia, Y.** (2010). The finite element simulation of polymer coextrusion based on the slip boundary. *Polymer-Plastics Technology and Engineering*, 48, 754-759.
- [101] **Zhang, M., Sun, S. ve Jia, Y.** (2008). Three-dimensional finite element simulation and analysis of half-club coextrusion processes. *Polymer-Plastics Technology and Engineering*, 47, 384-388.
- [102] **Wortberg, J.** (1995). Design of spiral mandrel coextrusion heads for blow molding. *SPE Antec Tech Papers*, 1, 936-942.
- [103] **ASTM 1238-10** (2010). Standard Test Method for Melt Flow Rates of Thermoplastics by Extrusion Plastometer.
- [104] **ASTM B962-08** (2008). Standard Test Methods for Density of Compacted or Sintered Powder Metallurgy Products Using Archimedes' Principle.
- [105] **ASTM D3835-08** (2008). Standard Test Method for Determination of Properties of Polymeric Materials by Means of a Capillary Rheometer.

- [106] **Macosko, C. W.** (1994). *Rheology: Principles, Measurements and Applications*, Wiley-VCH, New York.
- [107] **Baird D.G. ve Collias, D.I.** (1998). *Polymer Processing: Principles and Design*, Wiley-Interscience publication, New York.
- [108] **Gökgöz, I.** (2008). *Design and the application of a capillary rheometer to the determination of the flow characteristics of HDPE*, Yüksek Lisans Tezi, Polimer Bilim ve Teknolojisi, İstanbul Teknik Üniversitesi, İstanbul.
- [109] **Yılmaz, O.** (2007). *Polimer malzemelerin ekstrüzyonunun deneysel ve sayısal olarak incelenmesi*, Yüksek Lisans Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, Makina Mühendisliği, İstanbul.
- [110] **Simhambhatla, M. ve Leonov, A. I.** (1995). On the rheological modeling of filled polymers with particle-matrix interactions. *Rheol Acta*, 34, 329-338.
- [111] **Kısasöz, E.** (2010). *Kalsit katkılı polipropilen rastgele kopolimer kompozitlerin reolojik özellikleri*, Yüksek Lisans Tezi, Polimer Bilim ve Teknolojisi, İstanbul Teknik Üniversitesi, İstanbul.
- [112] **Nart, Ç.** (2011). *Plastik boru üretimi için spiral kanallı radyal ekstrüzyon kalıbının sistematik tasarımı*. Yüksek Lisans Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, Makina Mühendisliği, İstanbul.
- [113] **Ansys 13.0 Polyflow**, www.ansys.com
- [114] **Rides, M.** (2005). Rheological characterization of filled materials: a review, National Physical Laboratory Report, Hampton Road, Teddington, Middlesex, TW11 0LW.
- [115] **Baş, A. B.** (2012). *Grafit katkılı polipropilen kompozitlerin reolojik özelliklerinin incelenmesi*, Yüksek Lisans Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, Polimer Bilim ve Teknolojisi, İstanbul.
- [116] **Bird, R. B., Armstrong, R. C. ve Hassager, O.** (1987). *Dynamics of Polymeric Liquids*, Wiley-Interscience publication, New York.
- [117] **Rauwendaal, C.** (2001). *Polymer Extrusion*, 4. baskı, Hanser, Münich.
- [118] **Perdikoulis, J.** (1997). Analysis and design of annular dies for mono and multi-layer polymer flows, Doktora Tezi, University of Waterloo, Waterloo, Ontario.
- [119] **Yılmaz, O., Kısasöz, E., Güner, S., Nart, C., Gökgöz, I., Kırkköprü, K.** (2011). The Effects of Operating Conditions on the Design of Conical Spiral Mandrel Dies, 7th International Conference on Computational Heat and Mass Transfer, 18-22 Haziran, Yeditepe Üniversitesi, Türkiye.
- [120] **Saillard, P. ve Agassant, J. F.** (1984). Polymer flow in a spiral mandrel die for tubular films, *Polymer Process Engineering*, 2, 37-52.
- [121] **Vlcek, J., Kral, V. ve Kouba, K.** (1984). The calculation of the form of a spiral mandrel, *Plastics and Rubber Processing and Applications*, 4, 309-315.

