

**DOKUZ EYLÜL ÜNİVERSİTESİ**  
**FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**DOKUMA TEZGAHINDA KUMAŞ OLUŞUMU**

**Bekir YILDIRIM**

**Ağustos, 2011**  
**İZMİR**

# **DOKUMA TEZGAHINDA KUMAŞ OLUŞUMU**

**Dokuz Eylül Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü**

**Doktora Tezi**

**Tekstil Mühendisliği Bölümü, Tekstil Mühendisliği Anabilim Dalı**

**Bekir YILDIRIM**

**Ağustos, 2011**

**İZMİR**

## DOKTORA TEZİ SINAV SONUÇ FORMU

Bekir YILDIRIM, tarafından Prof. Dr. Ayşe OKUR yönetiminde hazırlanan “DOKUMA TEZGAHINDA KUMAŞ OLUŞUMU” başlıklı tez tarafımızdan okunmuş, kapsamı ve niteliği açısından bir doktora tezi olarak kabul edilmiştir.

  
Prof. Dr. Ayşe OKUR

Yönetici

  
Prof. Dr. Arif KURBAK

  
Prof. Dr. Hira KARAGÜLLE

Tez İzleme Komitesi Üyesi

  
Prof. Dr. Güngör BAŞER

Tez İzleme Komitesi Üyesi

  
Prof. Dr. Recep EREN

Jüri Üyesi

  
Doç. Dr. Zeki KIRAL

Jüri Üyesi

  
Yrd. Doç. Dr. Güngör Durur

Jüri Üyesi

  
Prof. Dr. Mustafa SABUNCU

Jüri Üyesi

Müdür

Fen Bilimleri Enstitüsü

## TEŞEKKÜR

Yalnızca doktora tez çalışmam süresince değil akademik yaşantımın başlangıcından bu güne, ilgisini ve desteğini esirgemeyerek bilgisi ve fikirleri ile beni yönlendiren danışman hocam Prof. Dr. GÜNGÖR BAŞER'e sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Doktora çalışmamın her aşamasında olduğu gibi akademik hayatımın her alanında da yanımda olan, bilgisi ve fikirleri ile yol gösteren danışman hocam Prof. Dr. Ayşe OKUR'a teşekkür ederim.

Tez izleme toplantılarında katkıları ile çalışmamı destekleyen tez izleme komitesi üyeleri Prof. Dr. Arif KURBAK'a ve Prof. Dr. Hira KARAGÜLLE'ye de teşekkür ederim.

Doktora tezimin deneysel bölümlerini gerçekleştirmemde yardımlarından dolayı Bezsan Tekstil Ltd. Şirketine ve Yrd. Doç. Dr. GÜNGÖR DURUR'a, Uludağ Üniversitesi Tekstil Mühendisliği Bölümüne ve Prof. Dr. Recep EREN'e, Öğr.Gör.Dr. Gülcan (ÖZKAN) SÜLE'ye ve Arş. Gör. Barış HASÇELİK'e teşekkür ederim.

Akademisyen olmamda çok büyük etkisi olan, hiçbir özveriden kaçınmadan beni destekleyen sevgili babam Mustafa YILDIRIM'a ve çok özlediğim sevgili annem Sultan YILDIRIM'a şükranlarımı sunarım.

Son olarak, hayatımın her aşamasında olduğu üzere tez çalışmalarım esnasında da maddi ve manevi destekleri ile yanımda olan aileme ve eşime en içten teşekkürlerimi sunarım.

Bekir YILDIRIM

Ağustos, 2011



## DOKUMA TEZGAHINDA KUMAŞ OLUŞUMU

### ÖZ

Dokuma yöntemi ile kumaş oluşturma çok eski bir yöntemdir. Eski çağlardan bu yana temel dokuma yönteminde değişim olmamıştır. Dokuma kumaş yapıları yalnızca günlük kullanımda değil aynı zamanda teknik uygulamalarda da kullanımı gittikçe arttığı için önceden belirlenen özelliklerde kumaş üretimi günümüzde çok daha önemli bir mühendislik araştırma alanını oluşturmaktadır.

Bu tezin amacı, tezgah üzerinde kumaş oluşumunu anlamak ve tefe vuruş kuvvetinin dokuma makinesi ayarları, kumaş parametreleri ve iplik özelliklerinin etkileşiminin analizi ile teorik olarak tahminlenebilmesidir.

Bu tez çalışmasında, dokuma makinesinde kumaş oluşumunun teorik analizi geometrik ilişkiler ve ilgili statik denge denklemleri ile tanımlanan aşamalara bölünmüştür. Her bir aşamada sınır şartları gerçek durumdaki geçiş şartlarıdır. Dolayısıyla bütün aşamaların matematik tanımlaması dokuma prosesinin tam görünümünü oluşturmaktadır. Bu teorik çalışmanın bir sonucu olarak, tefe vuruş kuvveti dokuma makinesi geometrisi, ayar parametreleri, iplik ve kumaş özelliklerine bağlı olarak dokuma çevriminin her bir aşaması için tanımlanabilmektedir. Nümerik analiz belirlenen denklemlerin hazırlanan bilgisayar programı ile çözülmesi sonucu elde edilmektedir. Kumaş oluşum çizgisinin konumu, çözümlü gerginliği ve atkı sıklıkları statik koşullarda ölçülmektedir. Dokuma makinesi üzerinde kumaş oluşum çizgisi konumu ve atkı sıklık ölçümleri görüntü işleme metodu kullanılarak gerçekleştirilmiştir. İplik özellikleri ham kumaştan çıkarılan iplikler üzerinde yapılan ölçümlerden elde edilmiştir.

**Anahtar sözcükler:** Dokuma makinesi, dokuma kumaş üretimi, tefe vuruş kuvveti, kumaş oluşum çizgisi.

# FABRIC FORMATION ON THE LOOM

## ABSTRACT

Weaving operation is a very old technique for forming fabrics. Its basic operations remain the same since the ancient times. However, being able to weave fabrics with required properties is more important today because of the woven fabrics are used not only for domestic purposes but also for technical applications.

The aim of this study is to understand the fabric formation on the loom and to estimate the beat-up force by analyzing theoretically the interactions of loom settings, fabric parameters and yarn properties.

Within this thesis, theoretical analysis of fabric formation on the loom has been divided into stages which can be defined by the related static equilibrium and geometrical relations. For all stages, the boundary conditions will be the actual transition conditions. Thus the mathematical description of all stages will constitute the whole picture in weaving process. As a result of this theoretical analysis, the beat-up force can be defined in terms of loom geometry and settings, of yarn and fabric properties at all stages of the weaving cycle. Numerical analysis is carried out by using a computer program prepared to solve the equations set up. The theory is tested by a series of actual weaving experiments by weaving plain weave fabrics of varying pick settings. Cloth fell position, warp tension and weft densities are measured in static conditions. Image processing methods are used to measure cloth fell position and weft densities at loomstate. Yarn properties are measured on yarns extracted from the grey fabrics woven.

**Keywords:** Weaving machine, weaving process, beat-up force, cloth fell position.

## İÇİNDEKİLER

Sayfa

DOKTORA TEZİ SINAV SONUÇ FORMU.....	ii
TEŞEKKÜR.....	iii
ÖZ.....	iv
ABSTRACT.....	v

## **BÖLÜM BİR- GİRİŞ..... 1**

1.1 Giriş.....	1
1.2 Önceki Çalışmalar.....	3
1.3 Çalışmanın Amacı ve Önemi.....	56

## **BÖLÜM İKİ- MATERYAL VE METOT ..... 58**

2.1 Materyal.....	59
2.1.1 Dokuma Tezgahının Özellikleri.....	59
2.1.2 Kullanılan Atkılık ve Çözümlük İplikler.....	62
2.1.3 Ölçüm Cihazları.....	63
2.1.3.1 Çözgü İplik Gerginlik Ölçme Elemanı.....	63
2.1.3.1.1 Gerginlik Ölçer.....	63
2.1.3.1.2 Yerdeğiştirme Sensörü.....	65
2.1.3.2 Dijital Video Kamera.....	65
2.1.3.3 Lazer Işık Kaynağı.....	65
2.2 Teorik Analiz.....	65
2.2.1 Çerçevelerin Hareketi.....	66
2.2.2 Tefe Hareketi.....	69
2.2.3 Aşama I.....	70
2.2.4 Aşama II.....	79
2.2.5 Aşama III.....	84
2.2.6 Aşama IV.....	89

2.3 Deneysel Metot.....	94
2.3.1 İplikler Üzerinde Yapılan Ölçümler.....	96
2.3.1.1 İplik Young Modülünün Ölçülmesi.....	96
2.3.1.2 Çözüğü ve Atkı İplikleri Eğilme Rijitlikleri.....	96
2.3.2 Tezgâh Üzerinde Yapılan Ölçümler ve Ölçme Yöntemleri.....	98
2.3.2.1 Görüntü Alma Sistemi ve Alınan Görüntü Özellikleri.....	98
2.3.2.2 Kumaşın ve Çözgünün Serbest Uzunlukları.....	101
2.3.2.3 Kumaş Oluşum Çizgisi Hareketinin Ölçümü.....	103
2.3.2.3.1 Kumaş Oluşum Çizgisi Konumunun Ölçülmesi.....	108
2.3.2.3.2 Referans Çizgi Konumlarının Belirlenmesi.....	109
2.3.2.3.3 Kumaş Çizgisi Konumunun Belirlenmesi.....	114
2.3.2.3.3.1 Dalgacık Dönüşümü (Wavelet Transform).....	115
2.3.2.3.3.2 Öznitelik Çıkarımı.....	117
2.3.2.3.3.3 Kümeleme İşlemi.....	117
2.3.3.4 Tezgah Üzerindeki Kumaşta Atkı Sıklığı Ölçüm.....	119
2.3.3.4.1 Atkı İpliklerinin Belirlemesi.....	119
2.3.3.5 Tezgahta Atkı Aralıkları.....	120
2.4 Bilgisayar Programı.....	120
<b>BÖLÜM ÜÇ-SONUÇLAR.....</b>	<b>125</b>
3.1 Deneysel ve Teorik Sonuçlar.....	125
3.1.1 Kumaş Oluşum Çizgisinin Konum Ölçümleri.....	125
3.2 Ölçülen Çözüğü Gerginliği İle Teorik Modelden Hesaplanan Çözüğü Gerginliği ve Kumaş Gerginliği.....	126
3.3 Tefe Vuruş Kuvveti.....	139
3.4 Atkı Aralıkları.....	141
3.5 Tartışma, Genel Sonuç ve Öneriler.....	142
<b>KAYNAKLAR.....</b>	<b>148</b>

## BÖLÜM BİR

### GİRİŞ

#### 1.1 Giriş

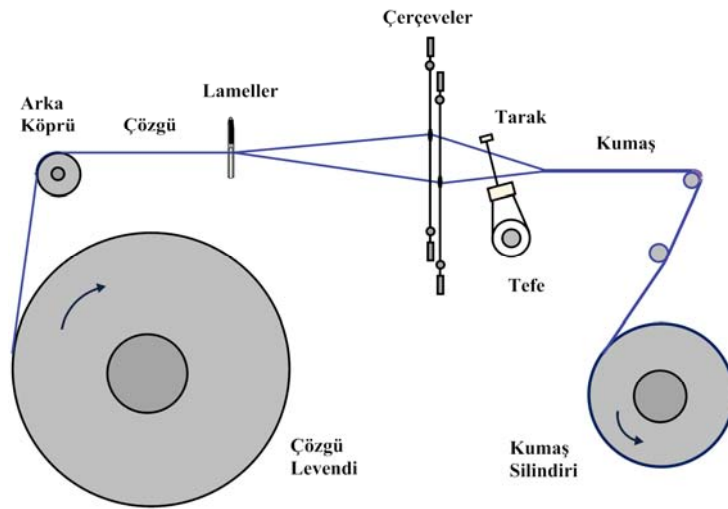
Dokuma kumaşlar, en basit yapılar olarak iki dizi ipliğin birbirlerine dik yönde örgü adı verilen bir düzende birbirlerinin alt ve üstlerinden geçerek bağlanmalarıyla oluşan yapılardır. Geçmişten günümüze dokuma kumaş yapılarının birçok farklı alanda kullanımı söz konusu olmuştur. Son dönemde görünüş ve estetik özelliklerinin dışında fonksiyonel özellikleri için kullanılan teknik tekstillerdeki gelişmeler ve teknik tekstillerin içinde dokuma kumaş yapılarının kullanımı göz ardı edilemez. Teknik tekstiller alanında kullanılan dokuma kumaş yapılarının önceden belirlenmiş özellikleri sağlaması ve önceden belirlenmiş yapısal ve mekanik özellikleri sağlayacak kumaş yapılarının üretilebilmesi günümüzde geçmişte olduğundan çok daha önemli bir mühendislik problemi olarak karşımıza çıkmaktadır. Örneğin filtreleme amacı ile üretilen bir dokuma yapısının atkı ve çözgü sıklıklarının homojen ve düzenli olarak üretilebilmesi bir kalite problemi olmanın ötesinde filtrasyonu yapılan malzemenin özelliklerine bağlı olarak doğacak hatalı sonuçların önlenmesi açısından fonksiyonel bir gerekliliktir.

Dokuma yapıları, çok eski çağlardan bu yana oluşturulan ve kullanılan yapılar da dokuma kumaş oluşturma yöntemi özellikle sanayi devriminden sonra motorlu makinelerin kullanılmaya başlanmasıyla büyük bir ivme kazanmıştır. El dokumacılığında otomatik dokuma makinelerine geçiş sürecinde temel kumaş oluşturma yöntemi büyük ölçüde aynı kalmakla birlikte hız artışları ve kontrol mekanizmalarının gelişmesi sürmektedir.

Dokuma yönteminde kullanılan makineler her geçen gün daha hızlı, daha az maliyetle, daha hassas ayarlarla üretim yapabilmek için sürekli geliştiriliyor olsa da tekstil yapılarının fiziksel ve mekanik özelliklerinin birçok değişkene bağlı olması sebebiyle dokuma işleminin istenilen özelliklerdeki dokuma yapılarını üretmek için hassas biçimde kontrolü hala oldukça güçtür. Bu güçlüğü aşılabilmesi ve hassas

kontrollü dokuma kumaş üretimi ancak kumaş oluşumunun detaylı analizi ve kumaş oluşumunu etkileyen parametrelerin makine özellikleri, kullanılan tekstil hammadde özellikleri, dokuma makinesinin yapısı ve ayar parametreleri ile bir bütün halinde ele alınması ile mümkün olabilecektir.

Dokuma makinesinin şematik gösterimi Şekil 1.1'deki gibidir. Dokuma kumaş oluşumu için üç temel hareketin gerçekleştirilmesi gerekmektedir. Ağzlık Açma, atkı atma, atkı sıkıştırma olarak sıralanabilecek bu işlemler ile tezgah üzerinde kumaş yapısı oluşturulmaktadır. Ağzlık açılması, atkının atılması ve bu atkının sıkıştırılmasıyla dokuma işlemi gerçekleştirilmiş olmakla birlikte, bu işlemin tekrarlanarak sürdürülebilmesi için, kumaşın dokunan bölümü sürekli geri çekilirken, çözgünün de sürekli olarak ileri beslenmesi gerekmektedir.



Şekil 1. 1 Dokuma tezgahının şematik görünümü

Otomatik tezgahlarda temel dokuma kumaş üretim yönteminin değişmemesi belli başlı problemleri de beraberinde getirmiştir. Dokuma kumaş tezgah üzerinde bir çok parametrenin dinamik etkileşimi sonucunda meydana gelmektedir. Bu parametrelerin dokuma kumaş yapısını nasıl ve ne oranda etkilediklerinin belirlenebilmesi ise oldukça önemlidir.

Geçmişten günümüze birçok araştırmacı gerek deneysel, gerek teorik çalışmalarıyla, değişik dokuma parametrelerinin elde edilecek dokuma kumaş

yapısını ne ölçüde ve nasıl etkilediği sorusuna yanıt aramışlardır. Pratik açıdan önemli sorunlardan biri olan atkı sıklık kontrolü ve başlangıç izi hatası, duruş izi hatası gibi isimler alan problemin çözümü için yapılan teorik çalışmalar kumaş oluşum analizine temel oluşturmuşlardır.

## 1.2 Önceki Çalışmalar

**Greenwood ve Cowhig (1956a)** duruş izi hatası ya da başlangıç hatası olarak isimlendirilen problemin araştırılmasının bir parçası olarak dokuma kumaş oluşumu sırasında atkı aralığını etkileyen parametreleri belirlemeye yönelik teorik bir analiz yapmışlardır. Bunun için kumaş çekim miktarını kumaş oluşum çizgisinin konumuyla ve kumaş oluşum çizgisinin konumunu da atkı aralığıyla ilişkilendiren matematiksel ifadeler ortaya koymuşlardır.

Dokuma tezgahında dokuma işlemi başladıktan sonra kumaş çekim miktarına bağlı olarak zamanla ve kendiliğinden kumaş oluşum çizgisi olması gerektiği yeri alır ve dokuma koşullarında bir sapma olmadığı sürece bu konumunu korur. Ancak her ne sebeple olursa olsun kumaş oluşum çizgisinin konumunun değişimine yol açan bir etken ortaya çıktığında, kumaş oluşum çizgisinin mutlaka eski ve doğru yerine ayarlanması gerekmektedir aksi halde dokuma kumaşta hata oluşacaktır.

En basit yapıdaki bir dokuma kumaş tezgahında bile o kadar çok değişken vardır ki matematiksel analiz yapmak çok fazla sayıda kabul yapmayı gerektirmektedir. Daha önceki araştırmacıların inançları bu kabullerden dolayı gerçek durum ile teorik analiz sonuçları arasında herhangi bir ilişkinin ortaya konamayacağı yönündedir. Greenwood ve Cowhig (1956a) ortaya koydukları teorik analizin basit bir matematiksel yaklaşım ve birçok kabulle birlikte yine de dokuma kumaş oluşumunun temel özelliklerini yansıttığını göstermişlerdir. Ayrıca araştırmacılar ortaya koydukları bu basit yaklaşımın daha sonra yapılması umulan araştırmalara temel olabilecek ana özellikleri koruduğunu ve yapılacak ileri yaklaşımlarla gerçek sonuçlara daha yakın sonuçlar sağlayacağını belirtmişlerdir.

Greenwood ve Cowhig (1956a) tefe vuruş sürecindeki olayları analiz etmek istemişler ve dolayısıyla temel kumaş oluşum çizgisi konumunu tefe vuruşu süreci başlamadan hemen önceki konum olarak almışlardır. Benzer olarak temel çözgü gerilimini de tefe vuruşu nedeniyle ortaya çıkan kesin artıştan hemen önceki gerilim olarak kabul etmişlerdir. Araştırmacılar tefe vuruş süreci tam bir dokuma çevrimi içerisinde çok kısa bir aralıkta gerçekleştiğinden, kumaş oluşum çizgisinin konumunda ve çözgü gerilimindeki değişimlerin yalnızca tefe vuruşu tarafından belirlendiğini kabul etmişlerdir. Temel kumaş oluşum çizgisinin konumu ile tarak en ön ölü konumu arasındaki mesafe kumaş oluşum çizgisi mesafesi olarak adlandırılmıştır.

Eğer P istenilen atkı aralığı ise dokuma makinesinde bu atkı aralığını sağlamak için kumaş çekim miktarını bu artım miktarı kadar ayarlamak gereklidir. Bunun temel amacı her tefe vuruşu sonrasında P kadar yer değiştiren kumaş oluşum çizgisinin eski yerine dönmesidir. Ancak herhangi bir nedenle hedeflenen atkı aralığı P yerine oluşan farklı bir S değeri ise bu durum dokunan kumaş miktarı ile sarma miktarındaki dengenin bozulmasına dolayısıyla her kumaş çekme işleminden sonra aynı noktaya dönmesi gereken kumaş oluşum çizgisinin  $S-P=a$  kadar normal yerinden sapmasına neden olacaktır. Eğer n kumaş oluşum çizgisinin eski yerine gelmesi için atılan atkı sayısı ise,

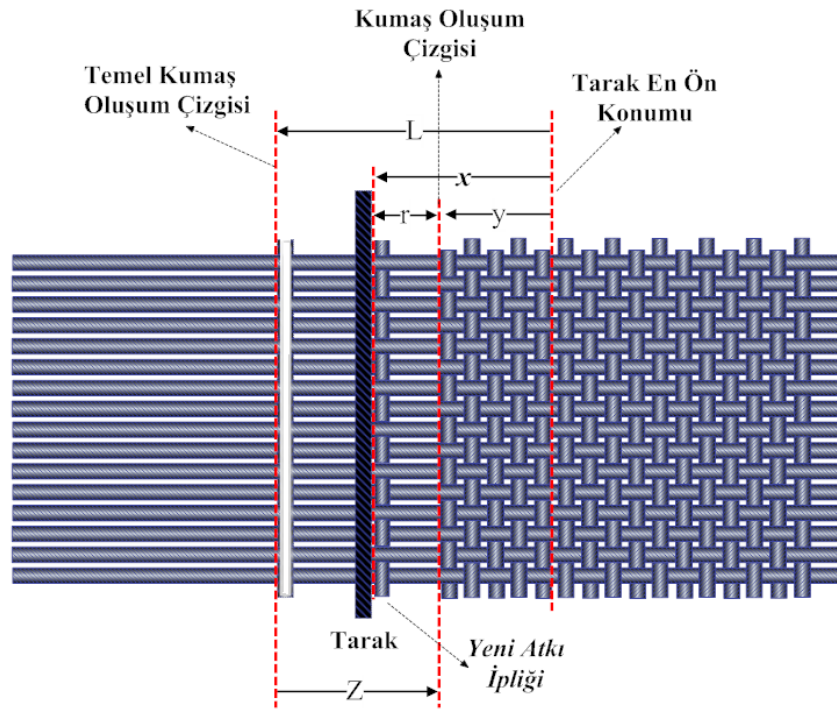
$$\frac{dL}{dn} = -a \quad (1.1)$$

eşitliği yazılabilir. Bu eşitlikte L kumaş oluşum çizgisi mesafesi, a ise beklenen ve oluşan atkı aralık farkıdır. Kumaş çekim hareket denkleminin fonksiyonu, oluşan atkı aralığı beklenen atkı aralığına eşit olduğu sürece kumaş oluşum çizgisinin konumunu korumak, aksi halde kumaş oluşum çizgisinin konumunun değişimine neden olmaktır. Böylece kumaş oluşum denklemini kumaş çekim miktarı ve kumaş oluşum çizgisi mesafesi arasında bir ilişki ortaya koymaktadır.



Tefe vuruş kuvvetinin, kumaş gerginliğine göre çözgü gerginliğindeki artışla dengelenmesi gerekmektedir. Bu artış ancak tefe vuruşu esnasında kumaş oluşum çizgisinin yer değiştirmesi ile meydana gelebilir ki bu da kumaş oluşum çizgisi mesafesine bağlıdır. “Artık Gerginlik Teorisi” ne göre tefe vuruş kuvveti,  $T_1$  çözgü ipliklerinin gerginliklerinin kumaş düzlemindeki bileşeni ve  $T_2$  kumaş gerginliği olmak üzere  $R = T_1 - T_2$  olarak tanımlanmıştır. (Greenwood ve Cowhig, 1956a).

Kumaş oluşum çizgisi mesafesi ve tefe vuruş kuvveti arasındaki ilişki artık gerginlik teorisi temelinde incelendiğinde aşağıdaki yaklaşım ortaya çıkmaktadır. Tefe vuruş esnasındaki herhangi bir anı gösteren diyagramdan (Şekil 1.2) şu geometrik ilişkiler yazılabilir:



Şekil 1. 2 Kumaş oluşumunun herhangi bir anındaki durum (Greenwood ve Cowhig, 1956a).

x: Tarağın belirli bir andaki konumu

Z: Kumaş oluşum çizgisinin hareket uzunluğu

y : Kumaş oluşum çizgisinin belirli bir andaki konumu

L : Kumaş oluşum çizgisinin başlangıç konumu

L, x ve y tefe ön ileri çizgisinden ölçüldüğü için negatif, Z ise temel kumaş oluşum çizgisinden ölçüldüğü için pozitif olacaktır. O halde,

$$y = L + Z \quad (1.2)$$

$$r = Y - x \quad (1.3)$$

eşitliklerinden

$$x = L + Z - r \quad (1.4)$$

eşitliği elde edilir.

Tefe vuruş anından hemen önce dokuma direnci  $R=0$  olacağından  $T_1=T_2=T_0$  eşitliği geçerlidir. Tam bu aşamada kumaş oluşum çizgisi konumu L'dir. Tarak ve onunla birlikte hareket eden yeni atkı yaklaştıkça kumaş oluşum çizgisi Z kadar hareket edecektir. Kumaş oluşum çizgisinin bu hareketi çözgünün Z kadar uzamasına yol açarken, kumaşın da aynı miktarda kısalmasına neden olacaktır. Burada tefe vuruşu esnasında çözgü salınmadığı kabulü yapılmıştır. Eğer çözgü ve kumaşın serbest uzunlukları  $l_1$  ve  $l_2$ , çözgü ve kumaşın uzama modülleri  $E_1$  ve  $E_2$  ile gösterilirse; çözgü gerginliğinde  $dT_1$  miktarında artış ile kumaş gerginliğinde  $dT_2$  miktarında bir azalma, Hooke kanunu uygulanarak,

$$dT_1 = E_1 \frac{Z}{l_1}, \quad dT_2 = -E_2 \frac{Z}{l_2} \quad (1.5)$$

olarak gösterilebilir. Bu durumda tefe vuruşunun herhangi bir anında çözgü ve kumaş gerginlikleri,

$$T_1 = T_0 + E_1 \frac{Z}{l_1}, \quad T_2 = T_0 - E_2 \frac{Z}{l_2} \quad (1.6)$$

formülleriyle belirlenebilir.

O halde  $R = T_1 - T_2$  olan dokuma direnci,

$$R = Z(E_1/l_1 + E_2/l_2) \quad (1.7)$$

formülüyle verilir. Bu eşitlik tefe vuruşunun her anında geçerli olacaktır. Tarak en ileri konuma geldiğinde yani  $x=0$  olduğunda  $r$  değerini belirlemek için tarağın geri hareketi sırasında yeni atkı ile kumaş oluşum çizgisi arasındaki mesafenin değişmediği kabul edilmiştir. Dolayısıyla  $x=0$  olduğunda  $r=S$  olacaktır. O zaman,

$$x = L + Z - S = 0 \quad (1.8)$$

yazılarak,

$$Z = S - L \quad (1.9)$$

$$R_s = (S - L)\left(\frac{E_1}{l_1} + \frac{E_2}{l_2}\right) \quad (1.10)$$

eşitlikleri elde edilir. 1.10 eşitliği kumaş oluşum çizgisi mesafesi ile tefe vuruş kuvvetinin artık gerilim teorisi temel alınarak gösterimidir. Bu eşitliğin çözümü tefe vuruş kuvveti ile atkı aralığı  $S$  arasındaki ilişki bilinmeden mümkün değildir.

Tefe vuruş kuvveti ile atkı aralığı arasında matematiksel bir ilişkiyi ortaya koymak için Greenwood ve Cowhig dokuma direnci  $R$ 'yi yeni atkının kumaş oluşum çizgisinden uzaklığını belirleyen mesafe  $r$ 'nin bir fonksiyonu olarak yazmak istemişler ve bunun için

$$R = \frac{k}{r - D} \quad (1.11)$$

ampirik bağıntısını önermişlerdir.  $D$  ve  $k$  belirli bir kumaş için sabitler olarak alınmış ve  $D$  teorik minimum atkı aralığı,  $k$  belirli bir çözgü için atılan atkının yerleştirilme

güçlüğü olarak tanımlanabilecek ve dokuma direnci katsayısı olarak adlandırılacaktır.  $k$  sabiti bir çok faktöre bağlı olarak değişken olmasına rağmen sabit kabul edilmiştir. Greenwood ve Cowhig bu eşitliğe ters uzaklık bağıntısı adını vermişlerdir. Bu eşitlik tefe vuruş sürecinin her anında geçerli olacaktır. Tarak en ileri pozisyonundan geri gelirken  $r$  yerine  $S$  konursa,

$$R_s = \frac{k}{S - D} \quad (1.12)$$

eşitliği ile tefe vuruş kuvveti ile atkı aralığı arasındaki ilişki ortaya konmuş olacaktır.

$$\frac{k}{S - D} = (S - L) \left( \frac{E_1}{l_1} + \frac{E_2}{l_2} \right) \quad (1.13)$$

eşitliğinden,

$$L = -\frac{K}{S - D} + S \quad (1.14)$$

$$K = \frac{k}{E_1 / l_1 + E_2 / l_2}$$

eşitlikleri elde edilir. Burada  $K$  sabit bir değerdir ve “Kumaş Oluşum Çizgisi Katsayısı” olarak tanımlanmıştır.

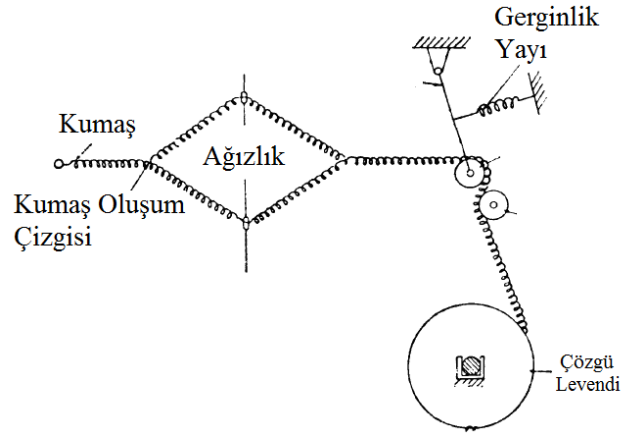
**Greenwood ve Vaughan (1957)**, yaptıkları teorik analizlerinde kumaş oluşum çizgisi, atkı sıklığı ve tefe vuruş kuvveti arasındaki ilişkiyi ortaya koymuşlar, ancak tamamen teorik bir çalışmanın sonuçlarının dezavantajını giderebilmek ve sayısal verilerle sınamak için çalışan dokuma makinesinde tefeleme kuvvetini ölçecek bir sistem önermişlerdir. Bu sistem, tefenin hareket ettirdiği tarağa yerleştirilen bir yer değiştirme gerilim ölçme aracı ile tefeleme esnasında oluşan yer değiştirmenin gerilim ölçerin elektrik direncini değiştirmesi ve bu direncin Wheatstone köprüsü ile ölçülmesi esasına dayanmaktadır.

Teorik analizle elde edilen ve  $R = (L - P)(E_1/l_1 + E_2/l_2)$  formülüyle hesaplanan R tefe vuruş kuvveti ve ölçüm sonuçları karşılaştırıldığında hesaplanan değerlerin ölçülen değerlerden oldukça yüksek çıktığı görülmüştür. Bu farklılığın iki temel nedeni olabileceğini belirten araştırmacılar birinci nedenin Hooke kanununun uygulanmasından kaynaklanabileceğini ancak bu kabulün büyük hatalara neden olmayacağı, ikinci nedenin ise çözgü uzamasıyla kumaş kısalması arasındaki bağıntı olduğu ve bu kabulün teorik ve ölçülen değerler arasındaki farklılığın temel nedeni olabileceğini söylemişlerdir.

**Inui (1968)** dokuma esnasında kumaşta oluşan sık ve seyrek bölge hataları ile başlangıç izi hatalarını araştırmış ve çözüm için teorik bir model ortaya koymuştur. Bu hatalardan sık ve seyrek yer hatalarının temel sebebinin serbest salınım sistemindeki germe silindirlerinin dinamik yer değiştirmesinin yarattığı çözgü gerginlik değişimi olduğu sonucuna varmıştır. Teorik analizini çözgü gerilimi ile gerginlik ayar sisteminin dinamik yer değişimi arasındaki ilişkiyi ortaya koyacak biçimde temellendirmiştir. Inui, dokuma makinesinin normal çalışma süreci ile başlama ve durma esnasındaki hareketlerinin arasındaki farklılıkların yanı sıra germe silindirlerinin dokuma makinesinin kararlı çalışma süresinde yaptığı hareketinden daha farklı hareket etmesinin de başlangıç izi hatasına neden olduğunu belirtmiştir.

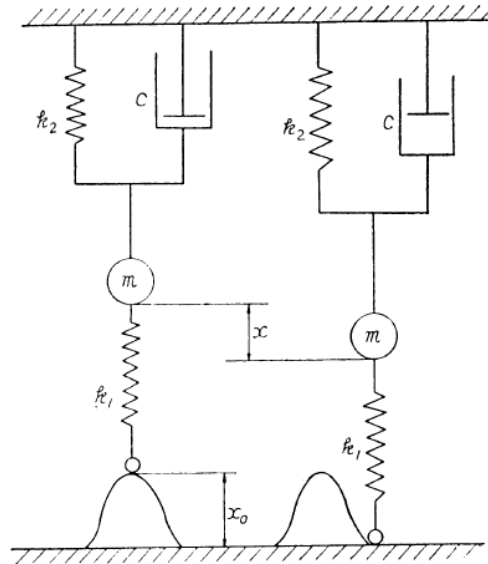
Çözgü ve kumaş yapılarını birer yay olarak modelleyerek (Şekil 1.3) bunların çözgü salma hareketi, kumaş sarma hareketi ve ağızlık açma hareketlerinin etkisi altında dinamik yer değiştirme yaptıklarını kabul etmiştir. Gerginlik silindirinin de dinamik yer değiştirmeden aynı şekilde etkilendiği varsayımı yapılmıştır.

Çözgü ipliklerinin kütlesi analizi basitleştirmek için ihmal edilmiştir. Çözgü iplik hareketi ile ilişkili tüm yapıların sürtünme dirençlerinin gerginlik silindirinin eksenine bağlı kol üzerinde olduğu kabul edilmiştir. Çözgü ipliklerine gerginlik sağlayan mekanizma Şekil 1.3'te gösterildiği biçimde modellenmiştir.



Şekil 1. 3 Çözgü salma hareket modeli (Inui, 1968)

Bu mekanizmayı temsil edecek titreşim sistemi modeli Şekil 1.4'te gösterilmiştir. Modelde belirtilen  $m$  gerginlik silindiri sisteminin kütlesine eşittir ve gerginlik yay sabiti  $k_2$ 'ye eşdeğer yay sabitine sahip bir yay kullanılmış ve bu yay duvara sabitlenmiştir. Kütle ( $m$ ), çözgü salma, kumaş sarma, ağızlık hareketi ve tefe vuruş hareketinin çözgü ipliklerinde neden olduğu yer değiştirmeye eşit yer değiştirme verecek şekilde bir kam ile yukarı itilmektedir. Kumaş ve çözgü iplikleri bileşke  $k_1$  yay sabitine eşdeğer bir yay sabiti ile modellenmiştir.



Şekil 1. 4 Titreşim sistemi olarak çizilmiş çözgü salma hareket modeli (Inui, 1968)

Bu titreşim sistemi modelinde katı sürtünme hesaplamaların basitleştirilmesi için eşdeğer sıvı sürtünme olarak alınmıştır. Böylece gerginlik silindirin dinamik yer değiştirmesi ( $x$ ) bu titreşim sisteminden elde edilebilecektir.

Çözümlenmiş ipliklerinin yay sabiti ile çözümlenmiş iplik uzunluk değişimi yani  $x$  ve  $x_0$  arasındaki farkın çarpımı çözümlenmiş gerilim değişimini verecek ve bu değişimleri ile temel çözümlenmiş gerginliği toplamı da oluşan çözümlenmiş gerilimi olacaktır.

Çözümlenmiş gerginliği  $F(t)$  ile temel çözümlenmiş gerginliği  $F_0(t)$  arasındaki ilişki

$$F(t) = F_0(t) + k_1(x_0 - x) \quad (1.15)$$

şeklinde formüle edilir. Burada  $x_0$  çözümlenmiş iplik uzunluğunun çözümlenmiş salma hareketi, kumaş sarma hareketi, tefe vuruş hareketi ve ağırlık hareketi nedeniyle değişimi ve  $x$  gerginlik silindirin çözümlenmiş salma hareketi, tefe vuruş hareketi ve ağırlık hareketi nedeniyle yer değiştirmesidir.

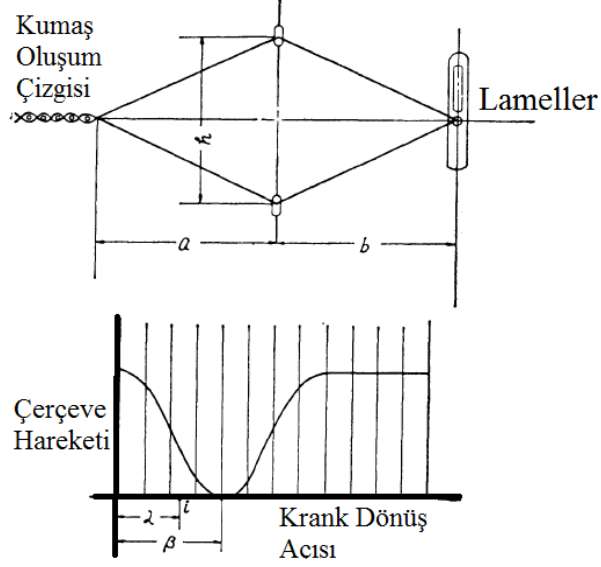
Inui (1968) sık-seyrek yer problemini incelemek için çözümlenmiş gerilimini belirleyecek basit bir eşitlik elde etmek için çözümlenmiş salma hareketinin, kumaş sarma hareketinin ve tefe vuruş kuvvetinin etkisinin çok büyük olmadığını buna karşın ağırlık hareketinin en büyük etkiye sahip olduğunu belirtmiştir.

Ağırlık hareketinin neden olduğu periyodik dış kuvvet  $P$  olmak üzere

$$P = k_1 \left\{ \frac{a+b}{2ab} \left( \frac{h}{2} \cos \frac{\pi\alpha}{\beta} \right)^2 \right\} \quad (1.16)$$

formülüyle ifade edilmektedir. Şekil 1.5'te gösterildiği gibi çerçeveler kapalı iken kumaş oluşum çizgisi ile gücü gözü arasındaki uzunluk  $a$ , gücü gözü ve lameller arasındaki mesafe  $b$ ,  $\beta$  üst ağırlık çizgisinden alt ağırlık çizgisine kadarki krank

dönüş açısı,  $\alpha$  ağızlık kapanmaya başlamasından itibaren krank dönüş açısı ve  $h$  gücü gözünün düşey hareket miktarını belirtmektedir.



Şekil 1. 5 Ağızlık ölçüleri ve krank dönüş açısı ilişkisi (Inui, 1968)

Ağızlık hareketinin neden olduğu dış kuvvet formülü  $\omega$  krankın açısal hızı olmak üzere

$$P = \frac{B}{2}(1 + \cos \omega t) \quad (1.17)$$

olacaktır. Sistemin kinetik eşitliği ise

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = \frac{B}{2}(1 + \cos \omega t) \quad (1.18)$$

formülüyle verilecektir.



Bu sistemin kinetik eşitliğin sağ tarafı başlangıç koşulları göz önüne alınarak

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = -\frac{B}{2} + \frac{B}{2} \cos \omega t \quad (1.19)$$

şeklinde yazılmaktadır.

Inui (1968) bu eşitliği çözerek m kütlesi denge durumunda  $0 < t < 2\pi/\omega$  için yer değiştirme  $x_1$  ise

$$x_1(t) = -\frac{B}{2k} \left\{ 1 - \frac{1}{\sqrt{1-\xi^2}} e^{-\xi\omega_0 t} \cos \left( \sqrt{1-\xi^2} \omega_0 t - \tan^{-1} \frac{\xi}{\sqrt{1-\xi^2}} \right) \right\} + \frac{B}{2k\sqrt{(1-\lambda^2)^2 + (2\xi\lambda)^2}} \left\{ \cos(\omega t - \delta) - \frac{1}{\sqrt{1-\xi^2}} e^{-\xi\omega_0 t} \cos \left( qt - \tan^{-1} \frac{\xi}{\sqrt{1-\xi^2}} \frac{1+\lambda^2}{1-\lambda^2} \right) \right\} \quad (1.20)$$

eşitliğinden elde edileceğini, yer değiştirme  $t > 2\pi/\omega$  ise  $x_2$ 'nin

$$x_2(t) = \frac{B}{2k} \frac{1}{\sqrt{1-\xi^2}} \left[ e^{-\xi\omega_0 t} \cos \left( qt - \tan^{-1} \frac{\xi}{\sqrt{1-\xi^2}} \right) - e^{-\xi\omega_0 \left( t - \frac{2\pi}{\omega} \right)} \cos \left\{ q \left( t - \frac{2\pi}{\omega} \right) - \tan^{-1} \frac{\xi}{\sqrt{1-\xi^2}} \right\} \right] - \frac{B}{2k\sqrt{(1-\lambda^2)^2 + (2\xi\lambda)^2}} \frac{1}{\sqrt{1-\xi^2}} \left\langle e^{-\xi\omega_0 t} \cos \left( qt - \tan^{-1} \frac{\xi}{\sqrt{1-\xi^2}} \frac{1+\lambda^2}{1-\lambda^2} \right) - e^{-\xi\omega_0 \left( t - \frac{2\pi}{\omega} \right)} \cos \left\{ q \left( t - \frac{2\pi}{\omega} \right) - \tan^{-1} \frac{\xi}{\sqrt{1-\xi^2}} \frac{1+\lambda^2}{1-\lambda^2} \right\} \right\rangle \quad (1.21)$$

formülüyle hesaplanacağını belirtmiştir.

Germe silindiri yer değiştirmesi  $x$  miktarında olduğu gibi çözüğü uzunluğu  $x_0$  değişiminin yalnızca ağızlık hareketinden etkilendiği kabul edilirse

$$x_0 = \frac{B}{2k}(-1 + \cos \omega t) \quad (1.22)$$

eşitliği geçerli olacaktır.

Inui (1968) germe silindiri yer değiştirmeleri bilinirse önerdiği model ve eşitlikler kullanılarak çözüğü gerginliğinin hesaplanabileceğini ve bu eşitliklerin başlangıç izi hatalarını tanımlamak için kullanılabileceğini ancak, gerginliğin yalnızca ağızlık hareketinden etkilendiği kabulü yapıldığı için bu eşitliklerin kalın yer hatalarında doğru sonuç vermeyip yalnızca ince yer hatalarında geçerli olacağını belirtmiştir.

**Plate ve Hepworth (1971)** tefe vuruş kuvvetini yeni atılan atkı ile bir önceki atkı arasındaki mesafenin bir fonksiyonu olarak hesaplamayı amaçlamışlardır. Araştırmacılar bezayağı örgülü dokuma yapılarını basitliklerinden dolayı analiz konusu olarak tercih ettiklerini, ancak istenirse teorik modelin diğer örgüler için geliştirilebileceğini belirtmişlerdir. Oluşturdukları dokuma modelinde atkı ipliklerini rijit ve sıkıştırılmaz silindirik çubuklar, çözüğü ipliklerini ise belirli bir eğilme rijitliğine sahip sıkıştırılmaz filamentler olarak kabul etmişlerdir. İplikler arasındaki sürtünmenin ise  $F = cW^n$  formunda olduğu kabul edilmiştir. Burada  $F$  sürtünme kuvveti,  $W$  normal yük,  $c$  ve  $n$  sürtünme katsayılarıdır. Başlangıçta analizi basitleştirmesi ve test verileri ile teorik sonuçları karşılaştırmaya imkan sağlaması için tefe vuruşu esnasında kumaş gerilimi olarak tanımladıkları, çözüğü ipliğinin kumaşta kalan kısmının kumaş düzlemine paralel kuvvet bileşenini, sabit kabul etmişlerdir.

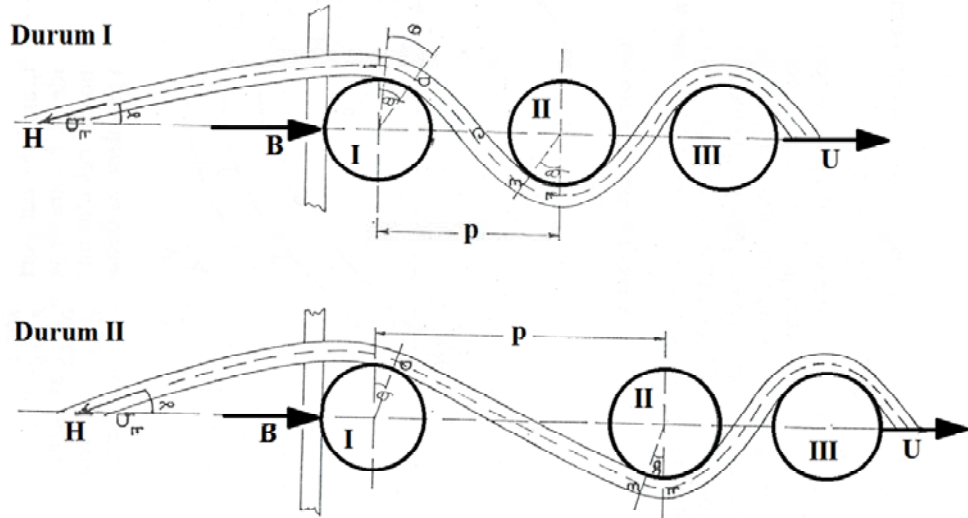
Araştırmacılar teorik analiz için iki duruma bağlı çözüm önermişlerdir. İlk olarak son atılan atkının kumaş içersindeki her pozisyonunda atkı ve çözüğü arasında yayılı temas olduğunu kabul etmişlerdir. İkinci durumda ise çözüğü ipliğinin yeni atılan atkı ile yalnız bir noktada temas halinde olduğu kabul edilmiştir. Her iki durum için farklı

matematiksel yaklaşım gerekmektedir ve araştırmacılar iki durumu ayrı ayrı analiz etmişlerdir. Ancak her iki durumda da son çözgü gerginliği ( $P_F$ ), tefe vuruş kuvveti ( $B$ ), kumaş gerginliği ( $U$ ) arasında;

$$B = P_F \cos \gamma - U \quad (1.23)$$

bağıntısı olduğu kabul edilmiştir. Burada  $\gamma$  yarım ağızlık açısıdır. Bu eşitlik Greenwood ve Cowhig (1956a)'in artık gerginlik teorisindeki varsayımına eşdeğerdir.

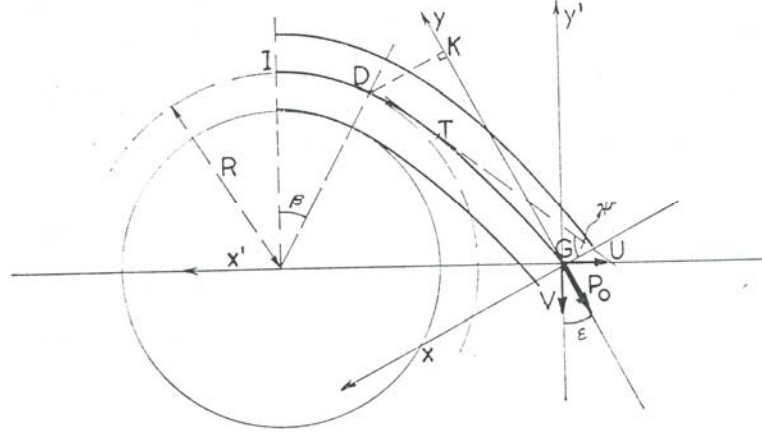
Yayılı temasın olduğu durum, Şekil 1.6'daki birinci durum ele alındığında çözgü ipliğindeki D ve E noktalarında eğrilik yarıçapı R olacaktır. I ve II atkılar arasında çözgü ipliği üzerindeki DGE bölümü ise tam orta nokta olan G noktasına göre simetriktir.



Şekil 1. 6 Tefe vuruşu sırasında yayılı ve noktasal temas durumlarının şematik gösterimi (Plate ve Hepworth, 1971)

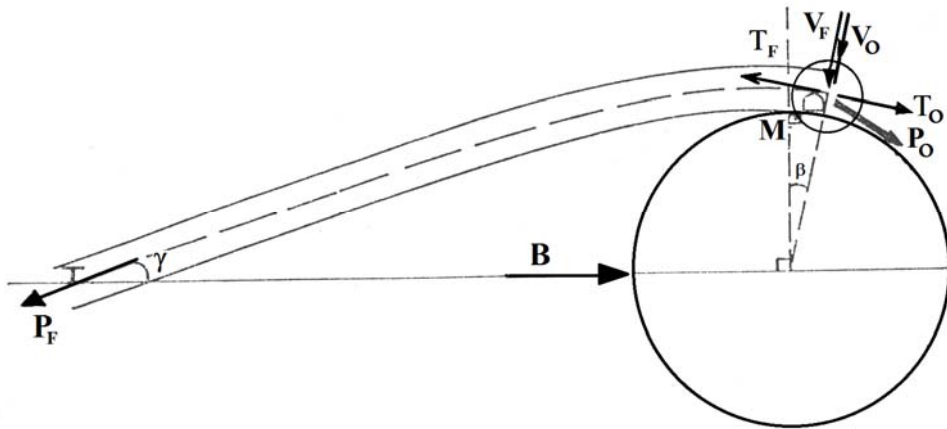
Eğri G noktasından kesilirse, kesilen kısmın etkisi  $P_0$  kuvveti ile ifade edilebilir (Şekil 1.7). Henüz bu kuvvetin yönü ve büyüklüğü bilinmemektedir.  $\beta$  açısı ile bu  $P_0$  kuvveti bilinirse çözgü gerilimi  $P_F$ 'nin hesaplanması basit bir Capstan problemine dönüşecektir. Temel olarak yapılacak işlem iki atkı arasındaki mesafe değeri ( $p$ ) ile başlamak ve atkıyı bu mesafeye itecek tefe vuruş kuvvetini bulmaktır. Yapılacak

matematiksel işlemler sonucu  $\beta$  ve  $P_0$  bulunacak ve böylece çözümlü gerilimi  $P_F$ 'nin bulunması belirli bir rijitliğe sahip filamentlerin Capstan sürtünmesi problemine dönüşecektir. Bu problem Grosberg ve Plate (1969) tarafından uygulanmıştır. Tefe vuruş kuvveti atkılar arası mesafe cinsinden  $B = P_F \cos \gamma - U$  formülüyle belirlenecektir.



Şekil 1. 7 Durum I atkı I için temas bölgesi (Plate ve Hepworth, 1971)

Şekil 1.6'daki 2. durum ele alındığında, DE I ve II atkılarının orta noktasına göre simetrik değildir. Burada yaklaşım tersine çevrilerek tefe vuruş kuvvetinin ( $B$ ) bir değeri ile işe başlayarak buna karşılık gelen iki atkı arasındaki mesafe ( $p$ ) bulunacaktır (Şekil 1.8).

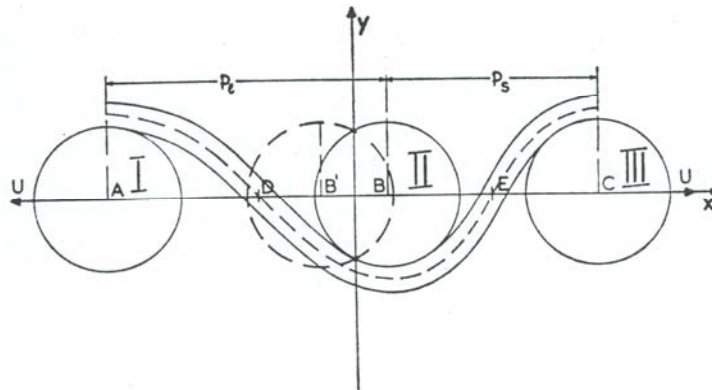


Şekil 1. 8 Durum II atkı I için temas bölgesi (Plate ve Hepworth, 1971)

Araştırmacılar tefe vuruş kuvvetini son atılan atkı ile ondan bir önceki kumaş oluşum çizgisindeki atkı arasındaki mesafenin fonksiyonu olarak bulmaktadırlar. Ancak atkı tefenin geri gidişi sırasında tefenin bıraktığı son noktada kalmayıp çözgü üzerinden geri kayıyorsa, normalde oluşacak olan atkılar arası mesafeden daha büyük bir mesafe oluşacak, bu ise hesaplamalarda hatalara neden olacaktır.

Sıkıştırılan atkı tefenin geri hareketi sırasında geriye doğru sıçrama yapabileceği ve bu uzaklık gerçekleşen atkı aralığından farklı olacağı için meydana gelebilecek hataların önüne geçmek için atkılarının dokuma işlemi sırasındaki geri sıçrama olasılığı olup olmamasına bağlı olarak vuruş kuvveti analizinde bu durumun dikkate alınması gerekmektedir. Plate ve Hepworth (1973) yaptıkları çalışmada tefe vuruş kuvvetini, kumaş oluşum bölgesindeki tüm atkılarının vuruş anında ve vuruş sonrasında hareketlerini de göz önünde bulundurarak, atkılar arası mesafe cinsinden hesaplamaya çalışmışlardır.

Şekil 1.9'da çözgü üzerinde gerilim altında üç atkı görülmektedir. Her çözgü II numaralı ortadaki atkıya I ve III numaralı atkılarının yerine bağlı olmak üzere boyutu ve doğrultusu değişen gerilim uygulamaktadır. I ve III arasında tam orta noktada bu kuvvetin yalnızca y bileşeni vardır. Ancak II numaralı atkı x doğrultusunda yer değiştirirse bu kuvvetin atkıyı yeniden orta noktaya götürmeye çalışan bir x bileşeni de oluşacaktır. Bitişik çözgülerden kaynaklanan kuvvetlerin y bileşenleri zıt yönlerde oluşacağından atkıyı daima  $y=0$  da kalacak şekilde davranırlar.



Şekil 1. 9 Kumaş oluşum çizgisinde komşu atkı iplikleri (Plate ve Hepworth, 1973)

Ancak atkı x yönünde hareket ederse yalnızca çözümlü ipliğinin uyguladığı geri dönüş kuvveti değil aynı zamanda atkı ve çözümlü arasındaki sürtünmeden kaynaklanan bir direnç kuvveti de ortaya çıkacaktır. Merkezden küçük yer değiştirmelerde sürtünme kuvveti atkının yeni konumda kalmasını sağlayacak ölçüde büyük olacaktır. Ancak atkı x doğrultusunda daha ileri hareket ettikçe geri dönüş kuvveti sürtünme kuvvetinden daha hızlı artarak iki kuvvetin eşitleneceği bir noktada denge sağlanacaktır. Eğer atkı bu limit konumun ötesine geçerse geri dönüş kuvveti sürtünme kuvvetinden daha büyük olacağından ve dış kuvvetlerin yokluğunda yeniden iki kuvvetin dengelendiği noktaya kadar atkıyı tekrar orta konuma geri itecektir. Dolayısıyla ortadaki atkının bulunabileceği belli bir aralık tanımlanabilir. Şekil 1.9'da atkının limit konumları orta nokta etrafında simetrik konumda bulunan B ve B' noktalarıyla gösterilmektedir.

**Başer (1982)** tezgah üzerinde belirli bir geometrik düzen içinde ve kuvvetler etkisi altında dokuma kumaşın oluşumu ve tezgahtan çıkarıldıktan sonra kumaşın en, boy ve kalınlık gibi boyutsal değişimlere uğrayarak yeni bir denge durumuna gelmesi durumunu tanımlamış ve tezgâhta oluşan kumaş yapısı ve dokuma sonrası boyut değişimlerini belirleyebilmek için, geometrik-mekanik bir model önermiştir. Her ne kadar bu çalışma dokuma kumaş oluşum teorisine yansıtılmamışsa da kumaşın dokuma sırasındaki gergin konumdaki geometrisi ile mekanik koşullar arasındaki ilişkileri tanımlaması açısından önem taşımaktadır.

Başer (1982), kumaş oluşumu sırasındaki karmaşık olayların dinamik analizi yerine statik bir yaklaşımın yapılabileceğini belirtmiştir.

Başer (1982)'in yaptığı temel varsayımlar şunlardır:

1- Atkı ve çözümlü iplikleri dairesel, eğilebilir, ancak eğilmeye karşı direnç gösteren rijitlikte, uzayabilir ve elastik materyallerdir.

2- Deformasyon sırasında iplikler yassılabilir, ancak başlangıçta paralel olan iplik kesit düzlemleri paralel kalmaktadır.

3- İplikler deformasyon sırasında Hooke kanununa uymakta ve deformasyon sırasında elastikliklerini yitirmemektedir.

4- Atkı ve çözgü iplikleri, bezayağı örgü düzeninde birleşerek bir kumaş yapısı oluştururken, bu yapı içinde karşıt ipliğe dik ve birbirlerine paralel olarak yer almaktadırlar.

5- Dokuma sırasında atkı ipliği ihmal edilebilir bir gerilimde ve kumaş ön çizgisine paralel konumda ağızlığa girmektedir.

6- Atkı ipliğinin tarak tarafından sıkıştırılmaya başlamasıyla atkı ve çözgü iplikleri arasında oluşan sürtünme kuvvetleri atkı ipliğinin mekikten iplik çekerek gevşemesini önlemektedir.

7- Tezgah üzerinde kumaş ve çözgü iplikleri belirli ve ölçülebilen bir gerilim altında denge durumundadırlar.

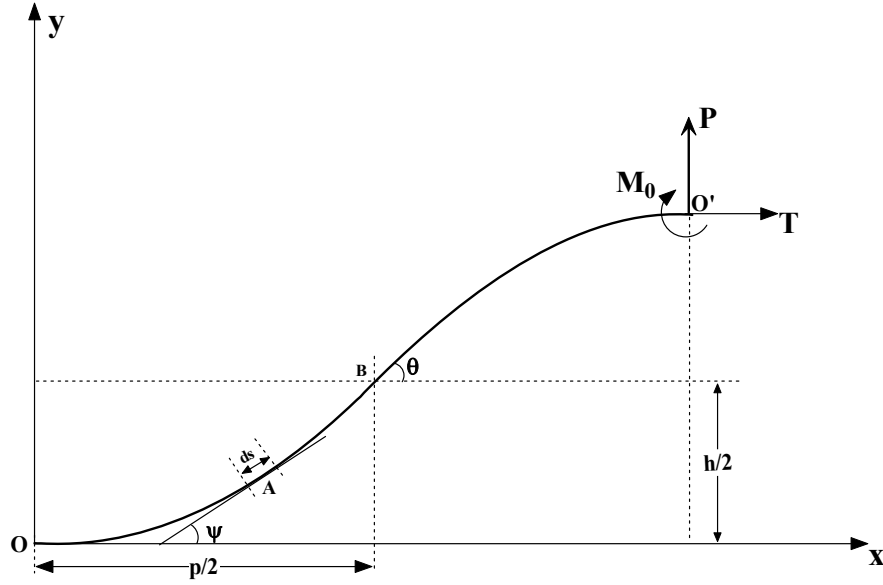
8- Kumaş tezgahtan çıkarıldıktan sonra çözgü yönünde tezgahın uyguladığı, atkı yönünde deformasyon sonucu oluşan gerilme kuvvetleri tümüyle ortadan kalkmaktadır.

9- Atkı ve çözgü iplikleri arasında oluşan sürtünme kuvvetleri, kumaş tezgahtan çıkarıldıktan sonra ipliklerin kısılmasına engel olacak büyüklükte olmayıp, ortadan kalkmaktadır.

10- İplikler arasında nokta teması bulunmaktadır.

Başer (1982), kumaş oluşumu sırasında atkı ve çözgü ipliğinin deformasyonunu örgü tekrarına giren iplik birimi için iki ucu ankastre bir çubuğun orta noktasındaki bir kuvvetin etkisi ile eğilmesi problemine dönüştürmüştür. Kuvvetin etki düzleminin sağında kalan bölüm ayrılmış, bu bölümün etkisi bir gerilme kuvveti  $T$  ve bir eğilme momenti  $M_0$  ile temsil edilmiştir. Hesaplarda kolaylık sağlamak için çubuğu etkileyen reaksiyon kuvveti  $2P$  olarak alınmıştır. Böylece ipliğin birim örgüdeki  $s$  uzunluğu  $P$  kuvvetinin etkisi altında kalmaktadır. Sonuç olarak problem, bir ucu saptanmış diğer ucu aynı düzlemde birbirine dik iki kuvvetle bir momentin etkisi altında biçim değiştiren bir çubuğun deformasyonu şeklini almaktadır.

İpliklerin birbirlerine uyguladıkları basınç kuvveti  $P$  ve çubuğun uzamasıyla oluşan gerilme kuvveti bileşeni  $T$  olmak üzere  $\ell$  uzunluğunda ince çubuk  $P$  ve  $T$  kuvvetleri etkisiyle elastika şeklinde eğilmektedir (Şekil 1.10).