- [122] **Metzner, A. B.** (1985). Rheology of suspensions in polymeric liquids, *Journal of Rheology*, 29, 739-775.
- [123] **Shenoy, A. V.** (1999). *Rheology of Filled Polymer Systems*, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, Hollanda.
- [124] **Tadmor, Z. ve Gogos, C. G.** (2006). *Principles of Polymer Processing*, 2. baskı, John Wiley & Sons. Inc. Publication, New Jersey.

ÖZGEÇMİŞ



Ad Soyad: Oktay YILMAZ

Doğum Yeri ve Tarihi: İstanbul / 23.04.1982

Adres: İTÜ Makina Fakültesi / Taksim-İstanbul / Türkiye

E-Posta: oktay.yilmaz@itu.edu.tr

Lisans: Makina Mühendisliği (Yıldız Teknik Üniversitesi)

Yüksek Lisans: Makina Mühendisliği Isı-Akışkan Y. Lisans Programı
(İstanbul Teknik Üniversitesi)

Mesleki Deneyim:

**2005 Kasım-devam Araştırma Görevlisi (İTÜ Makina Fakültesi
Hidromekanik ve Hidrolik Makinalar Laboratuvar
Çalışma Grubu)**

Yayın ve Patent Listesi:

TEZDEN TÜRETİLEN YAYINLAR/SUNUMLAR

Uluslararası Makale

- **Yilmaz O.**, Kırsasöz E., Guner F. S., Nart C. ve Kirkkopru K. (2013). A Comprehensive 3D Analysis of Polymer Flow through a Conical Spiral Extrusion Die, *Fibers and Polymers (SCI)*, kabul edildi.

Ulusal Makale

- **Yılmaz O.**, Gören G., Balaban M., Kırkköprü K. (2013). Spiral Plastik Ekstrüzyon Kalıplarının Sistematik Tasarımı ve SAD Yardımıyla Tasarım Metodolojisinin Doğrulanması, *Sigma Mühendislik ve Fen Bilimleri Dergisi*, 31, 335-349.

Uluslararası Bildiriler

- **Yılmaz O.**, Kısasöz E., Güner S., Nart Ç., Gökgöz İ., Doğu M. ve Kırkköprü K. (2011). The Effects of Operating Conditions on the Design of Conical Spiral Mandrel Dies, *7th International Conference on Computational Heat and Mass Transfer*, 18-22 Temmuz, Point Hotel Barbados, İstanbul.
- Nart Ç., **Yılmaz O.** ve Kırkköprü K. (2011). The Effects of Operating Conditions on the Design of Radial Spiral Mandrel Dies, *ASME 2011 International Mechanical Engineering Congress & Exposition*, 11-17 Kasım, Denver-Colorado-ABD.
- **Yılmaz O.** ve Kırkköprü K., Design of Conical Coat-Hanger Dies for Plastics Extrusion by Analytical Approach Aided by CFD, *2nd International Scientific Conference on Engineering*, Antalya, 22.11.2012-24.11.2012.

Ulusal Bildiriler

- Baş A. B., **Yılmaz O.**, Doğu M., Kırkköprü K. ve Güner F. S., Grafit-Polipropilen Kompozitlerin Reolojik Özelliklerinin İncelenmesi, 2012, *10'ncü Ulusal Kimya Mühendisliği Kongresi*, Koç Üniversitesi-İstanbul, 03.09.2012 – 06.09.2012.

DİĞER YAYINLAR/SUNUMLAR

Uluslararası Bildiriler

- **Yılmaz O.** ve Kırkköprü K., A Method to Obtain Balanced Flow in Profile Extrusion Dies, Society of Plastic Engineers, *Annual Technical Conference*, Chicago, ABD, 22-24 Haziran 2009.
- **Yılmaz O.**, Gunes H. ve Kırkköprü K., Design Optimization of an L-Shaped Extrusion Die, *ASME International Mechanical Engineering Congress & Exposition IMECE2009*, Florida, ABD, 13-19 Kasım 2009.

Ulusal Bildiriler

- **Yılmaz O.** ve Kırkköprü K., Ekstrüzyonunda Kalıptan Dengeli Malzeme Çıkışı Sağlamak için Bir Yöntem, 05/2008, s. 505-513, *IV. Ege Enerji Sempozyumu*, İzmir, 21.05.2008 – 23.05.2008.
- **Yılmaz O.** ve Kırkköprü K., Profil Ekstrüzyonunda Dengeli Malzeme Çıkışı için Kesiti Dairesel Kanallara Bölme Yöntemi, *Anova Kullanıcılar Konferansı*, Ankara, 7- 9 Ekim 2008.