Şekil 1. 10 Kuvvetler etkisindeki elastika eğrisi (Baser, 1982)

Eğri üzerinde  $ds$  uzunluktaki ve herhangi bir  $A$  noktasındaki eğri elamanında eğilme momenti  $M$

$$M = M_0 - P(\ell - x) + T(h - y) \quad (1.24)$$

şeklinde yazılır. Sistemin simetrik olmasından dolayı eğrinin orta noktada bir bükülme yaptığı ve bundan dolayı da orta noktada eğilme momenti ve eğrilik yarıçapının sıfır olduğu kabul edilmiştir.  $EI$  çubuğun eğilme rijitliği olmak üzere eğilme momenti ve eğrilik yarıçapı  $\rho$  arasında

$$\frac{1}{\rho} = \frac{d\psi}{ds} = -\frac{M}{EI} \quad (1.25)$$

eşitliği yazılabilir. Bu denklemin  $ds$ 'e göre türevi alındığında



$$EI \frac{d^2\psi}{ds^2} = -P \cos \psi + T \sin \psi \quad (1.26)$$

denklemini haline dönüştür. Bu formül  $\psi$  açısı,  $s$  eğri uzunluğu ve kuvvetler arasındaki ilişkiyi göstermektedir ve çözümü için integrasyon işlemleri gerektiren bir diferansiyel denklemdir. Bu denklem,

$$\frac{\rho}{EI} = R \cos \alpha \quad (1.27)$$

$$\frac{T}{EI} = R \sin \alpha \quad (1.28)$$

$$\alpha = \tan^{-1} \left( \frac{T}{P} \right) \quad (1.29)$$

$$R = \frac{\sqrt{P^2 + T^2}}{EI} \quad (1.30)$$

dönüşümleri yapılarak, diferansiyel denklem

$$ds = \frac{d\psi}{\sqrt{2R[\sin(\theta + \alpha) - \sin(\psi + \alpha)]}} \quad (1.31)$$

şeklini alır. Eğer bu denklemin  $\psi=0$  ve  $\psi=\theta$  değerleri arasında integrali alınırsa, eğrinin yarım uzunluğu  $\frac{1}{2} s$  bulunacaktır. Bu tür rasyonel olmayan integrallerin ancak standart eliptik integrallere dönüştürülerek tablolar yardımıyla ya da nümerik yöntemlerle çözülebileceğini belirten Başer (1989)

$$\frac{1}{2} l \sqrt{R} = \bar{F}(k, \phi_0) \quad (1.32)$$

$$\frac{1}{2} P \sqrt{R} = \sin \alpha [\bar{F}(k, \phi_0) - 2\bar{E}(k, \phi_0)] + 2k \cos \alpha \cos \phi_0 \quad (1.33)$$

$$\frac{1}{2} h \sqrt{R} = \cos \alpha [\bar{F}(k, \phi_0) - 2\bar{E}(k, \phi_0)] - 2k \sin \alpha \cos \phi_0 \quad (1.34)$$

eliptik integral çözümlerini elde etmiştir.

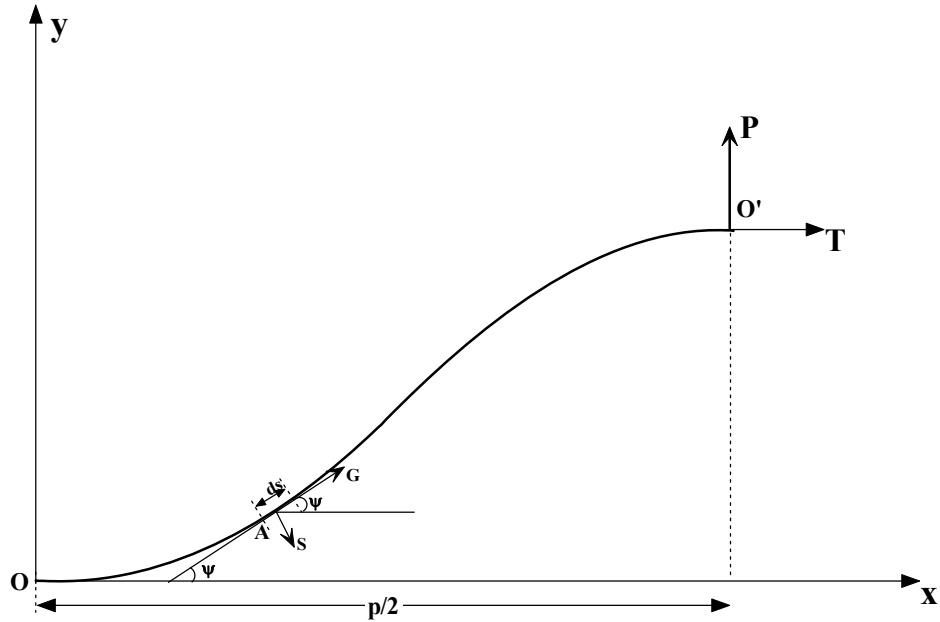
Şekil 1.11’de OAO’ eğrisi A noktasında ds elemanını etkileyen G gerilme kuvveti ve S kesme kuvveti ile birlikte gösterilmektedir. G kuvveti a noktasında çubuğun kesit alanına dik yönde OAO’ eğrisine teğet bir kuvvettir. S kuvveti ise A noktasında bu teğete diktir. P ve T kuvvetlerini A noktasındaki teğet doğrultusunda çözümler ve Hooke yasası uygulanırsa

$$G = T \cos \psi + P \sin \psi = \lambda \frac{ds - ds_0}{ds_0} \quad (1.35)$$

eşitliği elde edilir. Bu eşitlikte  $ds_0$  yalnız bırakılırsa,

$$ds_0 = \left\{ 1 + \frac{1}{\lambda} (T \cos \psi + P \sin \psi) \right\}^{-1} ds \quad (1.36)$$

eşitliği elde edilir.



Şekil 1. 11 Eğri elemanı ve etkileyen kuvvetler (Baser, 1982)

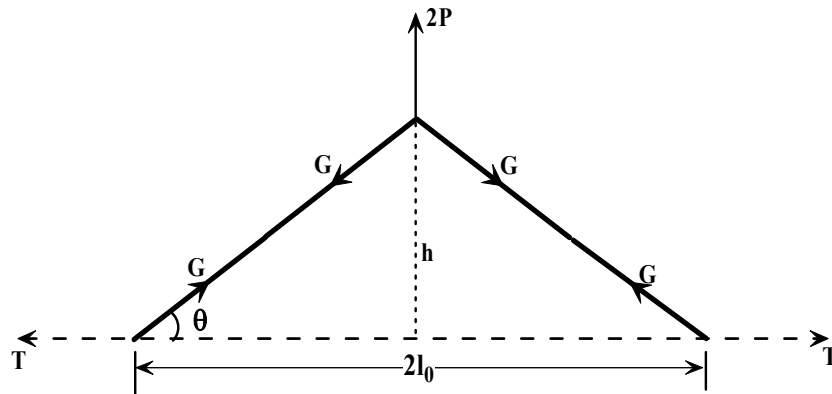
Atkının başlangıçtaki uzunluğunu bulmak için Başer (1982) gerekli dönüşümleri yaparak  $\Phi = \Phi_0$  ve  $\Phi = \pi/2$  arasında integre ettiği eşitliği standart eliptik integral olarak

$$\frac{1}{2}Q\sqrt{R}s_0 = \bar{\Pi}(k, n, \Phi_0) = \bar{\Pi}(k, n, \pi/2) - \bar{\Pi}(k, n, \Phi_0) \quad (1.37)$$

şeklinde tanımlamıştır.

Başer (1989) problemin çözümünün ancak  $\theta$  ve  $\alpha$  parametrelerine belirli değerler atanarak nümerik olarak elde edilebileceğini belirtmiştir. Ancak  $\theta$  ve  $\alpha$  bilinen parametreler olmadığı için kesin çözümlere ulaşabilmek için iterasyonlarda başlangıç değerlerine ihtiyaç vardır. Bu nedenle Başer (1982) küçük deformasyonları temel alan yaklaşık lineer bir teori ortaya koymuştur.

Yaklaşık lineer teori geometrik model olarak testere dişi modelini temel almakta ve deformasyonların hesaplanmasında süperpozisyon kanununu uygulanmaktadır. Örgü birimi içinde yer alan iplik parçaları düz, rijit, uzayabilir özellikte ve daire kesitli çubuklar olarak modellenmekte ve kesişme noktalarında birbirleriyle birleştirilmiş olarak düşünülmektedir. Şekil 1.12'de P kuvvetinin etkisiyle düşey yönde oluşan  $h$  deformasyonu,  $s_0$  uzunluğundaki ipliğin gerilmesi sonucu oluşan T kuvvetinin P kuvvetine ters yöndeki düşey bileşeni nedeniyle,  $s_0$  uzunluktaki çubuğu eğen P kuvvetinin yalnız başına oluşturacağı deformasyondan küçük olacaktır.



Şekil 1. 12 Örgü biriminde kuvvetlerin gösterimi (Başer, 1982)

Dolayısıyla  $h$  deformasyonu,  $P-T\sin\theta$  büyüklüğündeki bir kuvvetin iki ucu ankastre bir çubukta sağlayacağı deformasyon olarak düşünülebilir.  $T$  kuvveti ise atkı için atkı ipliğinin gerilmesi ile oluşan ve  $P$  kuvvetini oluşturan gerilme kuvvetidir. Çözüğü için  $T$  kuvveti kumaş düzlemi içinde çözüğü ipliklerine uygulanan gerilme kuvvetinin kumaş düzlemindeki bileşenidir. Eğer çözüğü gerilme kuvveti  $T_1$  ile gösterilirse çözüğü için,

$$T_{\varphi} = T_1 \cdot \cos \theta \quad (1.38)$$

olacaktır. Atkı için ise Hooke kanunu uygulanarak,  $T$  gerilme kuvveti,

$$T_A = \lambda \frac{s - s_0}{s_0} \quad (1.39)$$

formülü ile verilebilir. Burada  $\lambda$  atkı ipliğinin elastik sabitidir. O halde  $h$  deformasyonunu oluşturan  $P_1$  kuvveti atkı ve çözüğü için

$$P_1(\text{atkı}) = P - \lambda(s/s_0 - 1) \cdot \sin \theta \quad (1.40)$$

$$P_1(\text{çözüğü}) = P - T_1 \cdot \cos \theta \cdot \sin \theta \quad (1.41)$$

formülleriyle gösterilebilir.

İki ucu ankastre bir çubuğun orta noktasında çubuğa dik yönde etki yapan bir kuvvetin etkisi ile oluşan  $\delta$  çökmesi (Timoshenko, 1956) iki mesnet arasında orta noktada etki yapan bir kuvvetin oluşturduğu deformasyonla, aynı çubuğun iki ucunda oluşan  $\theta$  açılara eşit fakat ters yönde  $-\theta$  açılmal eğilmeye yol açan  $M_0$  momentlerinin etkisiyle oluşan deformasyonun süperpozisyonu ile moment diyagramlarından

yararlanılarak çözümlenmektedir. Love (1954) tarafından da moment ve reaksiyon denklemlerinin çözümüyle genel olarak çözülen  $\delta$  çökmesi,  $P_1$  kuvvetinin orta noktada etki yapması durumunda, küçük deformasyonlar için

$$\delta = \frac{P\ell^3}{192.EI} \quad (1.42)$$

formülüyle gösterilebilir. Burada  $\ell$  çubuğun uzunluğu olup birim örgüde iplik uzunluğunun iki katıdır.  $P$  kuvveti ise, iki birim örgüyü eğen kuvvettir. Bu çökme miktarı çubuğun aksenal doğrultusunda gerilme olmadığında elde edilecektir.

Çubuğun eksen doğrultusundaki  $G$  gerilmesi iki bileşenden oluşur. Yatay bileşen  $G.\cos\theta$  kuvveti atkı aralıklarını sabit tutan ve  $T$ 'ye eşit olan kuvvettir. Düşey bileşen  $G.\sin\theta$ ,  $2P$  yükünün etkisini karşılayan kuvvettir. Öyleyse süperpozisyon prensibi uygulandığında, gerçek çökme 1.42 formülünden bulunacak çökme değerinden daha küçük olacak, bir diğer deyişle  $P_1$ 'den küçük  $2(P-G.\sin\theta)$ 'ya eşit büyüklüğündeki bileşke kuvvetin oluşturacağı çökme kadar olacaktır.

Hooke yasası uygulanarak çubuklar üzerindeki gerilme deforme olmuş son durumdaki uzunluklardan hesaplanabilir. Deforme olmuş çubuğun yarı uzunluğu  $l$  ise, gerilme kuvveti  $G$

$$G = \lambda \left\{ \left( \frac{l}{l_0} \right) - 1 \right\} \quad (1.43)$$

biçiminde verilebilir. Burada  $\lambda$  çubuğun elastik modülüdür. Böylece  $P_1$  kuvveti

$$P_1 = 2 \left[ P - \lambda \left\{ \left( \frac{l}{l_0} \right) - 1 \right\} \sin \theta \right] \quad (1.44)$$

eşitliği ile verilir.  $P$ ,  $P_1/2$  şeklinde yerine konur ve  $\delta$  asıl çökme  $h$  şeklinde yazılırsa yük-uzama eğrisi

$$P = 12B \left( \frac{h}{l_0^3} \right) + \lambda \left( \frac{l}{l_0} - 1 \right) \sin \theta \quad (1.45)$$

eşitliğinden elde edilebilir. Trigonometrik bağıntılardan elde edilen  $\sin \theta = h/l$  yerine yazılırsa bu eşitlik

$$P = h \left\{ \frac{12B}{l_0^3} + \lambda \left( \frac{1}{l_0} - \frac{1}{\sqrt{l_0^2 + h^2}} \right) \right\} \quad (1.46)$$

şeklinde elde edilir.

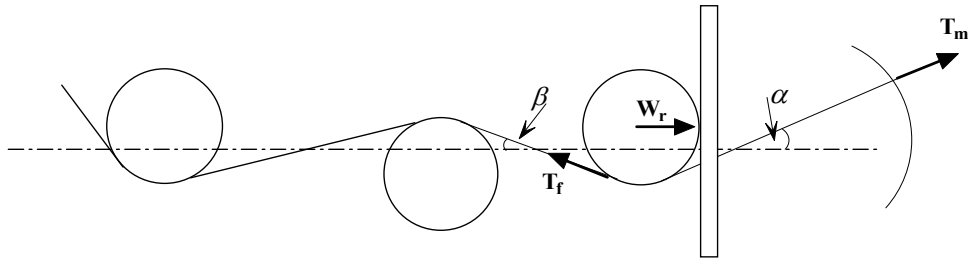
**Galuszynski ve Ellis (1983)** oluşturdukları modelde kumaş oluşumunun dinamiğini incelemişler ve analizlerini kumaşın elastik özelliğinin, çözgünün elastik özelliğinin ve geriliminin, ipliğin ipliğe karşı sürtünme katsayısının, tefe vuruş anındaki ağızlık ve örgü açısının bileşik etkilerini içerecek şekilde tasarlamışlardır ve analizlerinde şu varsayımları yapmışlardır:

- Atkı ve çözgü iplik kesitleri dairesel ve sabit çaplıdır.
- Atkı ağızlığa gerilimsiz ve kumaş oluşum çizgisine paralel olacak şekilde yerleştirilmiştir.
- Atkı iplikleri uzayabilir, fakat rijitlikten yoksundurlar.
- Atılan atkı sıfır gerginlikte, düz ve tarağa paraleldir.
- Atkı aralığı kumaş simetri düzleminde atkı ipliklerinin arasındaki uzaklıktır.

- Kumaş içersindeki çözgü iplik açısı bir tezgah devri boyunca sabit kalmaktadır.
- Kumaş yapısal parametreleri tezgahta oluşan kumaşın cıbarlar arasındaki bölgesinde tanımlanmaktadır. Bu bölgede henüz kıvrım değişimi olmamıştır.
- Çözgü aralıkları sabit ve taraktaki çözgü aralıklarına eşittirler.
- Kumaş gerginliği temel çözgü gerginliğinin kumaş düzlemindeki bileşenine eşittir.

Galuszynski ve Ellis (1983) yapılan varsayımların kumaş geometrisi ve kumaş geometrisinin fonksiyonu olan kuvvetler ile ilgili olduğunu, ancak araştırmada amacın kuvvetlerin tahminlenmesi olduğunu ve dolayısıyla kumaş geometrisinin hesaplanmadığını, bunun yerine analizde hesaplamalarda belirli bir  $\beta$  örgü açısının değerinin kullanıldığını belirtmişlerdir.

Tek bir çözgü ipliği için Şekil 1.13'te gösterilen durum denge durumu olup simetrik ağızlık için temel alınmıştır.



Şekil 1. 13 Tefe Vuruşu Esnasında Kuvvetler (Galuszynski ve Ellis, 1983)

$T_f$  yeni oluşmuş bulunan kesişmedeki çözgü ipliği gerilimi,  $T_m$  vuruş sırasında ağızlığın ön bölümündeki çözgü gerginliği,  $\mu$  iplik ipliğe sürtünme katsayısı,  $\alpha$  tefe vuruşu esnasında kumaş eksenine ile çözgü ipliği arasındaki ağızlık açısı,  $\beta$  yeni oluşan kumaş bölgesindeki kumaş düzlemi ile çözgü ipliği arasındaki tahminlenen maksimum açı olmak üzere gerginlikler arasında

$$T_f = T_m e^{-\mu(\alpha+\beta)} \quad (1.47)$$

eşitliği ile belirlenen bir ilişki bulunmaktadır. Tarağa karşı etki yapan kuvvet olarak kabul edilen dokuma direnci  $W_r$  için tefe vuruşu esnasında çözgü doğrultusunda kumaş gerginliği  $U$  olmak üzere  $W_r$  için,

$$W_r = T_m \cos \alpha - T_f \cos \beta \quad (1.48)$$

$$W_r = T_m \cos \alpha - U \quad (1.49)$$

eşitlikleri yazılabilir.  $T_b$ , tefe vuruşu olmaksızın çerçeveler vuruş anındaki konumuna getirildiği anda ölçülen temel çözgü gerginliği ve  $C_2$  kumaşın elastik sabiti olmak üzere

$$U = T_b \cos \alpha_s - ZC_2 \quad (1.50)$$

eşitliği yazılabilir. Buradan tefe vuruşu sırasında kumaşın  $Z$  ölçüsünde kısaldığı ve bu kısalmanın çözgünün yatay yöndeki uzamasına eşit olduğu varsayılarak

$$T_m \cos \alpha = T_b \cos \alpha_s + ZC_1 \quad (1.51)$$

eşitliği yazılabilir. Burada  $\alpha_s$  vuruş sırasındaki ağızlık açısı,  $C_1$  katsayısı çözgü elastik sabitidir.

Galuszynski ve Ellis hesapları kolaylaştırmak için  $\alpha_s = \alpha$  varsayımını yaparak bilinen değerlerin ( $\alpha, \beta, \mu, T_b, C_2, C_1$ ) diğer parametre değerlerini ( $T_f, T_m, W_r, U, Z$ ) nasıl etkilediğinin bulunabileceğini belirtmişlerdir.

**Basu (1987)** dokuma kumaş oluşumuna farklı çözgü salma sistemlerinin etkilerini araştırdığı çalışmasında kapalı ağızlık çözgü gerginliği, tefe vuruşu esnasında çözgü



gerginliği, dokuma direnci ve bunların iki farklı çözü salma sistemi ile çalışan dokuma makinesindeki dokuma kumaş boyutlarını etkileyişini göz önüne almıştır. Kumaş geometrisi olarak atkı ve çözü aralıklarının gözleendiği çalışmada iki farklı çözü salma sisteminin farklı serbest çözü uzunluğuna neden olduklarını belirtmiştir. Bundan dolayı iki sistemdeki ağızlık geometrilerindeki fark temel farklılıklarını oluşturmaktadır. Hattersley dokuma makinesinde Hattersley yarı pozitif çözü salma sistemi ve WIRA/Poole pozitif silindir çözü salma sistemi olmak üzere iki farklı çözü salma sistemi kullanılmış ve yapılan deneyler sırasında çözü gerginliği, dokuma direnci, atkı atımı sırasında atkı gerginliği ve dokuma makinesi üzerindeki atkı ve çözü aralıkları ölçülmüştür.

Basu (1987) deneysel sonuçlardan şu sonuçları çıkarmıştır:

Dokuma işleminde en düşük çözü gerginliği değeri ağızlık kapalıyken ( $T_c$ ) ölçülen değeri, en yüksek değeri ise ya tefe vuruş ( $T_m$ ) anında ya da ağızlık tam açıkken ( $T_{ms}$ ) oluşmaktadır. Ağızlık açılırken ya da tefe vuruşu esnasında meydana gelen çözü gerginlik artışı  $T_c$  değerinden başlamaktadır. Çözü elastik sabiti hem tefe vuruşu esnasındaki çözü gerginliğini hem de dokuma direncini etkilemektedir. Her ikisi de elastik sabitin artışı ile artış göstermektedir. Atkı gerginliğinin tefe vuruş anındaki çözü gerginliğine, dokuma direncine, atkı ve çözü aralıklarına önemli bir etkisini tespit edemeyen araştırmacı, parametreler üzerinde daha çok çözü iplikleri tarafından ağızlık kapanırken oluşan gerginliğinin etkili olduğunu belirtmiştir. Kapalı ağızlıktaki çözü gerginliği tefe vuruş anındaki çözü gerginliğini ve dokuma direncini etkilemektedir.  $T_c$  değerindeki artış  $T_m$  ve  $W_r$  değerlerinin de artmasına neden olmaktadır.

**Zhang ve Mohamed (1989)** tefe vuruş hareketine dokuma makinesi ve kumaş parametrelerinin etkisini araştıran çalışmalarında, statik ve dinamik koşullarda tefe vuruş kuvveti ve tefe vuruş hareketinin atkıya etkisini ortaya koyan teorik bir model önermişlerdir. Atkı aralığı, çözü ve atkı arasındaki sürtünme katsayısı, çözü temel gerginliği, çözüler arasındaki gerilim oranı, dokuma makinesi hızı ve ağızlık zamanlamasının tefe vuruş kuvvetinin ve atkı atım hareketinin temel belirleyici parametreleri olduklarını belirtmişlerdir.

Kumaş oluşum çizgisinin konumunu belirleyen parametreler: (a) çözgü ve kumaş gerilimleri, (b) atkı ve çözgü iplikleri arasındaki sürtünme katsayısı, (c) çözgü ve kumaş elastik modülü, (d) dokuma tezgah hızı, (e) tefe vuruşu sırasında ağızlık hareketi, ve (f) çözgü ve kumaş serbest uzunluklarıdır. Tefe vuruşu esnasında meydana gelen temel kuvvetler (a) tefe vuruş kuvveti  $B$ , (b) dokuma direnci  $R$ , (c) çözgü ve kumaş gerilimleri  $Q_n$  ve  $Q_i$ 'dir.

Atkının asimetrik ağızlıktan kaynaklı olarak aşağı yöne zorlandığı ve kıvrım aldığı, tarak tarafından taşındığından yatay yönde kıvrım almadığı, kumaş içine dahil edilen atkının kesit şeklinin elips olduğu kabulleri yapılmıştır.

Model statik olarak sadece bir atkı ipliğinin hareketsiz iki çözgü ipliği arasına yerleştirilmesi olayını içermektedir ve kesişme çözgü iplikleri tarafında  $C_0$  noktasında, kumaş tarafında ise  $C_1$  noktasında olmaktadır. Tefe vuruşu sırasında  $C_1$  noktasının sabit olduğu,  $C_0$  noktasının ise atkının konumu ve ağızlık açısına bağlı olduğu kabul edilmiştir.

Şekil 1.14'te gösterildiği gibi modelde denge denklemleri aşağıdaki gibidir.

Yatay denge;

$$B_s - S_0 \cos \phi_0 + S_1 \cos \phi_1 - F_{sx} = 0 \quad (1.52)$$

$$B_t - T_0 \cos \theta_0 + T_1 \cos \theta_1 - F_{tx} = 0 \quad (1.53)$$

$B_s, B_t$ : I ve II enine kesitlerinde tefe vuruş kuvveti;

$S_0, S_1$ : çözgü ve kumaş bölgelerinde tefe vuruş anında gevşek olan çözgü üzerindeki gerilim

$T_0, T_1$ : çözgü ve kumaş bölgelerinde tefe vuruş anında sıkı olan çözgü üzerindeki gerilim

$F_{sx}, F_{tx}$ : atkı ve gevşek-sıkı çözgü arasında sırasıyla yatay sürtünme direnci

$\phi_0; \phi_1$ : yatay doğrultuda gevşek çözgünün çözgü ve kumaş bölgelerinde yaptığı açılar

$\theta_0; \theta_1$ : yatay doğrultuda sıkı çözgünün çözgü ve kumaş bölgelerinde yaptığı açılar

Düşey denge

$$S_0 \sin \phi_0 + S_1 \sin \phi_1 + F'_s - 2Q \sin \theta + F_{sy} = 0 \quad (1.54)$$

$$-T_0 \sin \theta_0 - T_1 \sin \theta_1 + F'_t + 2Q \sin \theta + F_{ty} = 0 \quad (1.55)$$

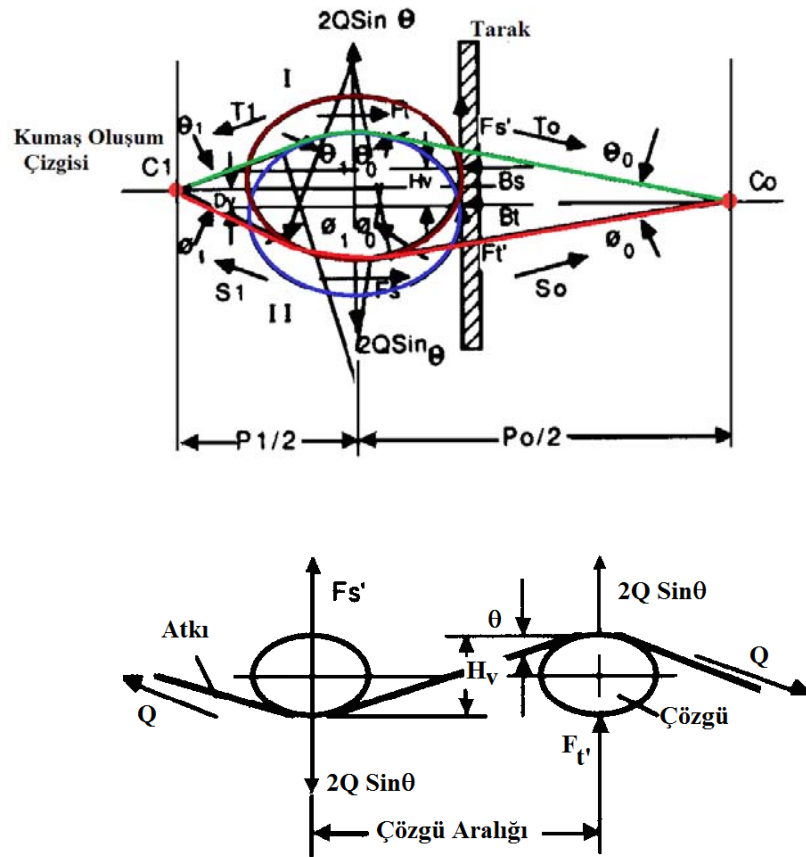
olarak tanımlanmıştır. Burada

$F'_s, F'_t$ : I ve II. Bölgelerde tarak ve atkı arasındaki sürtünme kuvvetleri

$F_{sy}, F_{ty}$ : atkı ve gevşek, sıkı çözgü arasında düşey sürtünme direnci

$Q$ : atkı gerilimi

$\theta$ : yatay ile atkı arasındaki kıvrım açısı



Şekil 1. 14 Statik dokuma modeli (Zhang ve Mohamed, 1989)

Zhang ve Mohamed (1989) modellerinde atkı ipliğinin çözgü iplikleri arasında gerilimsiz olarak düz biçimde yerleştiğini ve kıvrım alırken çözgü ve atkı iplikleri arasında kayma olmadığını, atkı iplik gerginliğinin ise atkı iplik uzamasından kaynaklandığını kabul etmişlerdir.

Atkı ve gevşek çözgü arasındaki sürtünme kuvvetinin yatay bileşeni

$$F_{Sx} = \frac{\mu}{\mu^2 + 1} S_0 \left[ -\mu \cos \phi_0 + \sin \phi_0 - e^{-\mu(\phi_0 + \phi_1)} (-\mu \cos \phi_1 + \sin \phi_1) \right] \quad (1.56)$$

formülüyle belirlenirken sürtünme kuvvetinin düşey bileşeni

$$F_{Sy} = \frac{\mu}{\mu^2 + 1} S_0 \left[ \mu \sin \phi_0 - \cos \phi_0 + e^{-\mu(\phi_0 + \phi_1)} (\mu \sin \phi_1 + \cos \phi_1) \right] \quad (1.57)$$

formülüyle belirlenmektedir.

Atkı ve sıkı çözgü arasındaki yatay sürtünme kuvveti

$$F_{Tx} = \frac{\mu}{\mu^2 + 1} T_0 \left[ \mu \cos \theta_0 + \sin \theta_0 + e^{-\mu(\theta_0 + \theta_1)} (-\mu \cos \theta_1 + \sin \theta_1) \right] \quad (1.58)$$

formülüyle ve düşey sürtünme kuvveti

$$F_{Ty} = \frac{\mu}{\mu^2 + 1} T_0 \left[ -\mu \sin \theta_0 + \cos \theta_0 - e^{-\mu(\theta_0 + \theta_1)} (\mu \sin \theta_1 + \cos \theta_1) \right] \quad (1.59)$$

formülüyle belirlenmektedir.

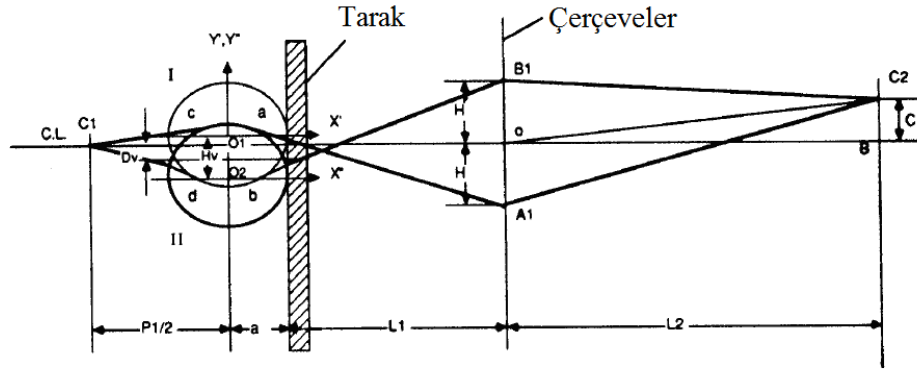
Şekil 1.15'te çözgülerin O noktasında kapalı haldeyken gerginlikleri temel çözgü gerginliği  $T_s$  ve  $dl_u$  üst ağızlıktaki çözgü uzaması,  $dl_l$  alt ağızlıktaki çözgü uzaması olmak üzere, gevşek çözgülerin gerginliği

$$S_0 = T_s + C_u + dl_u \quad (1.60)$$

formülüyle sıkı çözgüdeki gerilim ise

$$T_0 = T_s + C_u + dl_l \quad (1.61)$$

formülüyle bulunacaktır.



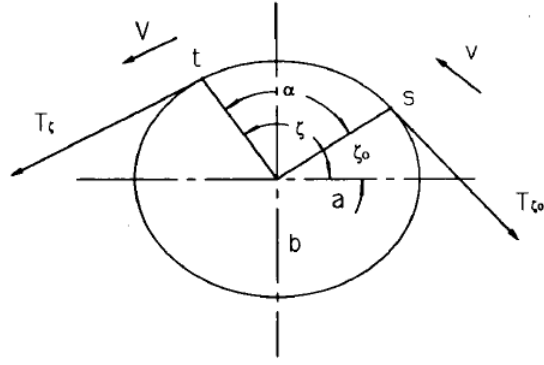
Şekil 1. 15 Ağızlık Açılırları (Zhang ve Mohamed, 1989)

Zhang ve Mohamed (1989) çalışmalarını deneysel olarak test etmemişler bunun yerine model üzerinden parametreleri değiştirerek bunlar arasındaki ilişkileri ortaya koymuşlardır.

**Dao, D., Arthur, B. ve Mohamed M. (1991)** tefeleme işlemi sırasında tefe vuruş kuvveti ve çözgü gerilimini etkileyen parametreleri incelemek için dinamik koşullar altında bir dokuma modeli ortaya koymuşlardır. Tefeleme kuvvetini ve çözgü gerilimini tahminlerken dokuma makinesi ve kumaş parametrelerini, atkı ve çözgü iplikleri arasındaki statik ve kinetik sürtünme katsayısını, toplam gücü yükselme miktarını, ağızlık zamanlamasını, arka köprü pozisyonunu, temel çözgü gerilimini ve dokuma tezgah hızını teorik analizlerine dahil etmişlerdir.

Problemi basitleştirmek amacıyla, çözgü salma ve kumaş çekmenin tefeleden bağımsız olduğu, atkı ipliğinin tarak tarafından taşınmasından dolayı yatay yönde aldığı kıvrımın ihmal edilebileceği, atkı iplik kesitinin dokunmuş kumaş içerisinde çözgü geriliminden kaynaklanan yassılmaya uğramış ve elips şeklinde olduğu kabul edilmiştir.

Çözgü ipliği ile atkı ipliği arasında, atkının çözgüye göre bağıl hareketini göz önüne alarak sürtünme kuvvetini ve çözgü üzerinde oluşacak gerginliği Şekil 1.16'da gösterildiği gibi açıklamışlardır.



Şekil 1. 16 Eliptik olarak yassılmış atkı ipliği  
üzerinden kayan çözgü ipliği (Dao ve ark. 1991)

Gergin ve gevşek olan çözgü iplik gerginlikleri arasında

$$T_{\xi} = T_{\xi_0} e^{\mu_e(\xi - \xi_0)} \quad (1.62)$$

formunda Euler eşitliği mevcuttur. Burada

$$\mu_e = C_e \mu \left( \frac{r}{T_{\xi_0}} \right)^{1-n} \frac{\ln(1+\psi)}{\psi} \quad (1.63)$$

$$\frac{\ln(1+\psi)}{\psi} = 1 - \frac{\psi}{2} + \frac{\psi}{3} - \frac{\psi}{4} + \dots \quad (1.64)$$

$$C_e = -k^{1/4(1+3n)} \frac{Q}{\xi - \xi_0} \quad (1.65)$$

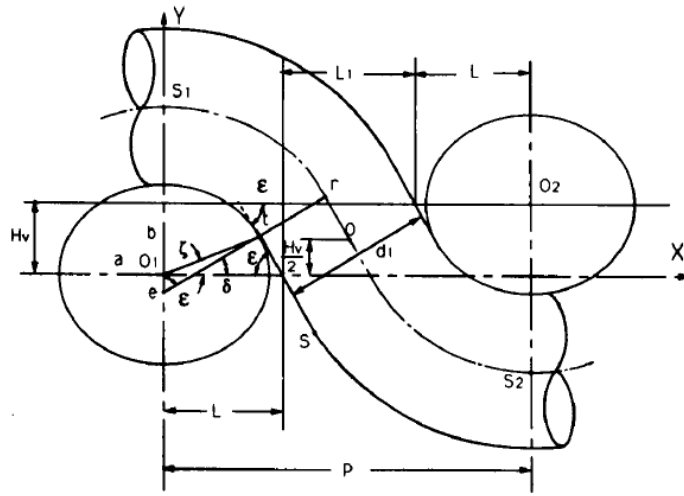
$$\psi = C_e \mu (1-n) \left( \frac{r}{T_{\xi_0}} \right) (\xi - \xi_0) \quad (1.66)$$

eşitlikleri geçerlidir. Burada  $\mu$  sürtünme katsayısı,  $n$  atkı ve çözgü iplikleri arasındaki sürtünme indeksi,  $r$  atkı ipliği yarıçapı, elipsin küçük çapı  $b$ , büyük çapı  $a$  olmak üzere  $k = (b/a)^2$ ,  $\xi, \xi_0$  temas noktasından itibaren Şekil 1.16'da belirtilen açılar olarak tanımlanmaktadır.

$\phi \rightarrow 0 (n \rightarrow 1)$  ise  $\mu_e$  eşitliği  $\mu_e = C_e \mu \left( \frac{r}{T_{\xi_0}} \right)^{1-n}$  şeklini alacaktır.

$C_e$  katsayısı sürtünme katsayısı üzerindeki eliptik kesitin etkisini göstermektedir ve  $n$ ,  $k$ ,  $\xi_0$  ve  $\xi$  parametrelerinin bir fonksiyonudur.

Atkı ve çözgünün kıvrım almaları ve atkı kesitinin elips olduğu kabul edildiğinden tefeleme bölgesindeki birbiri ardına gelen iki atkı arasındaki çözgü uzunluğu, aralık ve açının hesaplanması için Şekil 1.17'deki model kullanılmıştır.

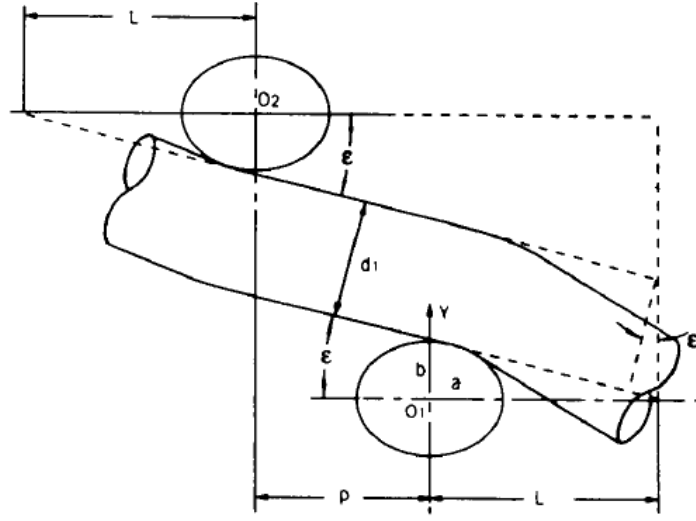


Şekil 1.17 Atkının kıvrım aldığı kumaş geometrisi (Dao ve ark.,1991)

Modelden iki atkı arasında bulunan çözgü ipliği görülmektedir. Şekil 1.18'den arka köprünün yukarıda olduğu durum için, yani dengeli olmayan ağızlık durumunda, kumaş içerisinde oluşacak iki atkı ve aralarında yer alan çözgü ipliği için

$$\operatorname{tg} \varepsilon = \frac{y_{02} - y_{01} - d_1 / \cos \varepsilon}{2L + P} \quad (1.67)$$

bağıntısı elde edilmektedir.



Şekil 1. 18 İki atkı arasındaki çözgü iplik durumu (Dao ve ark.,1991)

Burada geometrik hesaplamalar sonucunda iki elips arasındaki mesafe P, çözgü ve kumaş eksenleri arasındaki açı  $\varepsilon$ , çözgü çapı  $d_1$ , iki atkı enine kesit orta noktaları arasındaki düşey mesafe  $H_v$ , çözgünün üzerinden geçen elipsin orta noktasının düşey koordinatı  $y_{o1}$ , çözgünün altından geçen elipsin orta noktasının düşey koordinatı  $y_{o2}$  olmak üzere, arka köprünün yukarıda olduğu kabulü ve dengeli olmayan ağızlık oluştuğu göz önüne alınarak Şekil 1.18'de görüldüğü model üzerinden P değeri

$$P = \pm \left( 2 \sqrt{\frac{b^2}{\tan^2 \varepsilon} + a^2} + \frac{d_1}{\sin \varepsilon} + \frac{y_{o1} - y_{o2}}{\tan \varepsilon} \right) \quad (1.68)$$

formülüyle elde edilmektedir.

Atkı ipliğinin aldığı kıvrım  $(y_{o1} - y_{o2})$ , çözgü çapı  $d_1$ , atkı ipliği kesitinde kısa ve uzun çaplar (a,b), çözgü ile kumaş çizgisi arasındaki açı  $\varepsilon$  biliniyorsa, iki atkı arasındaki P mesafesi yukarıdaki eşitlikten hesaplanabilir. Ayrıca  $(y_{o1} - y_{o2})$ ,  $d_1$ , a, b ve P biliniyorsa  $\varepsilon$  açısı da aynı eşitlikten nümerik metot kullanılarak bulunabilir.

İki atkı arasındaki çözgü uzunluğunu  $(S_1 S_2)$  hesaplamak için şekilden



$$S_1 S_2 = 2 \left[ \varepsilon \frac{x_r}{\sin \varepsilon} + \sqrt{(x_r - P/2)^2 + \left( y_r + \frac{y_{o_1} - y_{o_2}}{2} \right)^2} \right] \quad (1.69)$$

eşitliği elde edilebilir. Burada

$$x_r = x_t + \frac{d_1}{2} \cos \delta = \frac{a^2}{L} + \frac{d_1}{2} \sin \varepsilon \quad (1.70)$$

ve

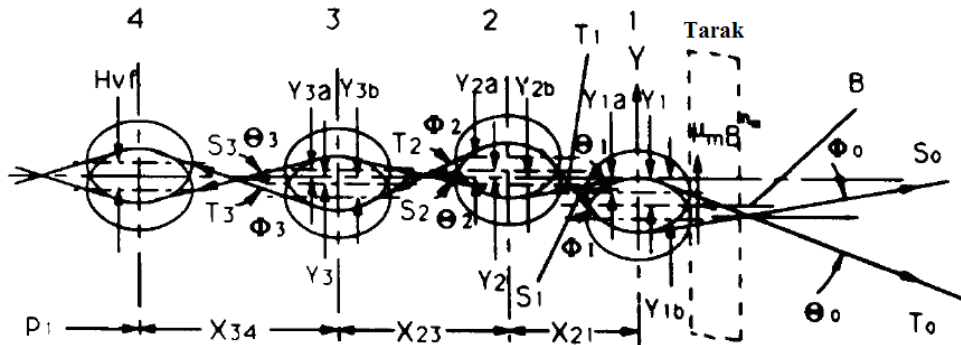
$$y_r = y_t + \frac{d_1}{2} \sin \delta = \frac{b\sqrt{L^2 - a^2}}{L} + \frac{d_1}{2} \cos \varepsilon \quad (1.71)$$

olarak hesaplanacaktır.

Şekil 1.19'da tefeleme işlemini ve geri sıçramış olan iki atkının da görüldüğü modeli hazırlayan araştırmacılar atkının ivmelenme kuvvetinin çok küçük olmasından dolayı ihmal edilebileceğini belirterek atkı-I için yatay denge denklemini

$$B + T_1 \cos \theta_1 - T_0 \cos \theta_0 + S_1 \cos \phi_1 - S_0 \cos \phi_0 = 0^2 \quad (1.72)$$

olarak belirtmişlerdir.



Şekil 1. 19 Tefeleme işlemi (Dao ve ark.,1991)

Yatay denge denkleminin yanı sıra B tefe vuruş kuvveti,  $C_1$  kumaş elastik sabiti,  $C_2$  çözgü ipliği elastik sabiti,  $Y(t)$  tefe vuruş kuvveti (anlık),  $x_1$  atk1-1'in kumaş içinde yer değiştirmesi,  $\Delta x_1$   $x_1$ 'in artış miktarı,  $\omega_p$  tefe vuruş darbesinin frekansı,  $T_p$  süresi,  $T_0$  ve  $S_0$  atk1-1 ve gücüler arasındaki gergin ve gevşek çözgü gerginlikleri,  $T_1$  ve  $S_1$  atk1-1 ve atk1-2 arasındaki gergin ve gevşek çözgü gerginliği,  $\theta_0, \theta_1, \phi_0, \phi_1$ ,  $T_0, T_1, S_0, S_1$  kuvvetlerinin yatayla yaptıkları açılar,  $\mu_1, n_1$  çözgü ipliği ile atk1-1 arasındaki sürtünme katsayısı ve sürtünme indeksi olmak üzere

$$B = (C_1 + C_2)[Y(t) - x_1] \quad (1.73)$$

$$Y(t) = Y_{\max} \sin \omega_p t \quad (1.74)$$

$$\omega_p = \frac{\pi}{T_p} \quad (1.75)$$

$$T_1 = T_0 e^{\pm \mu_{e1} \gamma_1} \quad (1.76)$$

$$\mu_{e1} = C_{e1} \mu_1 \left( \frac{r}{Ta} \right)^{1-n_1} \frac{\ln(1 + \psi_1)}{\psi_1} \quad (1.77)$$

$$\psi_1 = C_{e1} \mu_1 (1 - n_1) \left( \frac{r}{Ta} \right)^{1-n_1} \lambda_1 \quad (1.78)$$

$$C_{e1} = -k^{0.25(1+3n_1)} \frac{Q_1}{\gamma_1} \quad (1.79)$$

$$Q_1 = \int_{\text{ctg}(\beta_a)}^{\text{ctg}(\pi - \beta_b)} \frac{(1 + k^2 \text{ctg}^2 \xi)^{0.5(1-3n_1)}}{(1 + k \text{ctg}^2 \xi)^{1.5(1-n_1)}} d(\text{ctg} \xi) \quad (1.80)$$

$$\gamma_1 = \pi - \beta_1 - \beta_2 \quad (1.81)$$

$$\beta_1 = \text{tg}^{-1} \frac{k}{\text{tg} \theta_0}, \quad \beta_2 = \text{tg}^{-1} \frac{k}{\text{tg} \theta_1} \quad (1.82)$$

eşitlikleri gergin çözgü ipliği için geçerli olacaktır. Aynı biçim gevşek çözgü ipliği için kullanılacak eşitliklerle birleştirildiğinde yatay kuvvet denge denklemini

$$(C_1 + C_2)[Y(t) - x_1] + T_0 (e^{\pm \mu_{e1} \gamma_1} \cos \theta_1 - \cos \theta_0) + S_0 (e^{\pm \mu_{e1} \gamma_1} \cos \phi_1 - \cos \phi_0) = 0 \quad (1.83)$$

şeklini alacaktır.

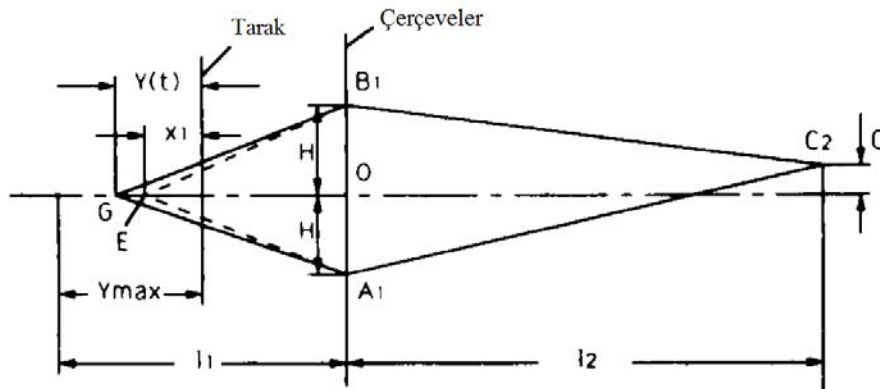
Çerçeveser aynı hizadayken temel çözüü gerçinliği  $T_s$  ise, gevşek çözüüdeki gerçinlik  $S_0$

$$S_0 = T_s + C_w dl_u \quad (1.84)$$

formülüyle ve gerçin çözüü gerçinliği  $T_0$  ise

$$T_0 = T_s + C_w dl_l \quad (1.85)$$

formülüyle verilmektedir.  $C_w$  çözüü ipliği elastik sabiti,  $dl_u$  üst ağızlıktaki çözüü ipliklerinin uzaması,  $dl_l$  alt ağızlıktaki çözüülerin uzamasıdır.  $dl_u$  ve  $dl_l$  çözüü iplik uzamaları ikişer parametrenin etkisiyle oluşmaktadır. Bu uzamalar ağızlık açılmasının ve tefe vuruşu sırasında kumaş oluşum çizgisinin hareketinin neden olduğu uzamaların etkileri toplamıdır. Bu uzamalar ağızlık hareketi ve tefe vuruşunun etkilerini gösteren Şekil 1.20'den yararlanılarak geometrik olarak hesaplanmaktadır.



Şekil 1. 20 Tefeleme işleminde çözüü uzaması (Dao ve ark.,1991)

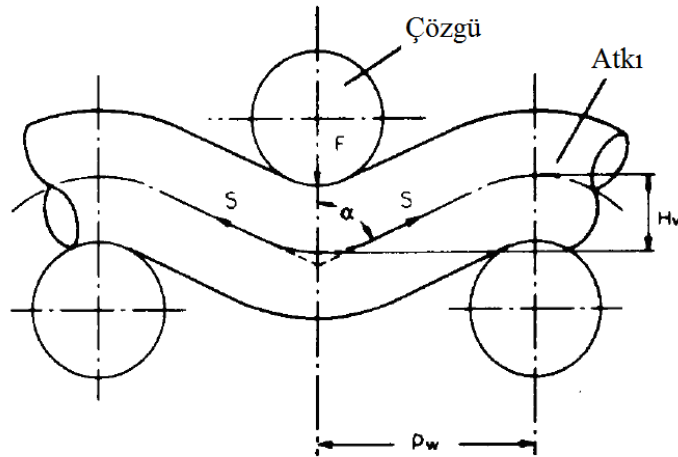
Atkı kıvrımını (Şekil 1.21) yaklaşık olarak hesaplamak için, çözüğü tarafından atkı ipliğine uygulanan F kuvveti atkı üzerinde oluşan S kuvvetiyle dengelendiğine göre

$$F = 2S \cos \alpha \text{ ve } \cos \alpha \approx \frac{H_v}{\sqrt{H_v^2 + P_w^2}} \quad (1.86)$$

eşitliği yazılabilir. Burada  $H_w$  kıvrım genliği,  $P_w$  çözüğü aralığıdır. Atkı gerginliği uzaması ile elastik sabitinin çarpımına eşit olacağına göre,

$$S = C_p dl_p \approx C_p \left[ \sqrt{H_v^2 + P_w^2} - P_w \right] \quad (1.87)$$

yazılabilir.



Şekil 1. 21 Atkının kıvrım alması (Dao ve ark.,1991)

Düşey yönde bir numaralı atkı ipliği için denge denklemi yazılırsa

$$T_1 \sin \theta_1 + T_0 \sin \theta_0 - S_1 \sin \phi_1 - S_0 \sin \phi_0 - \mu_m B^{n_m} = 0 \quad (1.88)$$

elde edilir. Burada  $\mu_m$ ,  $n_m$  sırasıyla tarak ve atkı ipliği arasındaki sürtünme katsayısı ve sürtünme indeksidir. Diğer yandan

$$\mu_m = \mu_{ms} + k_3 \frac{d_{y1}}{dt}, \quad n_m = n_{ms} + k_4 \frac{d_{y1}}{dt} \quad (1.89)$$

olacaktır. Burada  $\mu_{ms}$  ve  $n_{ms}$  sırasıyla tarak ve atkı ipliği arasındaki statik sürtünme katsayısı ve statik sürtünme indeksidir,  $k_3$  ve  $k_4$  ise kinetik sürtünme katsayısı ve kinetik sürtünme indeksidir. Bir numaralı atkı ipliğinin düşey hızı

$$\frac{dy_1}{dt} = \frac{1}{k_4} \left\{ n_{ms} - \frac{\ln[(1/\mu_m)(T_1 \sin \theta_1 + T_0 \sin \theta_0 - S_1 \sin \phi_1 - S_0 \sin \phi_0)]}{\ln B} \right\} \quad (1.90)$$

formülüyle belirlenir.

İki numaralı atkı ipliği üzerindeki yatay kuvvetlerin denge denklemi

$$T_2 \cos \theta_2 - T_1 \cos \theta_1 + S_2 \cos \phi_2 - S_1 \cos \phi_1 = 0 \quad (1.91)$$

olur. Diğer yandan gerginlikler arasında

$$T_2 = T_1 e^{\pm \mu e^{3\gamma^2}} \quad (1.92)$$

$$S_2 = S_1 e^{\pm \mu e^{4\mu^2}} \quad (1.93)$$

bağıntıları olacaktır. Bu eşitlikler denge denkleminde yerine konulursa

$$T_1 (e^{\pm \mu e^{3\gamma^2}} \cos \theta_2 - \cos \theta_1) + S_1 (e^{\pm \mu e^{4\mu^2}} \cos \phi_2 - \cos \phi_1) = 0 \quad (1.94)$$

eşitliği elde edilecektir. Aynı şekilde iki numaralı atkı ipliği üzerindeki düşey kuvvetlerin dengesinden

$$T_2 \sin \theta_2 + T_1 \sin \theta_1 - S_2 \sin \phi_2 - S_1 \sin \phi_1 = 0 \quad (1.95)$$

eşitliği benzer biçimde

$$T_1(e^{\pm\mu e^{3\gamma^2}} \sin \theta_2 + \sin \theta_1) - S_1(e^{\pm\mu e^{4\mu^2}} \sin \phi_2 + \sin \phi_1) = 0 \quad (1.96)$$

eşitliğine dönüşecektir.

Araştırmacılar tefeleme işlemiyle ilgili bu dinamik analizle, bir yandan tefeleme işlemini tanımlarken diğer yandan da atkı ipliğinin hem dikey hem de yatay yöndeki hareketlerini tahmin etmeyi amaçlamışlardır.

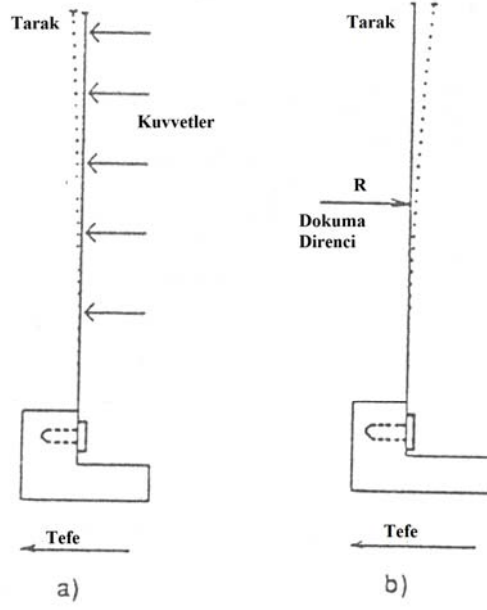
**Bullerwell ve Mohamed (1991)** tefe vuruş kuvvetinin ölçülmesinin dokuma kumaş oluşumu sürecini anlamak için önemini belirtmiş ve su jetli dokuma makinesinde tefe vuruş kuvvetini ölçmek için oluşturdukları sistemi anlatmışlardır. Oluşturdukları sistemin tarak üzerinde neden olduğu önemli değişiklikler nedeniyle sistemin pratik uygulamalarda kullanılmasının mümkün olmadığını belirtmişlerdir. Yaptıkları deneysel çalışma sonucunda atkı aralıklarının ve atkı iplik numarasının tefe vuruş kuvvetine etkisinin önemli olduğunu, ancak dokuma makinesi ilk çalışma süresinin (warm-up time) ve dokuma makine hızının etkisinin olmadığını belirtmişlerdir.

Bullerwell ve Mohamed (1991) yaptıkları deneysel çalışmada ağızlık zamanlamasının tefe vuruş kuvvetine etkisinin önemli olmadığı sonucunu çıkarmış olmakla birlikte, bu sonucun daha önceki yapılan bazı çalışmalarla uyumlu olduğunu, ama bazı araştırmacıların sonuçlarıyla ters düştüğünü söylemişlerdir. Gücülerin erken kapanmasının iki tür etkisi olmaktadır. Atkı ipliği daha fazla yassılma ve kıvrım alma eğiliminde olmakta, bu nedenle de çözgünün atkı üzerine dolanma miktarının azalarak açının küçülmesi ve dolayısıyla tefe vuruş kuvvetinin azalması söz konusu olmaktadır. Diğer yandan gücülerin erken kapanması tefe vuruş anında daha yüksek çözgü gerginliğine neden olmaktadır. Dolayısıyla tefe vuruş kuvvetinin artma yada azalması atkı ipliğinin özelliklerine bağlı olacaktır. Eğer atkı ipliği rijit bir çubuk olsaydı tefe vuruş kuvvetinin artması beklenebilirdi. Ancak araştırmacılar, yassılabilen ve kıvrım alabilen atkı iplikleri söz konusu olduğunda ağızlık zamanlamasının etkisinin tam olarak belli olmadığını belirtmişlerdir.

Yaptıkları çalışma için ve kullandıkları atkı ipliği için bu iki etkinin birbirini dengelediğini, dolayısıyla ağızlık zamanlamasının tefe vuruş kuvvetini etkilemediğini belirtmişlerdir. Bu etkinin farklı atkı iplik türleri için daha geniş bir çalışmada ele alınarak aydınlatılması gerektiğini söylemişlerdir.

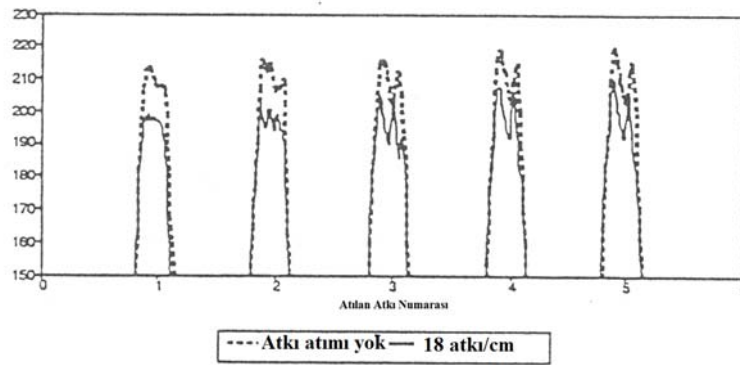
**Mohamed (1992)** yaptığı çalışmasında stabil dokuma koşullarında kumaş oluşum çizgisinin belirli bir konumda dengede olduğunu ve atkı atımları arasında konumun sabit kaldığını varsaymıştır. Dokumadaki herhangi bir dengesizlik kumaş oluşum çizgisinin konumunu değiştirecek ve kumaş oluşum çizgisinin konum değişimi de dolaylı olarak kararlı dokuma koşullarını bozacak ve atkı aralıklarının sabit olmamasına neden olacaktır.

**Eren ve ark. (1995)** yaptıkları çalışmada pozitif tefe vuruşu ve negatif kumaş çekim sistemi ile elektronik kontrol devresi kurularak dokumada başlangıç izi hatasını yok edebilme olanaklarını araştırmışlardır. Bu çalışmada tefeleme kuvvet sinyali ölçümü tarağın eğilme rijitliğine dayanmaktadır. Tarağın sapmasına iki kuvvet neden olmaktadır, atalet kuvvetleri ve dokuma direnci (tefeleme kuvveti ile dengelenmekte). Atalet kuvvetleri ve dokuma direncinin tarağın üzerindeki etkileri Şekil 1.22'de gösterilmektedir. Dokuma direnci tarağı arkaya doğru saptırmaya çalışırken, atalet kuvvetleri tarak yavaşlamaya başladığında ileri doğru saptırmaya çalışacaktır. Tarağın alt kenarı tefeye sabitlendiği için üst kenar en çok sapacaktır. Tarağın üst kenar sapma miktarı birkaç yüz mikron mertebesinde olacağından Hall efekt sensörle çalışmanın uygun olacağına karar verilmiştir.



Şekil 1. 22 Tarak üzerine etkiyen dokuma direnci ve atalet kuvvetlerinin etkileri (Eren, 1995)

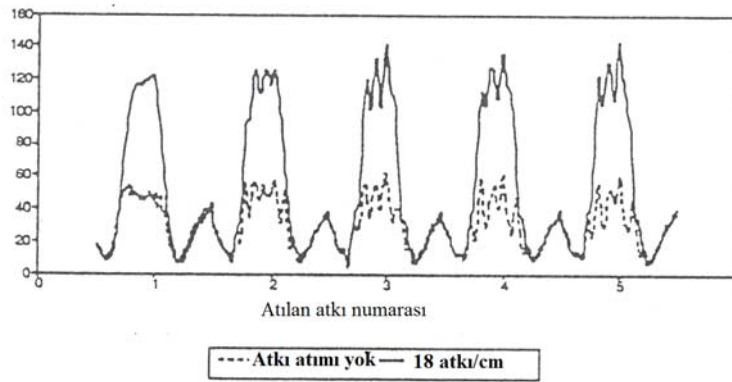
Hall efekt sensör tarak önünde uygun bir yükseklikte sabitlenmiştir. Şekil 1.23'te sensör çıktısı dokuma direnci olduğu ve olmadığı durum için gösterilmiştir. Grafikte yüksek genlikli eğri dokuma direnci olmadığı durumda elde edilmiştir. Dokuma direnci tarağı saptırdığında sensorün çıktısının genliği düşmektedir. Grafikten anlaşılacağı gibi aralarındaki fark büyük olmasına rağmen hassasiyeti artırmak gerekmektedir..



Şekil 1. 23 Birinci sensör çıktısı dokuma direnci ile birlikte olduğu ve olmadığı durum (Eren, 1995)



İkinci bir Hall efekt sensör tarağın arkasında tefeye sabitlenmiştir. Böylece her iki sensör çıktılarını kullanarak atalet kuvvetlerinin etkisi elimine edilmiştir (Şekil 1.24). Grafikler karşılaştırıldığında hassasiyet artırılmış olmasına karşın filtreleme işlemlerinden ve mekanik elemanların dinamik davranışlarından dolayı gerçek tefeleme kuvvet sinyal şekli kaybedilmiştir. Tefe hareketinin diğer dokuma makinesi mekanizmaları ile aralarındaki zamanlama ana mil üzerine bir mutlak enkoder takılarak sağlanmaktadır. Eren, sinyalin dokuma işleminin bir döngüsündeki ilişkileri incelemek için kullanılamayacağını ancak kontrol amaçlı kullanılabileceğini belirtmiştir



Şekil 1. 24 Tefeleme kuvvet çıktısı dokuma direnci ile birlikte ve birlikte olmadığı durum(Eren, 1995)

**Shih ve ark. (1995)** yaptıkları çalışmada tefe vuruş kuvvetini ölçerek dokuma esnasında çözümlü gerilimi, atkı sıklığı, atkı iplik numarası ve ağızlık zamanlamasının etkisini araştırmışlardır. Aynı zamanda bu çalışmada Dao ve ark.(1991) yaptıkları çalışmada önerdikleri teorik modelin deneysel verilerle geçerliliğini sınımışlardır. Araştırmacılar temel çözümlü gerilimi arttıkça tefe vuruş kuvvetinin arttığını göstermişlerdir. Ayrıca, atkı sıklığı arttıkça tefe vuruş kuvvetinin de artmakta olduğunu gösterilmiştir. Atkı iplikleri inceldikçe tefe vuruş kuvveti azalmaktadır. Araştırmacılar bunu ince atkı ipliklerinin çözümlü kıvrımının azalmasına, dolayısıyla da çözümlü gerginliğinin düşmesine neden olmasına bağlamaktadırlar. Daha geç ağızlık kapanma zamanlamasında tefe vuruş kuvvetinin buna bağlı olarak düştüğünü belirtmişlerdir. Dao ve ark.(1991)'nin yaptıkları teorik çalışma ile elde ettikleri deneysel sonuçlar arasında tefe vuruş kuvveti, çözümlü gerilimi, atkı aralığı, ağızlık

zamanlaması ve dokuma makine hızına bağlı olarak oldukça yakın sonuçlar elde edildiğini belirtmişlerdir.

**Katunskis (2004)** tefe vuruş kuvvetinin ölçümü için teorik ve deneysel yöntemler önermiştir. Tefe vuruş kuvvetini tarağın tefe vuruşu esnasında yaptığı eğilmeden ölçme yöntemini benimsemiştir. Teorik modelde dokuma makinesindeki arka köprünün serbest olarak dönüş yaptığı kabul edilirse, ağızlık açılması, tefe vuruşu, çözgü salma ve kumaş sarma hareketleri sırasında çözgü iplikleri ve kumaşta meydana gelecek değişimler arka köprünün titreşimine neden olacaktır. Çözgü gerginliğini bu titreşimin bir fonksiyonu olarak hesaplayan araştırmacı, çözgü geriliminin bu metot ile bulunmasıyla gerçekte dokuma işlemi sırasında atkı atılmadan, ağızlık mekanizması çalışmadan, çözgü salma ve kumaş sarmadan oluşan dokuma işleminin simule edildiğini belirtmiştir. Bu durum aslında tefe vuruş kuvvetini ölçmek için önerilen aracın çözgü gerginliğiyle kıyaslanması ve bu çözgü gerginlik değişiminin teorik olarak modellenmesi anlamına gelmektedir. Tefe vuruş kuvveti ölçümü ile çözgü gerginlik ölçüm sonuçları arasında fark çıkmış, bu farkın aslında tefe vuruş anında çözgü gerilimindeki artışın dışında tefe titreşiminin ve ivmelenmesinin de ölçüm sonuçlarına etkisiyle olduğu sonucuna ulaşmıştır.

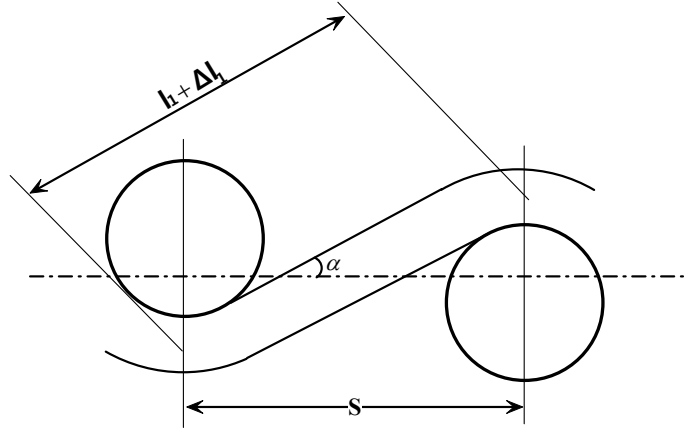
**Chen (2005)** kumaş oluşum sürecini ve çeşitli bozucu etkilerin dokuma işlemini etkileyişini analiz etmek için dengeli dokumayı tanımlayarak, dengeli dokuma için bir eşitlik önermiştir. Dengeli dokumayı atkı ve çözgü ipliklerini girdi, dokunan kumaş da çıktı olarak kabul ettiği bir prosesin ya girdi olan iplik miktarı ile çıktı olan kumaş miktarının sabit kalması olarak ya da dokuma makinesi düzgün çalıştığı sürece atkı sıklığının düzgün olacağı gerçeği ile tanımlamıştır. Değişken atkı sıklığı daima dokuma makinesinin düzgün çalışmadığının bir göstergesi olacaktır.

Gerçek kumaşlarda ipliklerin izleyecekleri yolların çok farklı olabileceği gerçeğine karşın Chen (2005) kumaştaki birim çözgü uzunluğunun bir doğru çizgi ile gösterilebileceğini varsaymıştır ve dengeli dokumanın temel denklemlerini bu model üzerinden elde etmiştir. Şekil 1.25’de  $S$  her bir tezgah devrindeki kumaş çekim miktarı,  $l$  her bir tezgah devrindeki çözgü bırakma miktarı,  $\Delta l$  ise bu

uzunluğun çözgü gerginliğinden kaynaklanan artış miktarı,  $\alpha$  örgü açısıdır. Buna bağlı olarak  $S$  ile  $l$  arasındaki bağıntı

$$S = (l + \Delta l) \cos \alpha \quad (1.97)$$

eşitliği ile tanımlanmıştır.



Şekil 1. 25 Kumaş birim kesiti (Chen, 2005)

Dokuma işleminde girdi ve çıktının kararlı ilişkisini ortaya koyan 1.97 eşitliği dengeli dokuma denklemi olarak isimlendirilmiştir. Dengeli bir dokuma sırasında  $S$  ve  $l$  sabittir. Temel çözgü gerginliği etkilenmediği için  $\Delta l$  de sabittir. Dokuma açısı,  $\alpha$ , dengeli dokuma esnasında değişmeyecektir. Dengeli dokuma, kumaşta düzenli atkı sıklığı oluşumunu sağlayacaktır. Ancak herhangi bir etki bu dengeli dokuma durumunu, dolayısıyla atkı sıklık düzenliliğini bozabilir. Dengeli dokuma eşitliğinden anlaşılacağı gibi, temel olarak bu bozucu etkiler kumaş sarma ve çözgü salma işlemlerinden kaynaklanmaktadır. Dokuma işleminde bu etkilerden biri ya da ikisi birden etkili olabilir; ancak Chen (2005) çalışmasında bu etkileri ve dokuma işlemi üzerindeki etkilerini ayrı ayrı ele almıştır.

Kumaş sarım düzensizlikleri kumaş sarım dişli sistemindeki mekanik bir arızadan kaynaklanabileceği gibi, ani kalın veya ince atkı ipliği kaydından da kaynaklanabilir. Bu tür düzensizlikleri incelemek için dengeli dokuma eşitliğinin birinci dereceden türevi alınırsa

$$dS = \cos \alpha (dl + d\Delta l) - (l + \Delta l) \sin \alpha d\alpha \quad (1.98)$$

eşitliği elde edilecektir. Bozukluk yalnızca kumaş çekmeden kaynaklandığı, çözgü salma normal çalıştığı kabul edildiğinde çözgü bırakma miktarındaki değişim  $dl = 0$  olacaktır. Dolayısıyla eşitlik

$$dS = \cos \alpha d\Delta l - (l + \Delta l) \sin \alpha d\alpha \quad (1.99)$$

şekline dönüşecektir. Burada  $dS$  kumaş çekim miktarındaki değişim,  $d\Delta l$   $\Delta l$ 'deki değişim,  $d\alpha$  ise örgü açısında olan değişimdir.  $dl$ ,  $d\Delta l$ ,  $d\alpha$  parametreleri  $dS$  değişiminden kaynaklanmaktadır.

Dengeli dokuma işlemi kumaş çekim bozukluğu nedeniyle  $dS$  miktarında etkilendiğinde, dokuma makinesinde kumaştaki atkı sıklığı değişimi kumaş makineden alındıktan sonra  $\Delta l$  ve  $\alpha$  değişimleri ile telafi edilecektir. Eğer bozukluk çok büyükse atkı sıklığındaki bu değişim telafi edilemeyecektir.

Çözgü salma işlemindeki düzensizlikler ise, dengeli dokuma eşitliğinden elde edilen  $l = (S / \cos \alpha) - \Delta l$  eşitliğinin diferansiyeli alınarak

$$dl = \frac{\cos \alpha dS + S \sin \alpha d\alpha}{\cos^2 \alpha} - d\Delta l \quad (1.100)$$

biçiminde elde edilecektir.

Bu düzensizlik kumaş çekme hareketindeki düzensizlikten bağımsız ise  $dS = 0$  olacağından

$$dl = S \frac{\tan \alpha}{\cos \alpha} d\alpha - d\Delta l \quad (1.101)$$

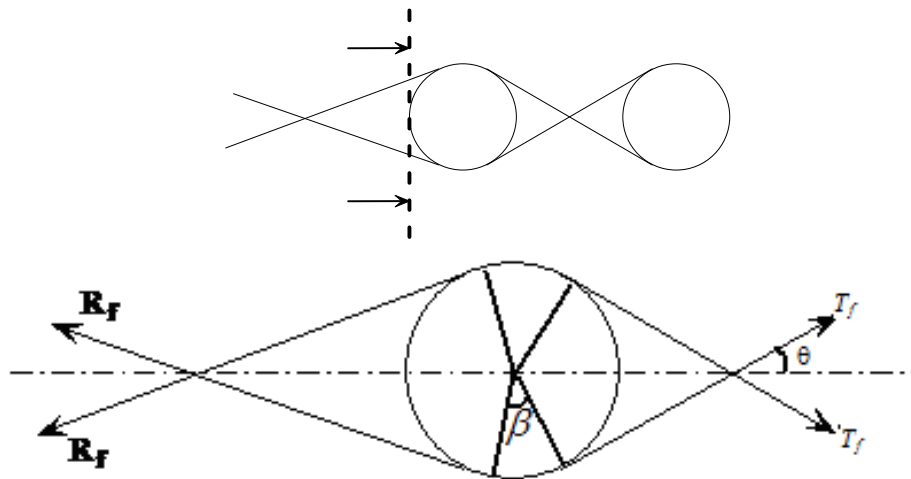
eşitliği elde edilecektir. Chen (2005) dengeli dokuma koşullarındaki bozukluk çözgü bırakmadaki düzensizlik sonucu olduğunda, atkı sıklığında oluşan değişimlerin kumaş tezgahtan çıkarıldıktan sonra telafisinin olası olmadığını belirtmiştir.

Tefe vuruşu sırasında yeni atılan atkı tarak tarafından çözgü ipliklerinin arasından kaydırılarak kumaş oluşum çizgisine doğru ileri itilecektir. Bu süreçte tarak yeni atılan atkı ile çözgü iplikleri arasındaki sürtünme kuvvetini yenmek zorundadır. Aynı zamanda ipliklerin elastikiyetinden dolayı tefe vuruş olayı çözgü ipliklerinde daha büyük uzamaya neden olacaktır ki bu da tefe vuruş kuvvetine karşı elastik direnci oluşturacaktır.

Tefe vuruşu esnasında tek bir çözgü üzerindeki gerilim olarak hesaplanacak kumaş gerilimi  $T_{kumaş}$  ile  $T_f$  arasında

$$T_f = \frac{T_{kumaş}}{\cos \theta} \quad (1.102)$$

gibi bir eşitlik vardır. Burada kumaş içerisindeki çözgü gerginliği  $T_f$ , birim kumaş içerisindeki çözgü açısı  $\theta$ , çözgünün atkı üzerine sarılma açısı  $\beta$  olarak alınmaktadır (Şekil 1.26).



Şekil 1. 26 Kumaş oluşum çizgisinde kumaş birimi a-geometrik ilişki b-mekanik koşullar (Chen, 2005)

Atkının üzerine etkiyen sürtünme kuvvetini aşabilmesi için, yeni atılan bu atkının üzerine etkiyen dış kuvvetin en azından bu sürtünme kuvvetine eşit olması gerekmektedir. Euler eşitliğine göre sürtünme direnci

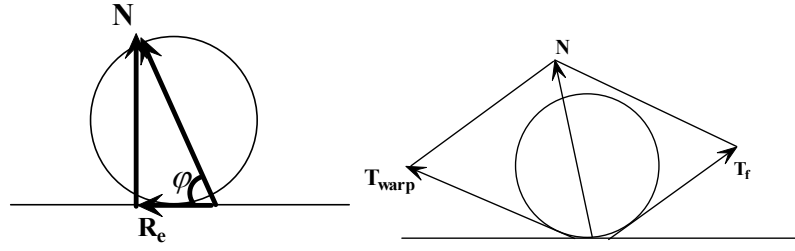
$$R_f = T_f e^{\mu \cdot \beta} \quad (1.103)$$

olacaktır. Eşitlikte  $T_f$  yerine yazıldığında

$$R_f = \frac{T_{kumaş}}{\cos \theta} e^{\mu \beta} \quad (1.104)$$

formülü elde edilecektir. Burada atkı ve çözgü iplikleri arasındaki sürtünme katsayısı  $\mu$  olarak alınmıştır. Çözgü sarılma açısı  $\beta$  ve kumaş birimi içindeki  $\theta$  açısı kısmi olarak tefe vuruşu anında kumaş geometrisini belirlemektedir.  $\beta$  açısı dokuma makinesi ayarları ile belirlenmektedir. Örneğin erken ağızlık ayarlanmışsa  $\beta$  açısı tefe vuruşu sırasında daha büyük olacaktır ve daha büyük bir sürtünme direncine neden olacaktır.  $\theta$  açısı ise kumaşın atkı sıklığı ve atkı ipliklerinin kalınlığına bağlıdır. Daha büyük atkı sıklığı ve daha kalın atkı iplikleri daha büyük  $\theta$  açısına neden olacak ve bu da daha büyük tefe vuruşu direncinin ortaya çıkmasına katkı sağlayacaktır.

İpliklerin elastik özelliklerinden dolayı çözgü iplikleri tefe vuruşu sırasında atkı ipliklerine karşı elastik direnç göstereceklerdir. Şekil 1.27’de gösterilen modelde  $T_w$ , vuruş sırasındaki çözgü gerginliğini,  $N$ , kumaş ve çözgü iplikleri tarafındaki kuvvetlerin çözgü üzerindeki bileşkesini göstermektedir.



Şekil 1. 27 Tefe vuruş esnasında dokuma kumaş için mekanik model (Chen, 2005)

Bileşke kuvvet N

$$N = \sqrt{T_w^2 + T_f^2 + 2T_w T_f \cos \angle (T_w, T_f)} \quad (1.105)$$

eşitliğinden hesaplanabilir. N bileşke kuvvetinin yatay bileşeni olan  $R_e$  elastik direnci  $R_e = N \cos \varphi$  olacaktır. Dolayısıyla elastik direnç  $R_e$

$$R_e = \sqrt{T_{\text{çözgü}}^2 + T_f^2 + 2T_{\text{çözgü}} T_f \cos(\angle T_{\text{çözgü}}, T_f)} \cdot \cos \varphi \quad (1.106)$$

eşitliği ile hesaplanabilir. Buradan elastik direnç üzerinde ağızlık zamanlamasının etkisinin hem  $T_{\text{çözgü}}$  hem de  $T_f$  ile ağızlık boyutuna bağlı olduğu görülebilir.

Bu durumda toplam vuruş kuvveti, sürtünme direnci ile elastik direncin toplamı olarak

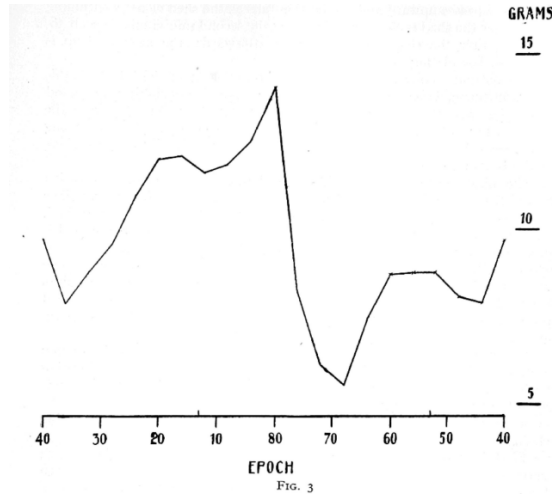
$$R = \frac{T_{\text{kumaş}}}{\cos \theta} e^{\mu \beta} + \sqrt{T_{\text{çözgü}}^2 + T_f^2 + 2T_{\text{çözgü}} T_f \cos(\angle T_{\text{çözgü}}, T_f)} \cdot \cos \varphi \quad (1.107)$$

eşitliği ile verilecektir.

**Shin ve ark. (2005)** tefe vuruş işlemini analiz etmek için sonlu elemanlar yöntemini kullanan bir model oluşturmuşlardır. Bezayağı örgülü kumaşların dokunmasında tefe vuruş kuvvetini analiz eden modelde bir çözgü ve iki atkı ipliği kullanılmıştır. Modelin analizlerinde temel çözgü gerilimi, ağızlık açısı, atkı ve

çözgü Young modülü ve iplikler arasındaki sürtünmenin tefe vuruş işlemindeki etkileri göz önüne alınmış ve daha önce yapılan rijit atkı ipliği kullanan modellerin gerçekten saptığı ve bu sapmanın önemli olduğu ortaya konulmuştur.

**Owen (1928)** çözgü geriliminin ve çözgü gerilim değişiminin dokuma işlemi için önemini belirtmiş ve dokuma esnasında çözgü gerilimini ölçmüştür. Yaptığı çalışmada tek çözgü ipliği üzerinden gerilim ölçümü yapmanın, tüm çözgüler üzerinden yapılacak olan ölçüme göre gerçeği daha iyi yansıtacağı, tüm çözgüler üzerinden yapılacak ölçümlerin ortalama değer vereceği için bu ölçümden gerçekleri anlamının zor olacağını belirtmiştir. Atılan iki atkı için gerilim değişimi ana mil devrine ve dokuma tezgah zamanlamalarına göre değişiklikler göstermekle birlikte, çözgü gerilimi periyodunun iki atkı olduğunu bunun nedenin de alt ve üst ağızlıkta olan ve alttan üste üstten alta hareketlerin farklılığından kaynaklandığını belirtmiştir. Şekil 1. 28’de bir tam devir için kaydedilen çözgü gerginliği görülmektedir.



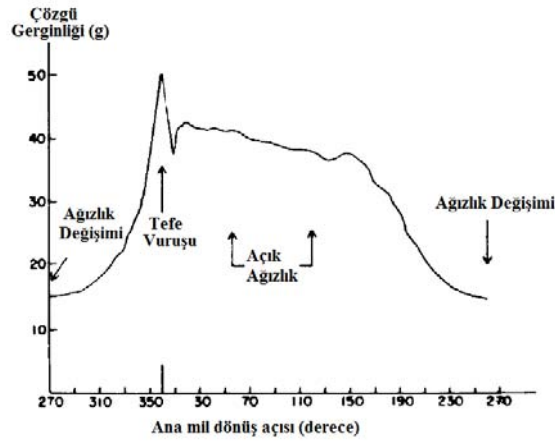
Şekil 1. 28 Çözgü gerginlik grafiği (Owen, 1928)

Araştırmacı çözgü geriliminin dokunan kumaş özellikleri üzerinde önemli etkileri olduğunu, ancak bir çevrim içerisinde tek bir çözgü geriliminden bahsedilemeyeceği ve dokuma devrindeki zamanlamalara göre ayırım yapılması gerektiğini belirtmiştir. Tefe vuruşu esnasındaki yeterli yükseklikteki çözgü gerilim değerinin etkisinin iyi bir dokuma için önemli olduğunu belirtmiştir.



**Morton ve Williamson (1939)** değişen çözgü gerilimlerinin bezayağı örgülü dokunmuş pamuklu kumaşların fiziksel özelliklerini nasıl etkilediği araştıran deneysel bir çalışma yapmışlardır. Bu çalışmada deneysel bulgular ile yetinilmiş, matematiksel bir yaklaşım ortaya konulmamıştır.

**Gu (1984)**'nin çalışmasında Şekil 1.29'da gösterildiği gibi çözgü gerginlik değişimi dokuma makinesinin tefe vuruşu, ağızlık açma, kumaş sarma, çözgü salma hareketleri tarafından belirlenmektedir. Tefe vuruşu ve ağızlık açılması bunlar arasında gerginlik değişimine neden olan en önemli hareketlerdir. Ağızlık değişiminin, diğerleri ile kıyaslandığında, en uzun süreli gerginlik belirleyici hareket olduğu görülmektedir.



Şekil 1. 29 özgü gerginlik değişimi  
Gu (1984)

**Turhan (2003)** dokuma makinelerinde makine ayarlarının dokunabilirlik sınırlarına etkisini araştırdığı doktora tezinde atkı atımında yaşanan sorunun dokuma sürekliliğini bozan en belirgin olumsuz etken olduğunu tespit etmiştir.

Turhan (2003) alışmasında atkı sıklığı arttıkça kumaş çizgisinin kenarlardan daha fazla olacak şekilde tarağa doğru yaklaştığını ve tefeleme anında şiddetli torbalanma olduğunu belirtmiştir. Ayrıca tefeleme anındaki gerginlik artışının arttığı, buna karşın ortalama gerginliğin düştüğü ve kumaş çizgisinin tarağa daha fazla yaklaştığını gözlemleyen araştırmacı aynı atkı sıklığında toplam çözgü ipliği ortalama gerginliği düşürüldükçe tek çözgü ipliği ortalama gerginliğinde düşüş

olduğunu ve kumaş oluşum çizgisinin tarağa daha fazla yaklaştığını, kumaş oluşum çizgisi mesafesinin çözgü gerginliğinden oldukça yüksek oranda etkilendiğini belirtmiştir.

Tarağın tefeleden sonra geriye hareketi sırasında çözgü tabakasının atkının geriye kaymasına daha fazla direnç göstermesini sağlayacak daha erken ağızlık oluşumun etkili olduğunu belirtilmiştir. Dokunabilirlik sınırındaki en belirgin değişikliğin toplam çözgü ortalama gerginlik ayarında olduğu, arka köprü yüksekliğinde sadece yüksek gerginlik ayarında simetrik konumdan asimetrik konuma geçişte bir miktar değişiklik olduğu ancak, asimetriklikteki artışın bir değişikliğe neden olmadığı belirtilmiştir.

**Özkan (2005)** farklı dokuma koşulları için dokuma kumaşlarda kıvrım ile gerginlik arasındaki ilişkiyi hem tezgah üzerindeki kumaşta hem de ham kumaşta araştırmıştır. Yaptığı çalışmada çözgü gerginliği ile leventten çözgü besleme miktarı arasındaki ilişkinin lineer, negatif yönlü bir ilişki olduğunu gözlemlemiştir.

Çözgü gerginliği arttıkça ham kumaştaki çözgü kıvrımı atkı sıklığına ve atkı ipliği numarasına bağlı olarak düşmüştür. Çözgü gerginliğindeki artış karşısında ham kumaşta çözgü kıvrımındaki azalmanın atkı sıklığı arttıkça ve atkı ipliği kalınlaştıkça daha belirgin hale geldiğini gözlemlemiştir. Çözgü gerginliği arttıkça ham kumaştaki atkı kıvrımı ise atkı sıklığına ve atkı ipliği numarasına bağlı olarak artmıştır.

Araştırmacı, hem poliester hem de pamuk atkı iplikleriyle, farklı çözgü gerginliklerinde ve farklı atkı sıklıklarında dokunan kumaşlarda, dokuma esnasında tezgah eni boyunca çözgü gerginliğinin tezgahın orta bölgelerinde daha yüksek, kenar bölgelerinde daha düşük olduğunu belirtmiştir.

**Dayık (2005)**, dokuma işlemi sırasında çözgü ipliği üzerinde oluşan gerginlik değişiminin küçültülmesi için çözgü salma sistemini bilgisayar aracılığı ile kontrol etmiştir. Çözgü salma sisteminin bilgisayar ile kontrolünde çeşitli kontrol metotları kullanılarak (Konvansiyonel, PID, Evrimsel Programlama ve Bulanık Mantık) her

kontrol yöntemi için çözgü ipliği gerginlik değişim değerleri ölçülerek karşılaştırılmıştır. Bu çalışma ile, dokuma işlemi sırasında çözgü iplikleri üzerinde oluşan gerilimin değişim aralığının küçültülebileceği görülmüştür. Çözgü salma sisteminde bir servo motorun kullanılması ile sistemin cevap verme hızı artarak kararsızlık süresi azalmıştır. Sistemin çevikliğinin artmasından dolayı çözgü geriliminin kontrolü daha etkin bir şekilde yapılmıştır. Bunun yanında Evrimsel programlama ve bulanık mantık kontrol yöntemleri çözgü salma sisteminin daha hızlı çalışmasında büyük rol oynayarak çözgü ipliği üzerinde oluşan gerginlik değişiminin azalması sağlanmıştır.

Yapılan çözgü ipliği kopma deneylerinden en az kopuş sayısının bulanık mantık kontrol yönteminden elde edildiği, ondan sonra EP ve PID kontrol yöntemlerinin geldiği görülmüştür. En fazla kopuş konvansiyonel kontrolde gerçekleşmiştir. bulanık mantık kontrol yöntemi ile % 59,7 oranında çözgü ipliği kopuşunun azaldığı tespit edilmiştir. Elde edilen bu deney sonuçları, dokuma işlemi sırasında çözgü gerilimi değişim aralığının azaltılması ile çözgü ipliği kopuş sayısının azaltılabileceğini göstermektedir.

**Dayık ve ark (2006)** dokuma makine verimliliğini etkileyen en önemli faktörlerden birinin çözgü iplik kopuşları olduğunu belirterek, çözgü kopuşlarını azaltarak dokuma verimliliğini artırmak için çözgü gerginliği kontrolünü çözgü salma sisteminin Evrimsel Programlama algoritması yardımıyla gerçekleştirmeyi amaçladıkları bir çalışma yapmışlardır.

Bu çalışmada kullanılan evrimsel programlama algoritması ile çözgü gerginlik kontrolünü, yarı pozitif çözgü salma sistemi yerine servo motor ile sağlamışlar ve bu sistemin çözgü kopuşlarını azaltmada başarılı olduğunu belirterek çözgü temel gerginliği ile tefe vuruş anındaki çözgü maksimum gerginliklerinin düşmesine karşın dokunan kumaşta fiziksel değişim olmadığını belirtmişlerdir.

### 1.3 Çalışmanın Amacı ve Önemi

Dokuma makinesinde kumaş oluşumu ve kumaş oluşumunu etkileyen parametreler uzun yıllardır araştırmacıların gündemindeki problemlerden biri olmuştur. Bu araştırmalar gerek amaçlanan kumaşın hatasız üretilebilmesi gerekse de hatasız üretim yapabilecek dokuma makinelerinin tasarlanarak geliştirilebilmesi için oldukça önemlidir. Önceki araştırmalarda kumaş oluşumu bütün olarak ele alınmak yerine tefe vuruş kuvveti sürecinin analizi üzerine yoğunlaşmıştır. Oysa dokuma kumaş oluşumu dokuma makinesinin bir devri boyunca etkileyen gerginlikler sonucu atkı ve çözgü ipliklerinin kumaş yapısını oluşturacak biçimde deformasyonunun sonucudur. Dolayısıyla dokuma kumaş oluşumunun analizi bir tam devir boyunca incelenmeden tam olarak anlaşılamayacaktır.

Kumaş oluşumunun analizine temel oluşturan önceki çalışmalar her teorik model ve yaklaşımda olduğu gibi çeşitli varsayımlar ve kabuller içermektedirler. Bu yaklaşımlardaki kabullerden bazılarının daha gerçekçi kabullerle değiştirilerek yeni bir geometrik mekanik modelin oluşturulması amaçlanmaktadır. Bu çalışmada atkı ve çözgü ipliklerinin eğilme rijitliklerinin ihmal edilerek ya tam elastik ya da tam rijit kabulü yerine, atkı ve çözgü ipliklerinin belirli bir eğilme rijitliğine sahip olduğu kabul edilmiştir. Atkı ipliklerinin kıvrım almadığı kabulünün yerine hem atkı hem de çözgü ipliklerinin kıvrım aldığı ve bu kıvrımların belirli bir denge içerisinde birbirlerini etkilediği kabul edilmiştir. Daha önceki teorik modellerde ihmal edilen dokuma makinesi geometrik parametrelerinin ve tezgah zamanlamasının etkileri de teorik modelin tüm dokuma çevrimi aşamalara ayrılarak analizi yaklaşımıyla modele dahil edilmiştir. Dokuma çevrimi boyunca oluşan kumaş yapısı içerisindeki atkı ve çözgü ipliklerinin değişen gerginlikler altında kıvrım değişimi daha önceki modellerde göz ardı edilmiştir. Oysa tüm dokuma çevrimi içerisinde çözgü iplikleri üzerinde değişen gerginlikler bulunduğu sürece atkı ve çözgü kıvrım değişimi de kaçınılmazdır. Dokuma makinesinde oluşan kumaşın elastik sabitinin tahminlenmesine gerek duyulmadan hem çözgü gerginliğinden hem de kumaş geometrisinden kumaş gerginliğinin tahminlenmesi sağlanmıştır. Tüm dokuma

evriminin analizi ile dokuma makinesi parametrelerinin, ayarlarının ve kullanılan atkı ve çözgü iplik özelliklerinin oluşan kumaş yapısına etkileri incelenebilecektir.

## **BÖLÜM İKİ**

### **MATERYAL VE METOT**

Dokuma makinasında kumaş oluşum sürecini bir bütün olarak ele alan teorik çalışmanın pratik sonuçlarla karşılaştırılabilmesi için dokuma tezgahında farklı atkı sıklıklarında bir dizi kumaş dokunmuştur. Dokuma deneyleri Uludağ Üniversitesi Mühendislik-Mimarlık Fakültesi Tekstil Mühendisliği Bölümü laboratuvarlarında yapılmıştır. Yapılan deneysel çalışmada ölçülen değerler dokuma kumaşın oluşum sürecinde etkili olan, kullanılan iplik özellikleri, dokuma tezgahındaki kumaş parametreleri, tezgah özelliklerinin belirlediği sabit değerler ve tezgahın dokuma için ayar parametreleri olarak sıralanabilir. Deneysel çalışmada, teorik modelde girdi olarak kullanılan parametrelerin ölçümünün yanı sıra model sonucunda elde edilen verilerin de pratikte ölçülerek karşılaştırılması amaçlanmıştır.

Standart ölçüm yöntemi bulunmayan bazı özelliklerin ölçümleri için görüntü işleme metodunun kullanıldığı bazı yöntemleri geliştirmek ve geçerliliklerini sınamak için Denizli’de bulunan Bezsan Tekstil Ltd. Şti. işletmesinde bir dizi dokuma deneyleri ve ölçümler yapılmıştır. Bunun için Bezsan Tekstil işletmesinde bulunan CCI SL8900s ve SMIT TextileGs900 model dokuma makinalarında farklı sıklıklarda dokuma kumaşlar üretilmiş ve bu kumaşların üretimi esnasında ölçümler yapılmıştır.

#### **2.1 Materyal**

Yapılan deneysel çalışmalarda kullanılan materyaller; dokuma makinası, dokuma makinasında kullanılan atkı ve çözgü iplikleri ve ölçüm araçları olarak 3 ana başlıkta toplanabilir.

### 2.1.1 Dokuma Tezgahının Özellikleri

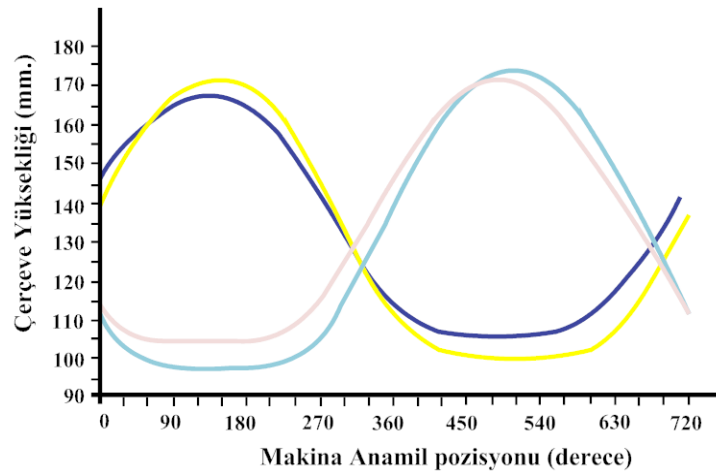
Uludağ Üniversitesi Tekstil Mühendisliği Bölümü Laboratuvarlarında bulunan Picanol (Omni) dokuma makinasına ait teknik özellikler Tablo 2.1’de belirtilmiştir.

Tablo 2.1 Picanol (Omni) dokuma makinasına ait teknik özellikler

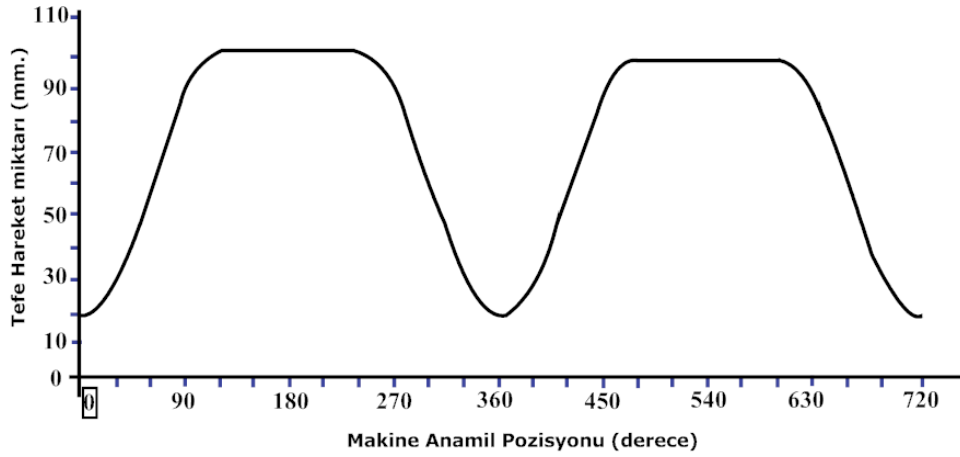
Ağızlık Açma Sistemi	Kamlı
Tefe Tahrik Mekanizması	Kamlı
Çözümlü Salma Sistemi	Elektronik
Kumaş Çekme Sistemi	Elektronik
Makina Devri	700 dev/dak
Makina Eni	190 cm
Atkı Atma Sistemi	Hava Jetli
Çerçeve Sayısı	4

Dokuma makinasında kumaş çekme sistemi ve çözgü salma mekanizması servomotor tahrikli olduğundan atkı sıklığının değişimi ve ortalama çözgü gerginliği makina bilgisayarından girilmektedir.

Şekil 2.1 ve Şekil 2.2’de dokuma makinasında kullanılan çerçevelere ve tefe mekanizmasına ait hareket eğrileri ana mil derecesine karşılık verilmektedir.



Şekil 2.1 Picanol dokuma makinasında anamilin iki devri için dört çerçeveye ait hareket eğrileri (Turhan, 2003)



Şekil 2.2 Picanol dokuma makinasında anamilin iki devri için tefe hareket eğrisi (Turhan, 2003)

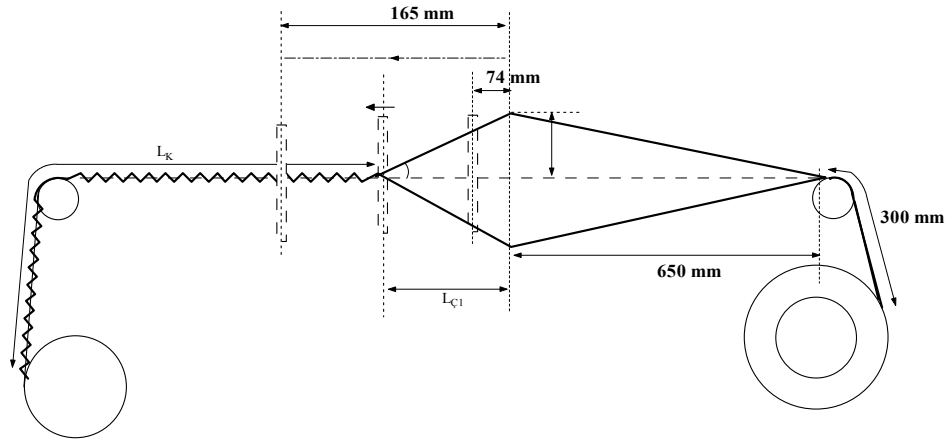
Picanol (Omni) markalı dokuma makinasında dokunan kumaşlarda sabit parametreler Tablo 2.2’de verilmiştir.

Tablo 2.2 Picanol (Omni) dokuma makinasında kullanılan üretim parametreleri

Örgü	Bezayağı
Faydalı Tarak Eni	165,5 cm
Tarak Numarası	16,75 diş/cm
Tarak Planı	Zemin örgüde 2 tel/diş Kenar örgüde 3 tel/diş.

Bezsan Tekstil Ltd. Şti. işletmesinde bulunan CCI SL8900s numune dokuma makinasında 20 çerçeve kontrol edilebilmekte ve ilk 2 çerçeve leno örgüsü kenar oluşturmak için ayrılmaktadır. CCI SL8900s dokuma makinasının şematik görünümü Şekil 2.3’te gösterilmiştir. Her bir çerçevede maksimum 600 gücü teli kullanılabilir. Maksimum çalışan tarak eni 51 cm. dir





Şekil 2.3 CCI SL8900s dokuma makinası şematik görünümü

Yapılan çalışmada ilk iki çerçeve kenar örgüsü için ayrılmış, sonraki iki çerçeve asıl örgü için kullanılmıştır. Tezgah özelliklerinin ölçümünde ilk iki çerçeve göz önüne alınmayarak kumaş yapısını oluşturan iki çerçeve esas çerçeveler olarak değerlendirilmiştir. CCI SL8900s dokuma makinasında kullanılan üretim parametreleri Tablo 2.3'te verilmiştir.

Tablo 2.3 CCI SL8900s dokuma makinasında kullanılan üretim parametreleri

Tezgahta toplam çözgü tel sayısı	800 tel
Tarak eni	40 cm
Tarak no	100/2
Örgü	Bezayağı

Tezgah hızı maksimum 45 dev/dk dır; 40 dev/dk hızda çalıştırılmış ve ölçümler yapmak için durdurulmuştur.

Bezsan Tekstil Ltd. Şti. işletmesinde bulunan Smit GS900 dokuma makinası esnek çift kancalı atkı atım sistemine sahiptir. Ağızlık açma sistemi armürlü ağızlık açma sistemidir.

SMIT Gs900 dokuma makinasında kullanılan üretim parametreleri Tablo 2.4'te verilmiştir. Dokuma makinası 292 dev/dk hız ile çalıştırılmış, ölçümler sırasında durdurulmuştur.

Tablo 2.4 SMIT Gs900 dokuma makinasında kullanılan üretim parametreleri

Tezgahta toplam çözgü tel sayısı:	6600 tel
Tarak eni	165 cm
Tarak no	100/2
Örgü	Bezayağı

### 2.1.2 Kullanılan Atkılık ve Çözgünlük İplikler

Dokuma kumaşların üretilmesinde kullanılan atkı ve çözgü ipliklerinin özellikleri Tablo 2.5, Tablo 2.6 ve Tablo 2.7’de verilmiştir. Poliester atkı ve çözgü ipliklerinin sürtünme katsayısı 0,13 olarak alınmıştır.

Tablo2.5 Picanol Kullanılan atkı ve çözgü iplik özellikleri

	Hammadde	Numara (denye/lif sayısı)	Eğilme Rijitliği (grcm <sup>2</sup> )	Uzama modülü $\lambda$ (gr)
Çözgü	poliester	150/36 den	0,00406	2670
Atkı	poliester	70/72 den	0,00215	1360

Tablo 2.6 CCI SL8900s Kullanılan atkı ve çözgü iplik özellikleri

	Hammadde	Numara
Çözgü	% 100 poliester dikiş ipliği	Ne 40/2
Atkı	% 100 poliester dikiş ipliği	Ne 40/2

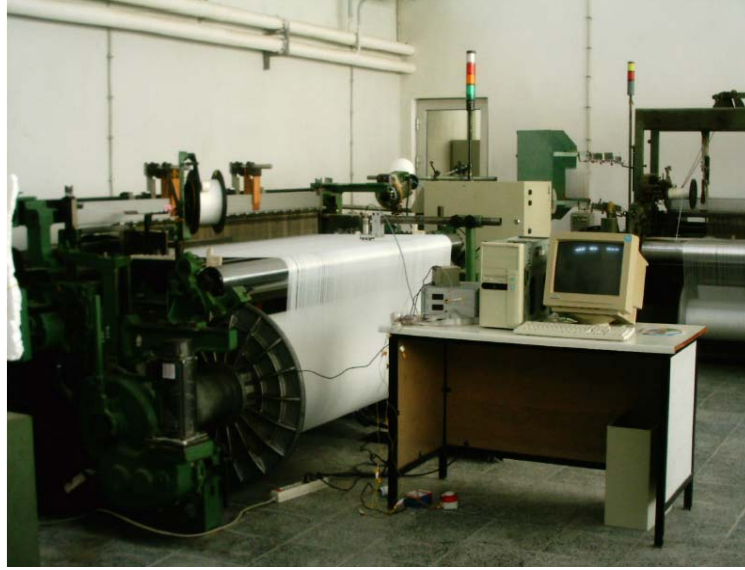
Tablo 2.7 SMIT Gs900 Kullanılan atkı ve çözgü iplik özellikleri

	Hammadde	Numara
Çözgü	Pamuk	Ne 20/1
Atkı	Pamuk	Ne 20/1

### 2.1.3 Ölçüm Cihazları

Çözgü gerilimini dokuma makinası çalışırken ölçmek için Uludağ Üniversitesi Tekstil Mühendisliği Bölümü Laboratuvarlarında bulunan ve makina devrine bağlı olarak çözgü iplik gerginliği ölçen bir sistem kullanılmıştır. Bu sistem, iplik gerginliğinin ölçümü için bir gerginlik ölçer, ölçme cihazlarından elde edilen bilgilerin dokuma makinasının krank milinin hangi pozisyonuna karşılık geldiğini tespit edebilmek için de bir yer değiştirme sensöründen oluşmaktadır. Ayrıca, ölçme

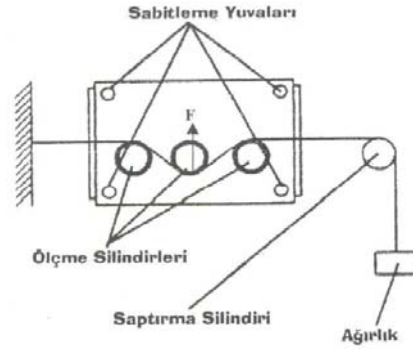
cihazlarıyla bu verilerin kaydedilip değerlendirildiği bir kişisel bilgisayar arasındaki bağlantıyı sağlamak için de bir arabirim kartı bulunmaktadır. Dokuma makinası ve ölçüm düzenekleri Şekil 2.4'te gösterilmiştir.



Şekil 2.4 Dokuma makinası ve ölçüm düzenekleri (Özkan, 2005)

### 2.1.3.1 Çözümlü İplik Gerginlik Ölçme Elemanı

*2.1.3.1.1 Gerginlik Ölçer.* Çözümlü gerginliğinin ölçümünde ölçme aralığı 0-200 cN olan Schmidt marka gerginlik ölçer kullanılmıştır. Gerginlik ölçme başlığı üç silindirden oluşmakta ve ölçülecek ipliğin bu silindirlerin arasından akışı sırasında orta silindire uygulanan aksel kuvvetin bu silindirin ekseninde bulunan sensör tarafından ölçülmesi prensibine dayanmaktadır (Şekil 2.5). Kuvvet sensörlerde bulunan direnç değerini değiştirerek milivolt seviyesinde gerilim farkına neden olmaktadır. Alınan bu gerilim farkı kuvvetlendirici devrede istenilen değer aralığına yükseltilmektedir.



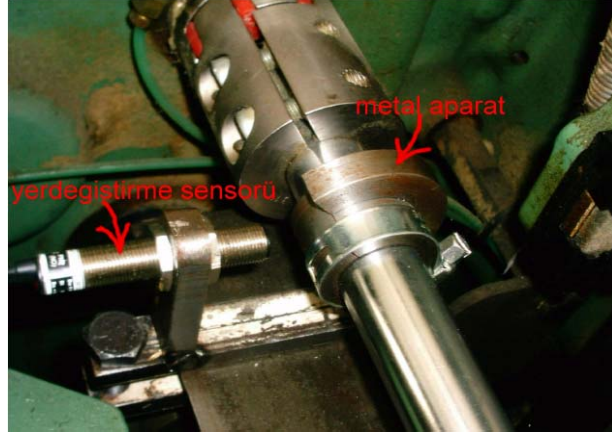
Şekil 2.5 Gerginlik ölçme sensörü temel prensip (Özkan, 2005)

Dokuma makinasında çözümlü ipliklerinin arasına Şekil 2.6'da gösterildiği gibi yerleştirilen gerginlik ölçme sensörü tek tel çözümlü gerilimi ölçmektedir.



Şekil 2.6 Dokuma makinasında kullanılan gerginlik ölçme sensörü (Özkan, 2005)

**2.1.3.1.2 Yerdeğiştirme Sensörü.** Çözümlü gerilimi ölçerden elde edilen verilerin ana milin hangi pozisyonuna karşılık geldiğini tespit edilebilmek için yerdeğiştirme sensörü kullanılmıştır. Sensör dokuma makinasının ana miliyle aynı hızda dönen bir mile bağlanmıştır (Şekil 2.7). Dokuma makinası ana milinin  $0^{\circ}$ - $180^{\circ}$  arasındaki hareketinde lojik 1,  $180^{\circ}$ - $360^{\circ}$  arasındaki hareketinde ise lojik 0 sinyalini üretmektedir.



Şekil 2.7 Yerdeğiştirme Sensörü (Özkan, 2005)

### 2.1.3.2 Dijital Video Kamera

Sony TRV 40E dijital kamera kullanılmıştır. Kameranın brüt çözünürlüğü 1,55 megapiksel, efektif çözünürlüğü 1,39 megapiksel olup saniyede 24 görüntü “kare” kaydetmektedir. Çekimlerde “Sony Mini DV” videokaseti ve 128 megabayt kapasiteli “Memory Stick” kullanılmıştır.

### 2.1.3.3 Lazer Işık Kaynağı

Çizgi diod lazer ışık kaynağı 2. sınıf (Class-II) tiptedir. Işın demeti çıkış gücü 1 milliWatt (mW)’dan daha düşüktür. Dalga boyu 650 Nanometre (nm)’dir.

## 2.2 Teorik Analiz

Dokuma tezgahı üzerinde oluşan kumaşın yapısını tanımlayan geometrik-mekanik model temelinde süreci tüm dokuma çevrimi içinde analiz eden teorik bir yaklaşım uygun olacaktır. Bunun için kumaş oluşum süreci dört aşamada incelenmiştir:

I. Aşama: Son atkı açık ağızlığa yerleştirildikten sonra çözgü ipliğinin atkı ile temas etmeye başlamasına kadar olan süre

II. Aşama: Çözü ipliğinin son atılan atkıya değdikten sonra kumaş oluşum çizgisine getirilmesine kadar olan süre

III. Aşama: Atkı ve çözgünün birlikte kıvrım aldıkları ve kumaş oluşum çizgisinin hareket ederek tefenin en ileri konumuna geldiği süre

IV. Aşama: Tefenin geri hareketi sırasındaki tarak ile kumaşın temas ettiği ve tefenin geri hareketi sırasındaki kumaşın tarak ile temasının olmadığı süre

Analize temel olan varsayımlar şöyledir:

İplikler rijit, uzayabilir ve sıkıştırılabilir özelliktedirler. İplik kesitleri başlangıçta dairesel, normal kuvvet etkisinde koşu pisti biçimindedirler.

Çözgü ve atkı iplikleri gerilme kuvvetlerinin etkisi altında hem eğilme, hem yassılma, hem de uzama deformasyonlarına uğramaktadırlar.

Çözgü ve atkı ipliklerinin kumaş yapısı içindeki biçimi için “testere dişi” modeli kabul edilmiştir. Bu modele göre iplikler düz iplik bölümlerinin birleşiminden oluşmaktadırlar.

Sıkışan atkı ve çözgü iplikleri arasında sürtünme kuvveti düz ve Capstan sürtünmesi olarak Amontons kanununa göre belirlenmektedir.

Tarak telleri ile çözgü iplikleri arasındaki sürtünme önemsizdir.

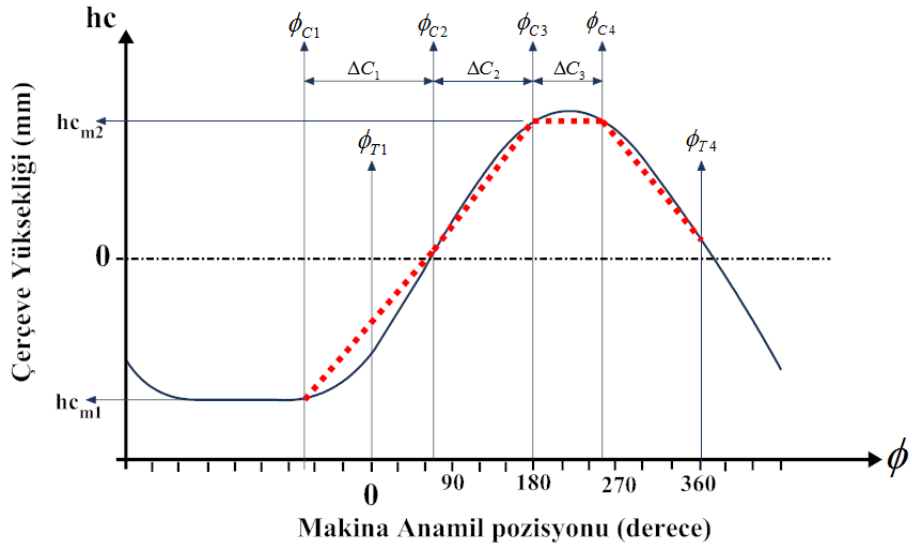
Dokuma çevrimi içinde ağızlık geometrisi ve tarağın konumu krank milinin dönüş açısına bağlı olarak doğrusal değişim göstermektedirler.

### ***2.2.1 Çerçevelerin Hareketi***

Dokuma makinası üzerinde çözgü ipliklerinin düşey yönde hareketini sağlayan ve çerçevelerle birlikte hareket eden gücü telleri üzerindeki gücü gözleri, dokuma makinasının çalışması esnasında ana milin dönüş açısına bağlı olarak önceden belirlenmiş bir yol-zaman grafiğine bağlı hareket izlerler. Bu yol-zaman hareket eğrileri dokuma makinasının ağızlık açma sistemine bağlı olarak farklılık gösterebilirler. Çözgü ipliklerinin düşey yönde ana milin dönüş açısı cinsinden zamana bağlı olarak bulunacağı konum teorik analiz için çerçevelerin yol-zaman eğrilerinden belirli varsayımlarla hesaplanarak veri olarak kullanılacaktır.

Çerçevelerin izlediği düşey yöndeki yol zaman eğrileri farklılıklar göstermekle birlikte tüm tezgahlarda maksimum açıklıktan tüm çözümlerin aynı hizaya gelmesi, tüm çözümlerin aynı hizaya gelmesinden ters yönde maksimum açıklığa ulaşması ve belirli bir süre maksimum yükseklikte bekleme yapması olarak belirlenebilecek üç temel hareketin analizi ile tanımlanabilir. Dokuma makinalarında kullanılan çerçeve sayısına da bağlı olarak her bir çerçeve için yol-zaman eğrileri farklılık gösterir. Asimetrik ağızlık ayarlarında ardı ardına iki atkı atımında yukarıdaki çerçevenin aşağı yönde yaptığı hareket ve aşağıda bekleme süresi ile devamında yaptığı hareket bakımından yol-zaman eğrileri farklılık gösterecektir. Teorik analizin basit ve kumaş oluşum süreci hakkında temel verileri değerlendirecek bir analize imkan sağlaması için çerçevelerin maksimum yükseklikten kapanmaya başladıkları ana mil açısı  $\phi_{C1}$ , çerçevelerin aynı hizaya geldikleri ana mil açısı  $\phi_{C2}$ , çerçevelerin ters yönde açılmaya başlayarak maksimum açılmaya ulaştıkları ana mil açısı  $\phi_{C3}$ , çerçevelerin tam olarak açıldıkları konumda beklemenin bittiği ana mil açısı  $\phi_{C4}$  olarak tanımlanmış, çerçevelerin yol-zaman eğrisinin doğrusal olduğu kabul edilmiştir. Bu yol-zaman eğrilerinin her bir çerçeve için ve çerçevenin yukarıdan aşağıya ya da aşağıdan yukarı hareketi için gerçekte farklılık göstermelerine karşın, teorik analiz için sadece bir çerçevenin bir yöndeki hareketinin tüm çerçeveler tarafından ve hem yukarıdan aşağı hem de aşağıdan yukarı aynı olduğu kabul edilmiştir. Böylece belli bir makinanın özelliklerine bağlı analiz yerine basit ama genel bir teorinin oluşturularak gerçek sonuçları ne ölçüde açıklayacağını araştırılması amaçlanmıştır.

Şekil 2.8'de görüldüğü gibi gücü gözünün dokuma makinası üzerinde kumaş düzleminden yüksekliği ( $hc$ ), ana milin dönme açısına ( $\phi$ ) bağlı olarak ana milin bir tam devri içinde her konum (her an) için belirlenecektir.



Şekil 2.8 Çerçeve hareketi

$\phi_{C1}$  açı değerinde (anında) çerçeveler maksimum yükseklikte  $hc_{m1}$  değerini alacaktır. Çerçevelerin aynı hizaya gelişi  $\Delta C_1 = \phi_{C2} - \phi_{C1}$  derecede (sürede) gerçekleşeceğine göre çerçevelerin sabit hızlı doğrusal hareket ettiği kabulüyle çerçevelerin hızı

$$V_{C1} = \frac{hc_{m1}}{\Delta C_1} (\text{mm / derece}) \quad (2.1)$$

eşitliği ile belirlenecektir. Teorik model, yeni atkının atılarak tefenin en geri pozisyonundan ileri doğru hareket ettiği andan başlayacağından, çerçeveler belirli bir miktar kapanarak  $h_1$  yüksekliğine gelecektir. Bu noktaya tefenin en geri pozisyonundan ileri doğru harekete başladığı ana mil açısı  $\phi_{T1}$  olmak üzere,  $\Delta T = \phi_{T1} - \phi_{C1}$  süresince gelecektir. Dolayısıyla ana mil açısına bağlı olarak çerçevenin kapanma sırasında aynı hizaya gelene kadar her açı değerine karşılık gelen çözgü ipliklerinin düşey yükseklik değeri

$$hc = (hc_{m1} - \Delta T \cdot V_{C1}) - V_{C1} \cdot \phi \quad (2.2)$$

eşitliğinden hesaplanabilecektir.

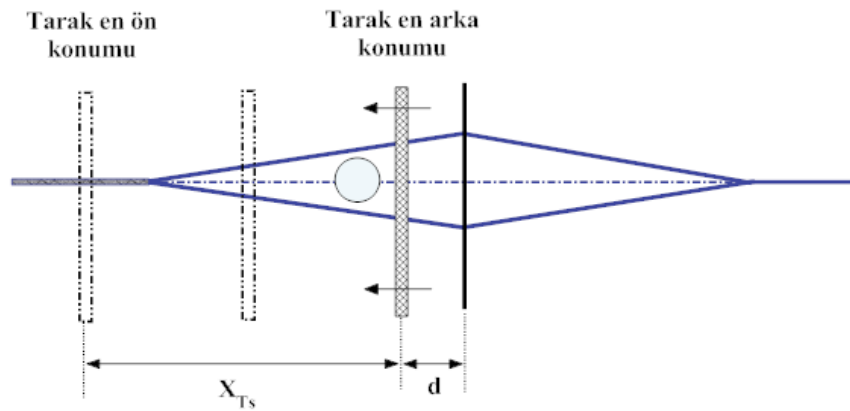


Çerçeveler ters yönde hareket ederek maksimum yüksekliğe  $\Delta C_2 = \phi_{C3} - \phi_{C2}$  sürecinde geleceğine göre, çerçevelerin düşey yönde sabit hızlı doğrusal hareket ettiği kabul edilirse hızları  $V_{C2} = hc_{m2}/\Delta C_2$  olacak ve çerçevelerin ana milin her açısına göre düşey yönde bulunacağı yükseklik  $hc = V_{C2} \cdot \phi$  eşitliğinden hesaplanacaktır. Çerçeveler maksimum yüksekliğe ulaştıktan sonra  $\Delta C_3 = \phi_{C4} - \phi_{C3}$  süresince  $hc_{m2}$  maksimum yüksekliğinde bekleyecektir.

### 2.2.2 Tefe Hareketi

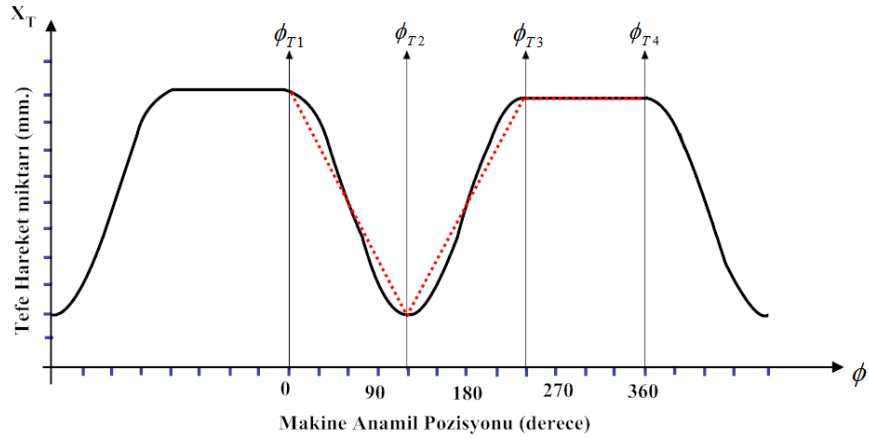
Tefenin hareketi de çerçevelerde olduğu gibi hareketini aldığı ana milin dönüş açısına göre önceden tefe tahrik mekanizmasının özelliklerine göre belirlenen şekilde gerçekleşmektedir. Dolayısıyla dokuma makinasının tüm mekanizmalarının birlikte ve uyum içinde çalışmasını sağlayan zamanlama ayarlarına olanak tanıyan ana milin dönüş açı değerleri tefenin de ana milin dönüşü sırasında her an konumunu belirlemekte kullanılacaktır.

Tefe, dokuma makinası üzerinde en geri ölü konumundayken kendisine en yakın çerçeveden  $d$  kadar uzaklıkta bulunmaktadır. Bu konumdan ileri (kumaş oluşum çizgisine doğru) hareketi sırasında çerçevelerden olan uzaklığı  $X_T$  olarak ana milin dönüş açısına göre her derece (an) için belirlenecektir.



Şekil 2.9 Dokuma makinasında tefe hareketinin şematik görünüşü

Tefe hareketini sağlayan kol mekanizmaları veya kam-yürek mekanizmaları ile tahrik sistemleri bulunmaktadır. Dolayısıyla tefe hareketinin dokuma makinasında yatay yöndeki hareketinin yol-zaman grafikleri farklı şekillerde olabilmektedir. Tefe hareketi tefenin en geri pozisyondan ileri doğru harekete başladığı ana mil açısı  $\phi_{T1}$ , tefenin en ön ölü konuma ulaştığı ana mil açısı  $\phi_{T2}$ , en ön ölü konumdan geri doğru hareket ederek en arka ölü konuma ulaştığı ana mil açısı  $\phi_{T3}$ , ve en arka ölü konumda atkı atımı sırasında bekleme süresinin bittiği ana mil açısı  $\phi_{T4}$  olmak üzere üç aşamada incelenebilir (Şekil 2.10).



Şekil 2.10 Tefe hareketi yol-zaman grafiği

Tefe hareketi yatay doğrultuda, doğrusal sabit hızlı bir hareket olarak varsayılırsa,

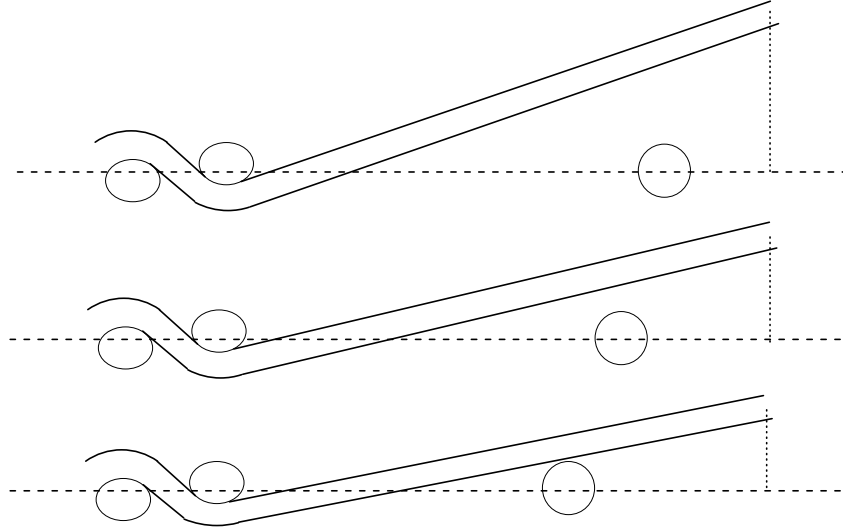
tefenin hızı  $V_T = \frac{X_T}{\phi_{T2} - \phi_{T1}}$  olacaktır.

Tefenin ileri hareketi ( $\phi_{T1} \leq \phi \leq \phi_{T2}$ ) sırasında çerçevelerden uzaklığı için  $X_T = V_T \cdot \phi + d$ , geri hareketi ( $\phi_{T2} \leq \phi \leq \phi_{T3}$ ) sırasında ise  $X_T = X_{Ts} - V_T \cdot \phi$  eşitlikleri kullanılacaktır. Tefe ( $\phi_{T3} \leq \phi \leq \phi_{T4}$ ) süresince en geri pozisyonda bekleyecektir.

### 2.2.3 Aşama I

Bu aşama atkı açık olan ağızlığa atılıp tefe en geri pozisyondan ileri hareketine başladıktan sonra, çerçevelerin kapanarak çözgü ipliklerinin yeni atılan atkıya temas

ettiği ana kadar geçen süreci kapsamaktadır. Dokuma makinası üzerinde çözgü doğrultusunda dikey kesit son atılan atkı ve daha önce oluşan kumaş bölgesini de içerecek biçimde şematik olarak Şekil 2.11’de gösterilmiştir.



Şekil 2.11 Aşama I'in süreçleri çözgü doğrultusunda dikey kesit için şematik gösterimi

Bu aşamada atkı ipliği ağızlığa yerleştirilip çerçeveler hareketine devam etmekte ve tarak en geri konumundan ileri yönde hareket etmektedir. Kumaş oluşum çizgisi yani kumaş yapısı içerisindeki son yerleşmiş atkı ipliğinin konumunun sabit olduğu varsayılmıştır. Henüz düşey yönde kuvvetlerin etki etmediği son atılan atkı ipliğinin orta ekseni bu aşamada kumaş düzleminde, kesiti daireseldir ve atkı ipliği gerilimsizdir. Bu varsayımlar çözgü iplikleri kapanan ağızlıkla son atılan atkıya temas ettiği ana kadar geçerlidir.

Greenwood ve Cowhig (1956a-1956b-1956c) yaptıkları çalışmada temel çözgü gerginliğini tarağın kumaş oluşum çizgisine temas ettiği andaki çözgü gerilimi olarak tanımlamaktadırlar. Greenwood ve Cowhig (1956a-1956b-1956c) analizlerini dokuma makinasının bir tam devri için yapmadıklarından süreç boyunca çözgü gerilim değişimini dokuma makinası ayar parametreleri ile dokuma makinası sabit geometrik özelliklerinden tespit edememektedirler. Oysa dokuma makinasının bir tam devrinde oluşacak gerilimlerin tahminlenmesini sağlamak için yapılan teorik

modelde temel çözgü gerginliğini, çözgülerin çerçeveler aynı hizadayken sahip oldukları gerilim olarak tanımlamak uygun olmaktadır.

Düzgün yapılı dokuma kumaşın oluşabilmesi ve kumaş oluşumunun sorunsuz sürebilmesi için tüm sistemler birbirleri ile uyum içerisinde çalışmalıdır. Dokuma makinası ayarlarının tüm sistemler için ortak referans oluşturabilecek krank mili dönüş açısına göre yapılması ve bu ayarların kontrolü genel uygulamadır. Tefenin en ileri konumundaki ana mil açısını  $0^\circ$  olarak diğer mekanizmaların ayarı buna göre yapılmaktadır. Ancak daha önceki uygulamalardan farklı olarak teorik model için tefenin en geri konumu  $0^\circ$  ve referans konum olarak alınmıştır. Böylece ana milin bir tam devri ( $360^\circ$ ) süresince tüm hareketlerin birbirlerine göre uyumlu olarak tanımlanabilmesine ve bilgisayar programlama için algoritma geliştirilmesine olanak sağlanmıştır.

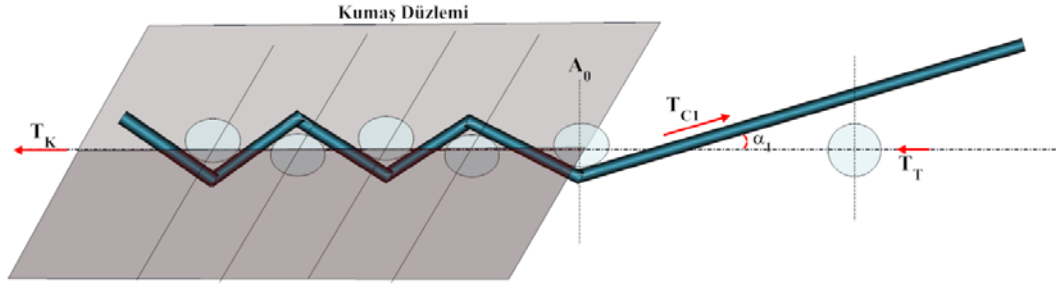
Tezgah üzerindeki kumaş bölgesi, çözgü geriliminin yatay bileşeni ile dengelenmektedir. Şekil 2.12'de gösterildiği gibi  $T_K$  çözgü başına düşen kumaş gerginliği olmak üzere dokunmuş kumaşın yatay statik dengesinden

$$T_K = T_{C1} \cos \alpha_1 \quad (2.3)$$

eşitliği elde edilir. Burada  $\alpha_1$  ağızlık açısı,

$$\alpha_1 = \arctan(hc / L_{C1}) \quad (2.4)$$

olarak hesaplanabilir. Eşitlikteki  $hc$  ağızlık yüksekliği,  $L_{C1}$  ise kumaş oluşum çizgisinin konumuna bağlı ve çözgünün kumaş düzlemini kestiği nokta ile çerçeveler arasındaki ortalama uzaklıktır.  $\alpha_2$  arka ağızlık açısı ise  $\alpha_2 = \arctan(hc / L_{C2})$  eşitliğinden hesaplanacaktır.



Şekil 2. 12 Dokuma makinasında çözgü ipliği ve kumaş şematik gösterimi (Aşama I)

Çözgü iplikleri üzerindeki gerginlik değişimi yalnızca çerçevelerin hareketi ile çözgü ipliklerinin uzamasından kaynaklanmaktadır. Dolayısıyla  $T_{C1}$  çözgü gerginlik kuvveti,  $T_{C0}$  temel çözgü gerginliği,  $\lambda_1$  çözgü ipliği yay sabiti ve  $L_{C0}$  çözgünün serbest uzunluğu olmak üzere Hooke kanununa göre

$$T_{C1} = T_{C0} + \lambda_1 \frac{\delta_C}{L_{C0}} \quad (2.5)$$

olarak hesaplanacaktır. Burada çözgü ipliklerinin uzaması,  $\delta_C$ , ağızlık geometrisinden

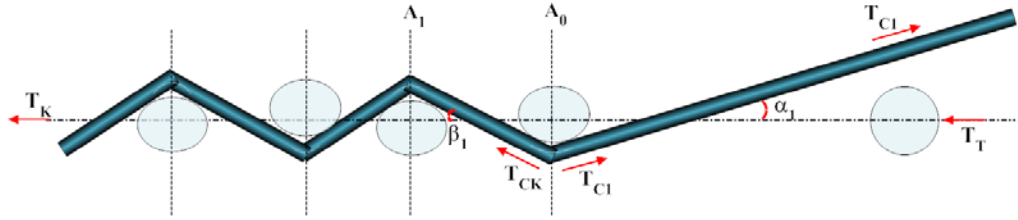
$$\delta_C = \left( \frac{L_{C1}}{\cos \alpha_1} + \frac{L_{C2}}{\cos \alpha_2} \right) - (L_{C1} + L_{C2}) \quad (2.6)$$

eşitliği ile bulunur. Tefe vuruş kuvveti,  $T_T$ , tarağa karşı gösterilen tepki kuvveti olarak düşünülürse bu aşamada tarağa karşı herhangi bir direnç oluşmadığından tefe kuvveti sıfır olacaktır.  $T_T = 0$

Bu aşamada kumaş oluşum çizgisinin, yani  $A_0$  kesitindeki atkı ipliğinin konumunun sabit kaldığı varsayıldığından (Şekil 2.13), çözgü ipliği üzerindeki kuvvetlerin bu kesitteki dengesinden  $T_{CK}$  kumaş içerisindeki çözgü gerginliği ile  $T_{C1}$  çözgü gerginliği arasında

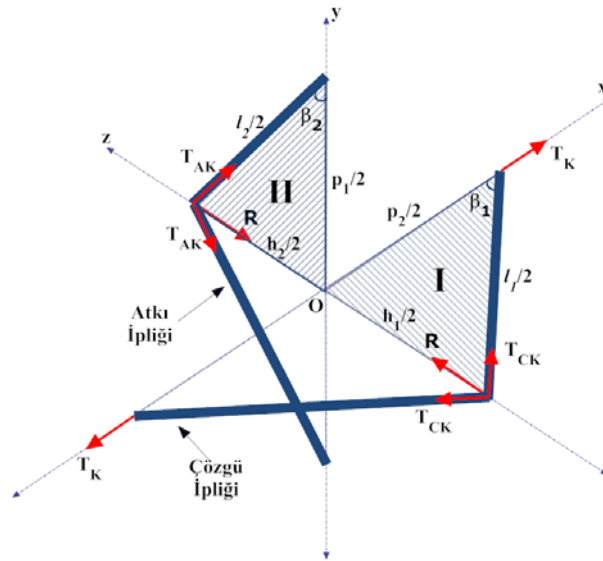
$$T_{CK} \cos \beta_1 = T_{C1} \cos \alpha_1 \quad (2.7)$$

eşitliği yazılabilir. Burada  $\beta_1$  açısı kumaş içerisinde çözgü ipliğinin kumaş düzlemi ile yaptığı açıdır ve kumaş yapısı içerisinde atkı ve çözgü ipliklerinin birbirlerini dengeleyerek oluşturdukları kumaş geometrisinden hesaplanacaktır.



Şekil 2.13 Çözgü ipliği ve kumaş kesiti şematik gösterimi (Aşama I)

Tezgahtaki kumaşın geometrisini belirlemek için kumaşa uygulanan kuvvet  $T_K$  ile kumaş geometrisi arasında bağıntı kurularak sonraki aşamalarda kuvvet değişimleri ile kumaşın geometrik parametrelerindeki değişimler arasında bağıntıların ortaya konması dokuma kumaş oluşumunu analiz etmek için gereklidir. Dokuma kumaş geometrisini belirlemek üzere önerilmiş farklı modeller bulunmakla birlikte basitliğine rağmen iyi sonuçlar veren testere dişi kumaş geometrisi tezgah üzerinde birim kumaş geometrisi olarak kabul edilmiş ve Şekil 2.14'te gösterilmiştir. Testere dişi modeli ile kumaş geometrisi Kawabata ve ark. (1973) önerdiği şekilde modellenmiştir.



Şekil 2.14 Tezgahta oluşan kumaşın birim örgü ünitesi (Kawabata, 1973)

Şekil 2.14'te x eksenini çözgü yönünde kumaş eksenini, y eksenini atkı yönünde kumaş eksenini ve z eksenini kumaş eksenine dik yöndeki eksenlerdir. Birim kumaş geometrisinde çözgü ipliği üzerinde oluşan germe kuvvetlerinin z ekseninde düşey bileşeni ve atkı ipliği üzerindeki germe kuvvetlerinin z eksenindeki düşey bileşeni kumaş kalınlığı doğrultusunda atkı ve çözgü ipliklerinin düzgün bir yüzey sağlamasına neden olacak şekilde dengede olduklarından

$$T_{CK} \sin \beta_1 = T_{AK} \sin \beta_2 \quad (2.8)$$

eşitliği yazılabilir. Kumaş içerisindeki çözgü ipliği üzerindeki gerginlik  $T_{CK}$  ve atkı ipliği üzerindeki gerginlik  $T_{AK}$  oluşturdukları denge ile kumaş yapısı içerisindeki atkı ve çözgü ipliklerinin şekil almasını sağlamaktadır. Dokuma makinası üzerinde çözgü iplikleri zaten belirli bir uzama deformasyonuna maruz kalmaktadırlar. Atkı iplikleri kumaş yapısı içerisine girerken çözgü ipliklerinin düşey yönde uyguladıkları kuvvet ile hem yassılmakta hem de kıvrım almaya zorlanmaktadır. Kıvrım almaya zorlanan atkı ipliği ise kumaş yapısına düz ve belirli bir uzunlukta yerleştirildiği için aynı zamanda uzama deformasyonuna da maruz kalmaktadır. Atkı ipliği üzerinde oluşan tüm bu gerginlik kuvvetlerinin düşey bileşeni de çözgü ipliğini kıvrım almaya zorlayacak ve yassıltacaktır. Dolayısıyla tezgahta gergin olarak oluşan kumaşta iplikler hem uzama, hem eğilme hem de yassılma deformasyonuna uğradıklarından çözgü ve atkı için sırasıyla

$$R = 2T_{CK} \sin \beta_1 = \lambda_1 \left( \frac{\ell_1}{\ell_{01}} - 1 \right) \sin \beta_1 + \frac{12B_1}{l_{01}^3} h_1 + \frac{1}{2} P_Y(\delta_1) \quad (2.9)$$

$$R = 2T_{AK} \sin \beta_2 = \lambda_2 \left( \frac{\ell_2}{\ell_{02}} - 1 \right) \sin \beta_2 + \frac{12B_2}{l_{02}^3} h_2 + \frac{1}{2} P_Y(\delta_2) \quad (2.10)$$

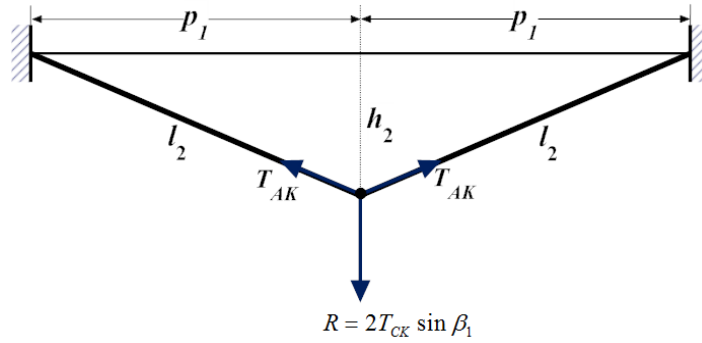
eşitlikleri yazılabilir. Burada uzama için Hooke kanunu, eğilme için iki ucu ankastre ince bir çubuğun merkezsel bir dik yük altında küçük deformasyonu temel alınmıştır. Atkı ve çözgü iplikleri arasında reaksiyon kuvvetleri oluşacak ve bu kuvvetler birbirini dengeleyeceklerinden

$$\lambda_1 \left( \frac{\ell_1}{\ell_{01}} - 1 \right) \sin \beta_1 + \frac{12B_1}{l_{01}^3} h_1 + \frac{1}{2} P_Y (\delta_1) = \lambda_2 \left( \frac{\ell_2}{\ell_{02}} - 1 \right) \sin \beta_2 + \frac{12B_2}{l_{02}^3} h_2 + \frac{1}{2} P_Y (\delta_2) \quad (2.11)$$

eşitliği elde edilir. O halde bu sonuçtan çözgü ipliği üzerinde oluşan gerginlikle atkı ipliğinin uzama, eğilme ve yassılma deformasyonu arasında bir ilişki kurulmasına olanak sağlayan

$$2T_{CK} \sin \beta_1 = \lambda_2 \left( \frac{\ell_2}{\ell_{02}} - 1 \right) \sin \beta_2 + \frac{12B_2}{l_{02}^3} h_2 + \frac{1}{2} P_Y (\delta_2) \quad (2.12)$$

eşitliği yazılabilir (Şekil 2.15).



Şekil 2.15 Örgü biriminde atkı ipliğinin “Yaklaşık Teori” ye göre oluşturulan modeli

Diğer yandan, kumaş geometrisinden, değme koşulu olarak

$$B = h_1 + h_2 \quad (2.13)$$

$$B = h_{01} + h_{02} - \frac{1}{2} (\delta_1 + \delta_2) \quad (2.14)$$

eşitlikleri yazılabilir.

Şekil 2.16’da gösterilen birim örgü yapısında I ve II nolu üçgenlerden geometrik olarak



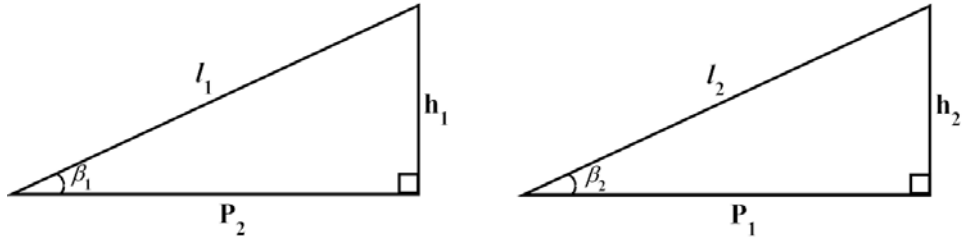
$$l_1 = \sqrt{h_1^2 + p_2^2} \quad (2.15)$$

$$l_2 = \sqrt{h_2^2 + p_1^2} \quad (2.16)$$

$$\sin \beta_1 = \frac{h_1}{\sqrt{h_1^2 + p_2^2}} \quad (2.17)$$

$$\sin \beta_2 = \frac{h_2}{\sqrt{h_2^2 + p_1^2}} \quad (2.18)$$

eşitlikleri yazılabilir.



Şekil 2.16 Atkı ve çözgü iplik birimlerinin şematik gösterimi

Denge denklemlerinden aşağıdaki eşitlikler yazılabilir. İlk uzunluk olarak  $l_{02}=p_1$  kabul edilerek

$$2T_{CK} \frac{h_1}{\sqrt{h_1^2 + p_2^2}} = \lambda_2 \left( \frac{\sqrt{h_1^2 + p_2^2}}{p_1} - 1 \right) \frac{h_2}{\sqrt{h_2^2 + p_1^2}} + \frac{12B_2}{p_1^3} h_2 + \frac{1}{2} P_Y (\delta_2) \quad (2.19)$$

eşitliği  $T_{CK} = T_K / \cos \beta_1$  eşitliğinde yerine konursa, kumaş birim yapısının parametreleri arasındaki geometrik ilişkilerden yola çıkılarak elde edilen

$$2T_K \frac{\sqrt{h_1^2 + p_2^2}}{p_2} \frac{B - h_2}{\sqrt{h_1^2 + p_2^2}} = \lambda_2 \left( \frac{\sqrt{h_2^2 + p_1^2}}{p_1} - 1 \right) \frac{h_2}{\sqrt{h_2^2 + p_1^2}} + \frac{12B_2}{p_1^3} h_2 + \frac{1}{2} P_Y (\delta_2) \quad (2.20)$$

eşitliği sadeleştirmeler yapıлып

$$F(h_2) = -2T_K \frac{B-h_2}{p_2} + \lambda_2 \frac{h_2}{p_1} - \lambda_2 \frac{h_2}{\sqrt{h_2^2 + p_1^2}} + \frac{12B_2}{p_1^3} h_2 + \frac{1}{2} P_Y(\delta_2) = 0 \quad (2.21)$$

biçiminde düzenlenerek  $h_2$  için nümerik çözüm aranabilir. Yassılmaya yol açan kuvvet küçük olduğundan son terim ihmal edilebilir, atkı aralığı  $p_2$  amaçlanan atkı sıklığı bilindiğinden tahminlenebilir ve ağızlık geometrisine bağlı olarak kumaş gerginliği  $T_K$ , çözgü gerginliğinden hesaplanabilir.  $p_1$  çözgü aralığı dokuma tarağının özelliğini yansıtan sabit bir sayı olup dokuma makinasında kumaş gergin durumdayken sıklığı belirlir. B değeri değme koşulundan tahminlenebileceğinden 2.21 eşitliği bir bilinmeyenli nonlineer bir denkleme dönüşür.

Birinci aşamanın sonu çözgünün atkı ipliğine değdiği ana kadar sürdüğünden bu andaki ağızlık geometrisini çözgü ve atkı ipliği çapları etkilemektedir. Eğer iplik çapı iplik numarasından hesap yoluyla bulunacaksa, serbest atkı ve çözgü yarıçapları, sırasıyla,

$$r_1 = \sqrt{\frac{v_{y1}}{100N_1\pi}}, \quad r_2 = \sqrt{\frac{v_{y2}}{100N_2\pi}} \quad (2.22)$$

olarak bulunabilir. Burada  $r_1, r_2$  sırasıyla çözgü ve atkı yarıçapları,  $v_{y1}, v_{y2}$  iplik özgül hacimleridir.  $N_1, N_2$  sırasıyla Nm cinsinden çözgü ve atkı iplik numarasıdır.

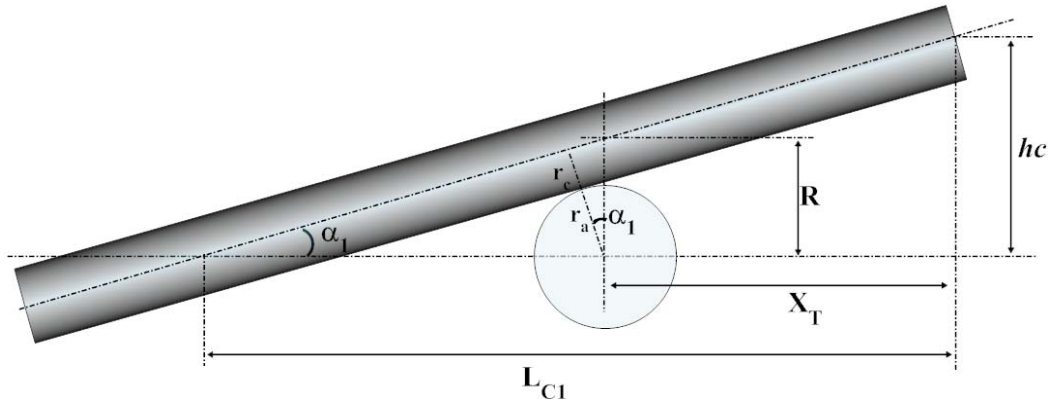
Son atılan atkı ipliği bu ana kadar iplik eksenine dik herhangi bir kuvvet etkisinde olmadığından dairesel kesitli kabul edilebilir. Çözgü ipliği ise bu bölgede yalnızca aksenal kuvvetlerin etkisiyle uzama deformasyonuna uğramaktadır. Aksenal kuvvetler bu bölgede çözgü iplik enine kesitinin dairesel olduğu kabulünü olanaklı kılmaktadır. Dolayısıyla  $r_a, r_\zeta$  sırasıyla atkı ve çözgü ipliklerinin yarıçapları olmak üzere

$$R = \frac{r_\zeta + r_a}{\cos \alpha} \quad (2.23)$$

eşitliği geometrik bağıntılardan elde edilir. Dolayısıyla benzer üçgenlerden

$$hc = \frac{R.L_{C1}}{L_{C1} - X_T} \quad (2.24)$$

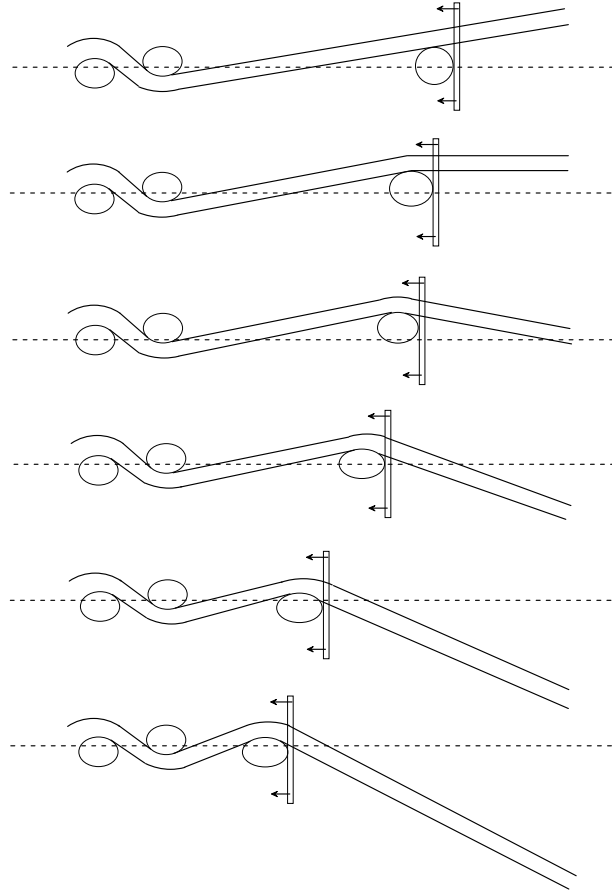
eşitliği yazılır (Şekil 2.17). Bu eşitliği sağlayan  $hc$  değerini veren  $(\phi_1)$  açısı birinci aşamanın bitiş koşulu olacaktır.



Şekil 2.17 Son atılan atkı ile çözgü ipliği teması

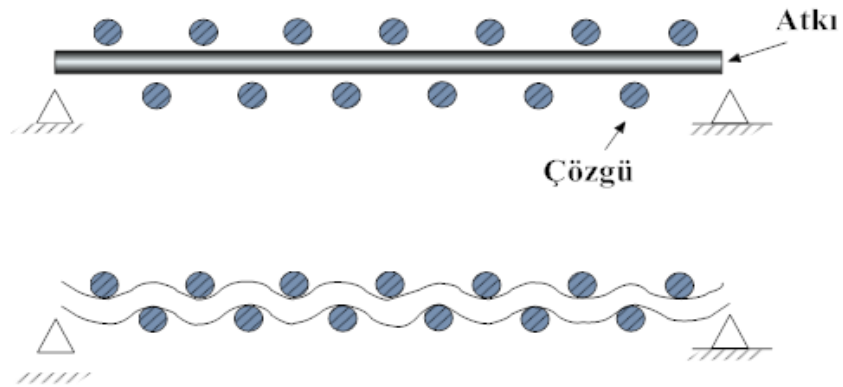
#### 2.2.4 Aşama II

Bu aşama birinci aşamanın bittiği andan başlayarak tarak ile kumaş oluşum çizgisine doğru hareket ettirilen atkının kumaş oluşum çizgisine belirli miktar yaklaştıktan sonra, tefenin uyguladığı kuvvetin kumaş oluşum çizgisini hareket ettirmeye başlaması anına kadar sürecektir. Kumaş oluşum çizgisinin konumu bu aşama süresince sabittir. Son atılan atkı ipliği çözgü ipliklerinin düşey yönde uyguladığı kuvvet ile yassılmakta ve kıvrım almaya zorlanmaktadır. Sabit uzunlukta atılan atkı ipliği kıvrım olarak uzamaktadır. Tarak son atılan atkıyı çözgü iplikleri arasından sürtünme kuvvetlerini yenerek itmektir. İkinci aşamadaki süreçte meydana gelen olaylar son atılan atkı ipliği ve ondan önce atılmış son iki atkı ipliğini de içerecek biçimde Şekil 2.18'de şematize edilerek gösterilmiştir.



Şekil 2.18 Aşama II'nin süreçleri şematik gösterimi

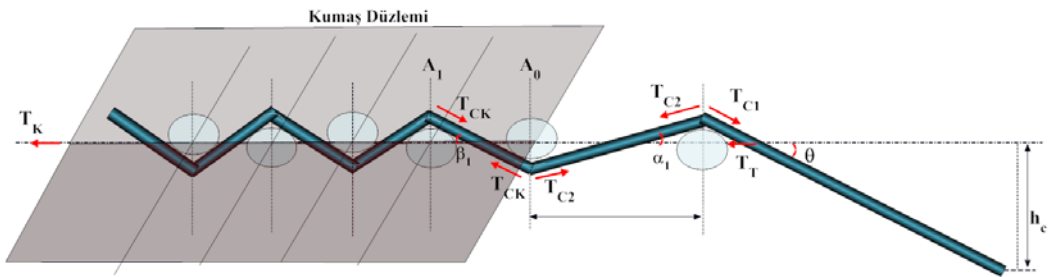
Çözü ipliği üzerindeki gerginliğin son atılan atkı ipliğine temas ettiğinde uygulayacağı düşey kuvvet atkı ipliğini yassıltacak, daha sonra limit sıkışma noktasına ulaşan atkı ipliğinin kıvrım almasına neden olacaktır. Kıvrım almaya başlayan atkı ipliği kıvrım nedeniyle uzamaya zorlanacak ve bu uzama nedeniyle atkı ipliğinin gerilimi artacaktır (Şekil 2.19).



Şekil 2.19 Atkı ipliğinin kıvrım alarak uzaması

Atkı ipliğindeki gerilimin düşey bileşeni çözgü ipliğine karşı kuvvet oluşturarak onun kıvrım almasına neden olacaktır. Atkı ipliğinin ve çözgü ipliğinin eğilmeye karşı direnç göstermesiyle gerilim dengesi oluşacaktır. Bu aşamada atılan atkı kıvrım alacağından atkı ipliğinin orta noktası kumaş düzleminde değildir ve basınç altında atkı ipliği yassılacağından iplik çapı değişmektedir.

Kumaş oluşum çizgisinin hareketi olmadığından birinci aşamada  $A_0$  kesitindeki kumaş geometrisi ve denge koşulları bu aşamada da geçerli olmaktadır (Şekil 2.20).



Şekil 2.20 Çözgü ipliği ve kumaş kesiti şematik gösterimi (Aşama II)

Çözgü iplikleri üzerindeki gerginliklerin  $A_0$  kesitindeki yatay dengesinden

$$T_{CK} \cos \beta_1 = T_{C2} \cos \alpha_1 \quad (2.25)$$

eşitliği ve kumaş üzerindeki gerilim çözgü ipliklerinin geriliminin yatay bileşenini dengelediğinden

$$T_K = T_{C2} \cos \alpha_1 \quad (2.26)$$

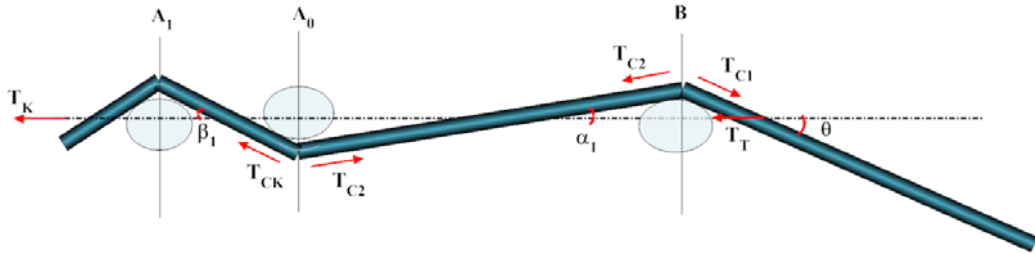
eşitliği yazılabilir (Şekil 2.20). B kesitinde çözgü iplikleri üzerindeki gerilimler  $T_{C2}$  ve  $T_{C1}$  arasında Capstan sürtünme modeline dayalı olarak Amontons sürtünme kanununa göre yaklaşık olarak

$$T_{C2} = T_{C1} \cdot e^{-\mu(\theta+\alpha)} \quad (2.27)$$

eşitliği yazılabilir. Her ne kadar iplik kesit biçimi dairesel değilse de, yassılma bu aşamada az olacağından bu yaklaştırma büyük hatalara yol açmayacaktır. Tefe kuvveti tarağın atkı ipliğini çözgü iplikleri arasından sürtünme kuvvetini yenerek ileri hareket ettirmesini sağlayan kuvvet kadar olacaktır. Dolayısıyla tefe vuruş kuvveti için

$$T_T = T_{C1} \cos \theta - T_K = T_{C1} \cos \theta - T_{C2} \cos \alpha_1 \quad (2.28)$$

eşitliği yazılabilir (Şekil 2.21).



Şekil 2.21 Çözgü ipliği ve kumaş yapısı içindeki iki atkı ipliği şematik gösterimi (Aşama II)

B kesitinde son atılan atkı ipliğini yassıltacak ve kıvrımlı hale getirerek uzamasına neden olacak çözgü geriliminin düşey bileşeni  $T_{Cd}$ ,

$$T_{Cd} = T_{C2} \sin \alpha_1 + T_{C1} \cdot \sin \theta \quad (2.29)$$

eşitliği ile hesaplanacaktır. Bu kuvvet atkı ipliğinin yassılmasına, eğilerek kıvrım almasına ve dolayısıyla uzamasına neden olduğundan

$$T_{Cd} = \lambda_2 \left( \frac{\ell_2}{\ell_{02}} - 1 \right) \sin \beta_{2B} + \frac{12B_2}{l_{02}^3} h_{2B} + \frac{1}{2} P_Y (\delta_2) \quad (2.30)$$

eşitliği yazılabilir. Tarağın özelliklerinin belirlediği çözgü aralığı  $p_1$  yerine atkı ipliğinin ilk uzunluğu  $\ell_{02}$ , kumaş geometrisinden uzamış atkı iplik uzunluğu

$$\ell_2 = \sqrt{h_{2B}^2 + p_1^2} \quad \text{ve} \quad \sin \beta_{2B} = \frac{h_{2B}}{\sqrt{h_{2B}^2 + p_1^2}} \quad \text{eşitlikte yerlerine yazıldığında}$$

$$-T_{Cd} + \lambda_2 \left( \frac{\sqrt{h_{2B}^2 + p_1^2}}{p_1} - 1 \right) \frac{h_{2B}}{\sqrt{h_{2B}^2 + p_1^2}} + \frac{12B_2}{p_1^3} h_{2B} + \frac{1}{2} P_Y (\delta_2) = 0 \quad (2.31)$$

eşitliği elde edilir. Buradan da sadeleştirmeler yapıldığında

$$F(h_{2B}) = -T_{Cd} + \lambda_2 \frac{h_{2B}}{p_1} - \lambda_2 \frac{h_{2B}}{\sqrt{h_{2B}^2 + p_1^2}} + \frac{12B_2}{p_1^3} h_{2B} + \frac{1}{2} P_Y (\delta_2) \quad (2.32)$$

eşitliği yazılabilir. Bu eşitliğin  $h_{2B}$  için çözümünden son atılan atkı ipliğinin aldığı kırım hesaplanabilir. Düşey yöndeki kuvvet dengesi eşitliğinin yanı sıra geometrik tamamlayıcı eşitlik ise yassılmayı dikkate alarak

$$B = h_{01} + h_{02} - \frac{1}{2} (\delta'_1 + \delta'_2) \quad (2.33)$$

$$B = h_1 + h_2 \quad (2.34)$$

olacaktır.

Kumaş içerisindeki kuvvet dengeleri ile geometrik yapı arasındaki ilişkiyi kuran

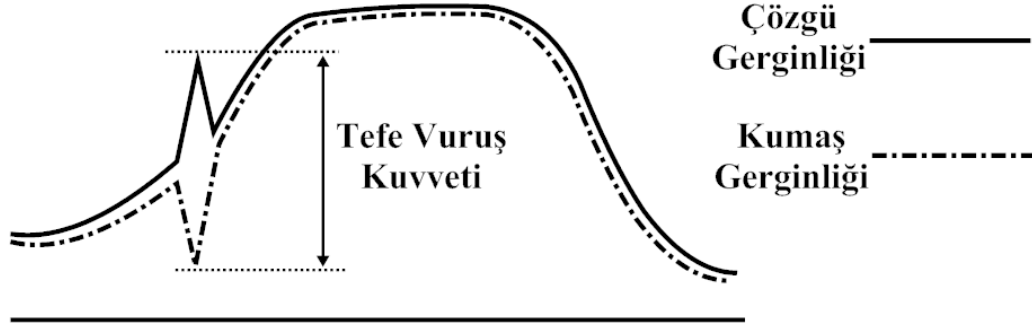
$$F(h_2) = -2T_K \frac{B - h_2}{p_2} + \lambda_2 \frac{h_2}{p_1} - \lambda_2 \frac{h_2}{\sqrt{h_2^2 + p_1^2}} + \frac{12B_2}{p_1^3} h_2 + \frac{1}{2} P_Y (\delta_2) = 0 \quad (2.35)$$

eşitliği bu aşamada da geçerli olacaktır.

### 2.2.5 Aşama III

Bu aşama son atılan atkı ipliğini iten tarağın kumaş oluşum çizgisini de iterek kumaşın büzülmesine neden olduğu ve tefenin en ön ölü konumuna ulaşmasına kadar süren bölümdür. Tarağa karşı gösterilen direnç kumaş direnci olarak tefe vuruşu kuvvetine eşit olacaktır.

Daha önceki araştırmacılar kumaş oluşumu ile ilgili yaptıkları teorik analizlerinde yalnızca bu aşamanın incelenmesi üzerinde yoğunlaşmışlardır. Tefe vuruş kuvveti tarağın kumaşı iterek büzülmesi sırasında meydana gelen çözüğü ipliği gerginliğindeki ani artış ile kumaş gerginliğindeki ani azalış arasındaki fark olarak tanımlanmıştır (şekil 2.22).



şekil 2.22 Kumaş ve çözüğü gerginlik eğrileri

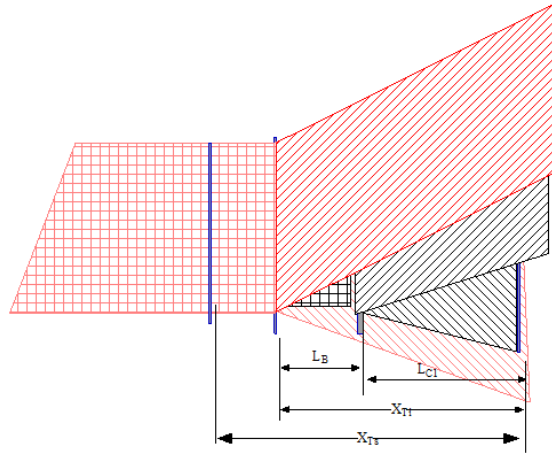
Hareket eden kumaş oluşum çizgisi mesafesinin kumaş gerilim azalışını ve çözüğü gerilim artışını belirleyeceği kabul edilmiştir. Kumař geriliminin dūřmesi kumaş içindeki atkı ve çözüğü ipliklerinin oluşturduğu denge durumunun yeni kumaş geometrisini oluşturmasına neden olmaktadır.

Tefe son atılan atkı ile birlikte kumaş oluşum çizgisini itmeye başladıktan sonra belirli bir gerginlik altındaki kumaş gerginliği dūřerek kumaş büzülecektir. Bu kısalma tefenin ana milin her açısına bağlı olarak ve tefenin yol zaman hareket eğrisinden hesaplanan konum bilgisinden

$$L_B = X_T - L_{C1} \quad (2.36)$$

eşitliği ile hesaplanacaktır (şekil 2.23).





Şekil 2.23 Tefe vuruşu sırasında kumaş büzülmesi

Bu kısalmanın atkı aralıklarına eşit dağılacağı varsayımı ile tefenin kumaş oluşum çizgisi ile birlikte kumaşı ittiği süreçte yeni oluşan atkı aralıkları  $p'_2$  geometrik bağıntılardan

$$p'_2 = \frac{L_K - L_B}{S_2 \times L_K} \quad (2.37)$$

eşitliği ile elde edilebilir. Burada  $S_2$  atkı sıklığıdır.

Birinci yaklaşım olarak daha önceki araştırmacıların da kullandığı kumaş içerisindeki çözgü iplik bölümü ve serbest çözgü iplikleri üzerindeki gerilimler  $T_{C2}$  ve  $T_{C1}$  arasında Capstan sürtünme modeline dayalı olarak Amontons sürtünme kanununa göre yaklaşık olarak

$$T_{C2} = T_{C1} \cdot e^{-\mu(\theta + \alpha_1)} \quad (2.38)$$

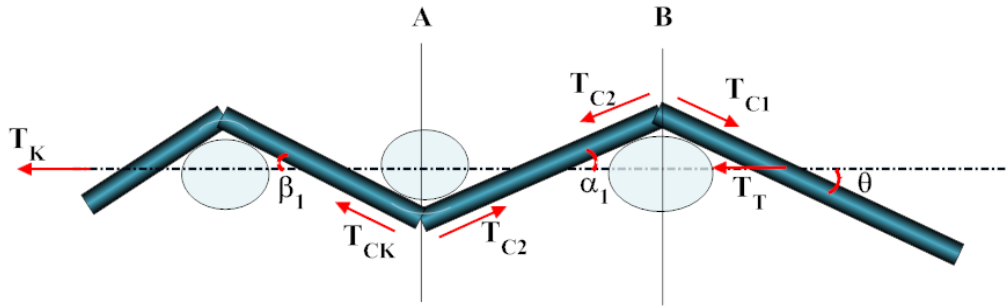
bağıntısı yazılabilir. Bu eşitlikten yola çıkarak çözgü gerginliği ile kumaş gerginliği arasında ilişki kurarak tefe vuruş kuvveti hesaplanabilir. Kumaş gerginliği, tarak tarafından kumaş içerisine itilen atkı ipliğinden önceki bölümü dengeleyen çözgü iplik gerginliğinin yatay bileşeni kadar olacağından

$$T_K = T_2 \cos \alpha_1 \quad (2.39)$$

eşitliği ile hesaplanabilir Şekil 2.24 göz önüne alınırsa tefe vuruş kuvvetini oluşturacak reaksiyon kuvveti

$$T_T = T_{C1} \cos \theta - T_K \quad (2.40)$$

eşitliği ile belirlenecektir.



Şekil 2.24 Tefe vuruşu sırasında çözgü ipliği ve kumaş kesiti şematik gösterimi (Aşama III)

Kumaş içerisinde son atılan atkıdan bir önceki atkı ile bağlantı oluşturan çözgü ipliğinin A kesitinde çözgü üzerinde bu noktadaki dengeden

$$T_{CK} \cos \beta'_1 = T_{C2} \cos \alpha_1 \quad (2.41)$$

eşitliği geçerlidir. Dokuma kumaş yapısı içine yerleşen son atkı için B noktasında tefe vuruş kuvvetinin de etkisi altındaki statik denge için ilk aşamada tanımlanana benzer

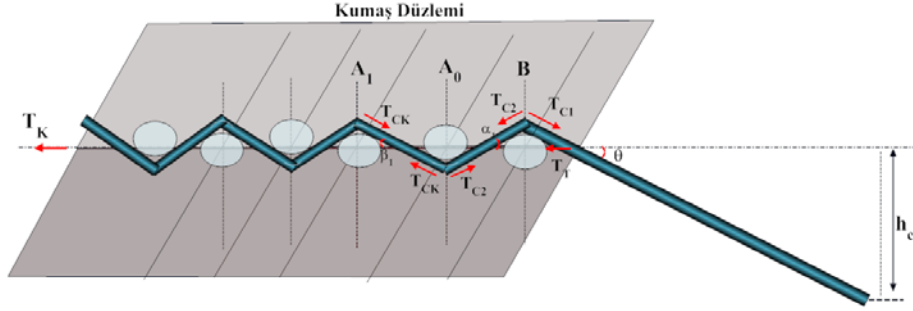
$$F(h_2) = -2T_K \frac{B-h_2}{p_2} + \lambda_2 \frac{h_2}{p_1} - \lambda_2 \frac{h_2}{\sqrt{h_2^2 + p_1^2}} + \frac{12B_2}{p_1^3} h_2 + \frac{1}{2} P_Y (\delta_2) = 0 \quad (2.42)$$

eşitliği bu aşamada da geçerli olacaktır. Diğer yandan, kumaş geometrisinden, değme koşulu olarak

$$B' = h'_1 + h'_2 \quad (2.43)$$

$$B' = h'_{01} + h'_{02} - \frac{1}{2}(\delta'_1 + \delta'_2) \quad (2.44)$$

eşitlikleri yazılabilir.



Şekil 2.25 Çözgü ipliği ve kumaş kesiti şematik gösterimi (Aşama III)

İkinci yaklaşım olarak, tefe kumaş oluşum çizgisini iterken tezgahta daha önce oluşan kumaş büzülerek çözgü ve atkı iplikleri üzerindeki gerginlikler değişecek dolayısıyla yeni bir geometrik yapı içerisinde dengede olacaklardır. Teorik modelde kumaş yapısı içerisindeki atkı ve çözgü ipliklerinin dengedeki konumları bulunurken kumaş yapısı içerisindeki çözgü gerginliği serbest çözgü gerginliğinden tahminlenmiş ve kumaş içerisindeki çözgü gerginliğinden yararlanarak bu kuvvetlerin oluşturduğu kumaş yapısı belirlenmişti. Burada yaklaşımın tam tersi olarak aşamaların sonucu meydana gelen ve kuvvetlerin dengede olduğu son geometrik yapıdan başlayarak tarağın kumaşı iterek büzülmesi sürecinde yeni oluşan geometriye yol açacak kuvvet farkı, serbest çözgü gerginliğinin yatay bileşeni ile kumaş gerginliği arasındaki farka eşittir.

Bu yaklaşım için kumaşın büzülmesi sırasında oluşacak geometrinin tahminlenmesi gerekmektedir. Testere dişi modeli kullanılarak yeni oluşan kumaş geometrisinde çözgü ipliklerinin kıvrım genliği ve atkı aralıkları, kumaş yapısındaki çözgünün uzamadığı varsayılarak, yalnızca kıvrım genliğinde değişim yapacak biçimde hesaplamalar yapılabilir.

İkinci aşamanın son anında kuvvetler dengesinden hesaplanan uzamış çözümlü iplik boyu  $\ell_{1S}$  değeri ve tarağın ileri hareketi sırasında oluşacak atkı aralıkları  $P'_2$  bilindiğinden tarak ileri hareketi sırasında yeni oluşan çözümlü genliği  $h'_1$

$$h'_1 = \sqrt{\ell_{1S}^2 - P'_2} \quad (2.45)$$

eşitliğinden hesaplanabilir. Dolayısıyla birim yapıda geometrik ilişkilerden çözümlü ipliğinin kumaş düzlemi ile yaptığı açı

$$\beta'_1 = \arctan\left(\frac{h'_1}{P'_2}\right) \quad (2.46)$$

eşitliğinden hesaplanır.

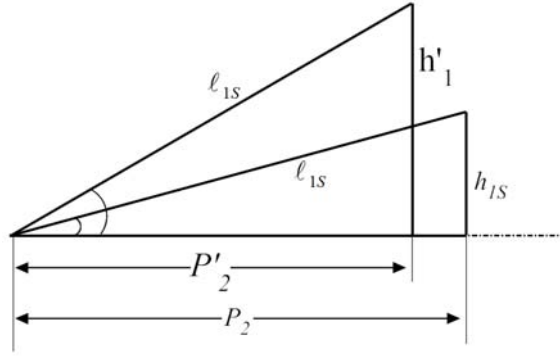
Kumaş içerisindeki çözümlü gerilim değişiminin kıvrım değişiminden kaynaklandığı varsayıldığından çözümlü kıvrım genliğinin  $h_1$  olmasına neden olacak düşey kuvvet

$$T_e = \frac{12B_1}{l_{01}^3} h_1 \quad (2.47)$$

değerinde olacak ve yeni oluşacak  $h'_1$  çözümlü kıvrım genliğini sağlayacak düşey kuvvet ise

$$T'_e = \frac{12B_1}{l_{01}^3} h'_1 \quad (2.48)$$

eşitliğiyle belirlenebilecektir (Şekil 2.26).



Şekil 2.26 Kumaş içinde birim örgüdeki çözgü ipliği kıvrım değişimi

Kumaş geometrisinde  $h_1$  çözgü kıvrım genliğine sahipken  $h'_1$  çözgü kıvrım genlik değerine değişimine neden olacak kuvvet farkı

$$FC = \frac{1}{2} \left[ \frac{12B_1 h'_1}{P_2'^3} - \frac{12B_1 h_1}{P_2^3} \right] \frac{1}{\sin \beta'_1} \quad (2.49)$$

eşitliğiyle hesaplanacaktır. Burada  $l_{01}$  yerine  $p_2$  ve  $l_{01}$ ' uzunluğu yerine de  $P_2'$  alınabilir. Böylece bir önceki ana mil derecesi için hesaplanmış olan  $T_{K\phi}$  ile yeni geometriyi oluşturmak için olması gereken kumaş gerilimi  $T_{K\phi+1}$  arasında

$$T_{K\phi+1} = T_{K\phi} - FC \cdot \cos \beta'_1 \quad (2.50)$$

eşitliği bulunacaktır.

### 2.2.6 Aşama IV

Bu aşama tefenin en ön konumuna ulaşmasından başlayarak ana mil dönüşünün tamamlanmasına kadar geçen süreci kapsamaktadır. Tefe en ön ölü konumundadır ve artık geri dönüş hareketi yapmaktadır. Çerçveler ise hareketine devam ederek örgü düzenine göre belirlenmiş yeni atkı ipliğinin atılması için yeni ağızlık formunu oluşturmaktadırlar. Çözgü ipliklerinin tefe vuruşu nedeniyle uzama deformasyonunun elastik bölgede olduğu kabul edildiği için kalıcı uzama olmadığı

varsayılmaktadır. Dolayısıyla tefenin geri dönüşü ile uzamanın azalması ve çözgü ipliklerinin gerginlik değişimi Hooke kanuna uyacaktır. Gerek çözgü ipliklerinin gerginliği gerekse dokuma kumaş yapısının oluşturacağı geometri bu aşamada iki farklı süreçten oluşmaktadır. Birinci süreç tarağın en ileri konumundan geriye doğru hareketi süresince kumaş ile temasta olduğu ve ikinci süreç ise kumaş ile tarağın temasının kesildiği süreçtir.

Çözgü ipliğinin gerginliği Hooke kanununa göre

$$T_{C1} = T_{C0} + \lambda_1 \frac{\delta_C}{L_{C0}} \quad (2.51)$$

eşitliği kullanılarak, ağızlık geometrisine ve tarağın konumuna bağlı olarak hesaplanacaktır. Tarağın kumaş ile temasta olduğu süreçte çözgü ipliklerinin uzaması,  $\delta_C$ , kumaş tarak ile hareket ettiği için tarağın konumunun belirleyeceği ağızlık geometrisinden

$$\delta_C = \left( \frac{X_T}{\cos \theta} + \frac{L_{C2}}{\cos \alpha_2} \right) - (L_{C1} + L_{C2}) \quad (2.52)$$

olarak, tarak ile kumaşın temas etmediği süreçte, bir diğer deyişle kumaş oluşum çizgisinin ötesinde çerçevelere yakın bölgede,

$$\delta_C = \left( \frac{L_{C1}}{\cos \theta} + \frac{L_{C2}}{\cos \alpha_2} \right) - (L_{C1} + L_{C2}) \quad (2.53)$$

eşitliğinden hesaplanacaktır.

Tefe en son ölü konumundan geri doğru hareketi sırasında daha önce büzülen kumaş tersine uzayarak tarakla birlikte hareket edecektir. Bu uzama tarak, ölü nokta ile kumaş oluşum çizgisi arasında olduğu konumlarda

$$L_B = X_T - L_{C1} \quad (2.54)$$

eşitliği ile hesaplanacaktır. Bu uzamanın atkı aralıklarına eşit dağılacağı varsayımı ile tefenin kumaş oluşum çizgisi ile birlikte kumaşa temas ettiği süreçte yeni oluşan atkı aralıkları geometrik bağıntılardan

$$p'_2 = \frac{L_K - L_B}{S_2 \times L_K} \quad (2.55)$$

eşitliği ile elde edilebilir.

Tarak kumaş ile temas ettiği süreçte

$$\alpha_1 = \arctan\left(\frac{d'_2 + d'_1}{p'_2}\right) \quad (2.56)$$

eşitliğinden hesaplanacak, tarak kumaş oluşum çizgisi ile tefe en ön ölü konumu arasında olmadığı süreçte ise temasta bulunduğu en son açı değeri için elde edilen  $\alpha_1$  açı derecesi sabit kabul edilecektir.

Tefe geri dönüşü sırasında, tarağın kumaşla temasta olduğu sürece, serbest çözümlü gerginliği ile kumaş içerisindeki çözümlü gerginliği arasında üçüncü aşamadakinin tersi bir ilişki söz konusudur.

Tefenin dördüncü aşamada bulunduğu her konum için geçerli olan ve kumaş geometrisini oluşturan  $T_{CK}$  kuvveti üçüncü aşamada aynı konum için hesaplanan  $T_{CK}$  kuvvetine eşit olacaktır zira bu kuvvet dokuma kumaş yapısını dengede tutan dokuma direncini oluşturan kuvvettir. Ne var ki dördüncü aşamada ağırlık geometrisinden hesaplanan  $T_{C1}$  kuvveti ile  $T_{CK}$  kuvvetini dengeleyen  $T_{C2}$  kuvveti arasındaki ilişki son atılan atkıda üçüncü aşamadaki ilişkiden farklı olacaktır.

Eğer son atkının çözgü ile temas noktası sabit, bir diğer deyişle son atkı ipliği geri sıçrama yapmamışsa

$$T_{C2} \cos \alpha_1 = T_{C1} \cos \theta \quad (2.57)$$

olacak, ya da  $T_{C1} \cos \theta$  ile  $T_{C2} \cos \alpha_1$  kuvvetleri arasındaki farktan oluşan net kuvvet statik sürtünme kuvvetine eşit veya ondan küçük olacaktır.

$T_{C2}$  ve  $T_{C1}$  kuvvetlerine Amontons'un capstan sürtünme kanunu uygulandığında hareket yönüne göre

$$T_{C1} = T_{C2} \cdot e^{\mu_s(\theta + \alpha_1)} \quad (2.58)$$

eşitliği geçerli olur. O halde geri sıçrama koşulu, eşitliği kullanılarak

$$T_{C1} \cos \theta - T_{C2} \cos \alpha_1 \quad (2.59)$$

$$= T_{C1} \cos \theta - T_{C1} \cdot e^{\mu_s(\theta + \alpha_1)} \cos \alpha_1$$

$$= T_{C1} [\cos \theta - e^{\mu_s(\theta + \alpha_1)} \cos \alpha_1] > 0 \quad (2.60)$$

olacaktır. Bu koşulun hem tarakla kumaş oluşum çizgisinin temasta olduğu süreçte, hem de daha sonraki süreçte irdelenmesi gerekir.

Atkının geri sıçradığı belirlenmişse, denge  $T_{C2}$  ile  $T_{C1}$ 'in sürtünme dikkate alınarak ilişkilendirildiği 2.59 eşitliğini sağladığı atkı aralığında oluşacaktır. Bu aralığın bulunması için dengeyi sağlayan  $T'_K$  kumaş gerginliği hesaplanıp, atkı sıkıştırma sürecinde aynı değere karşılık gelen atkı aralığı grafiksel olarak saptanabilir.  $T'_K$  değeri ise

$$T'_K = T_{C2} \cos \alpha_1 = T_{C1} \cdot e^{-\mu_s(\theta + \alpha_1)} \cos \alpha_1 \quad (2.61)$$



eşitliğinden tahminlenecektir.

Tefe vuruş kuvveti tarağa karşı gösterilen tepki kuvveti olarak düşünülürse bu aşamada tefe vuruş kuvveti çözümlü ipliği üzerindeki gerginlik ile kumaş gerginliği arasındaki fark kadar olacaktır.

$$T_T = T_{C1} \cos \theta - T_K \quad (2.62)$$

$$T_K = T_{C2} \cos \alpha_1 \quad (2.63)$$

Tarak kumaş ile temas etmediği süreçte ise tefe vuruş kuvveti sıfır olacaktır.

$$T_T = 0 \quad (2.64)$$

Tefe, geri dönüşü süresince kumaş oluşum çizgisine kadar kumaşta tarak ile birlikte hareket ederek son atılan atkı kumaş oluşum çizgisinin yeni konumunu oluşturacaktır. Burada geri sıçramanın eğer olası ise tarağın hangi konumunda ortaya çıkacağı saptanabilir, ancak atkı ipliğinin ne kadar geri kayacağını belirlemek için ayrıntılı analiz gereklidir. Geri sıçrama uzunluğu kumaş oluşum çizgisinin konumunu etkileyecektir. Ancak kumaş oluşum çizgisinin normal dokuma koşullarında ilk aşamadaki konum olmasını sağlayacak olan kumaş sarma ve çözümlü salma mekanizmaları modelde kullanılmamışlardır. Bu açıdan daha ayrıntılı analizlere burada yer verilmemiştir.

İkinci yaklaşım olarak kumaş gerginliğinin kumaş geometrisinden hesaplandığı, ipliklerin uzamadığı varsayımının yapıldığı durumda tarak kumaş ile temas ettiği sürece kumaştaki gerilim

$$T_{K\phi+1} = T_{K\phi} - FC \cdot \cos \beta'_1 \quad (2.65)$$

olacak, dolayısıyla tefe vuruş kuvvetini oluşturacak reaksiyon kuvveti

$$T_T = T_{C1} \cos \theta - T_K \quad (2.66)$$

eşitlikleri ile belirlenecektir. Tarağın kumaş ile teması kesildikten sonra ise kumaştaki gerilim yeni oluşan ağızlık açısı  $\theta$  ve çözgü iplik geriliminin yatay bileşenine

$$T_K = T_{C1} \cos \theta \quad (2.67)$$

eşit olacaktır.

### 2.3 Deneysel Metot

Deneyler çözgü sıklığı aynı kalmak üzere düşük atkı sıklıklarından başlayarak torbalanma koşuluna kadar atkı sıklığı artırılarak yapılmıştır. Her bir atkı sıklığı için bir ölçüm biriminde art arda 10 devirde ölçümler yapılmıştır.

CCI SL8900s tezgahında Tablo 2.8'de kodları verilen kumaşlar için yedi farklı atkı sıklığında dokuma işlemleri yapılmıştır.

Tablo 2.8 CCI SL8900s dokuma makinasında dokunan kumaşlar ve sıklıkları

Kumaş Kodu	(Dokuma makinasında ayarlanan) Sıklık	
	Çözgü Sıklığı (tel/cm)	Atkı Sıklığı (tel/cm)
C -1	20	16
C -2	20	18
C -3	20	20
C -4	20	22
C -5	20	24
C -6	20	26
C -7	20	28

SMIT Gs900 tezgahında Tablo 2.9’da kodları verilen kumaşlar için yedi farklı atkı sıklığında dokuma işlemleri yapılmıştır.

Tablo 2.9 SMIT Gs900 dokuma makinasında dokunan kumaşlar ve sıklıkları

Kumaş Kodu	(Dokuma makinasında ayarlanan) Sıklık	
	Çözü Sıklığı (tel/cm)	Atkı Sıklığı (tel/cm)
S -1	20	12
S -2	20	14
S -3	20	16
S -4	20	18
S -5	20	20
S -6	20	22
S -7	20	24
S -8	20	26

Picanol (Omni) tezgahında Tablo 2.10’da kodları verilen kumaşlar için 12 farklı atkı sıklığında dokuma işlemleri yapılmıştır.

Tablo 2.10 Picanol (Omni) dokuma makinasında dokunan kumaşlar ve sıklıkları

Kumaş Kodu	(Dokuma makinasında ayarlanan) Sıklık	
	Çözü Sıklığı (tel/cm)	Atkı Sıklığı (tel/cm)
P -1	33,5	12
P -2	33,5	14
P -3	33,5	16
P -4	33,5	18
P -5	33,5	20
P -6	33,5	22
P -7	33,5	24
P -8	33,5	26
P -9	33,5	28
P -10	33,5	30
P -11	33,5	32
P -12	33,5	34

### 2.3.1 İplikler Üzerinde Yapılan Ölçümler

İplikler üzerinde yapılacak tüm ölçümler hem atkı hem de çözgü iplikleri üzerinde yapılmıştır.

#### 2.3.1.1 İplik Yay Sabitlerinin Belirlenmesi

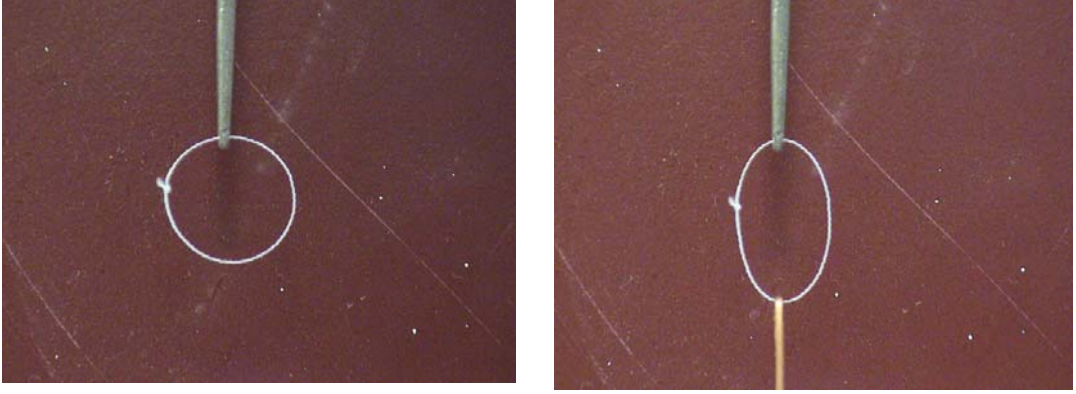
İpliklerin yük-uzama özelliklerini belirleyebilmek için D.E.Ü. Tekstil Mühendisliği Bölümünde bulunan Instron 4411 çok amaçlı mukavemet ölçeri kullanılmıştır. Instron 4411 çok amaçlı mukavemet ölçeri sabit uzama artış oranı (CRE) prensibine göre çalışmaktadır. Yapılan testler sonucu her bir iplik için yük-uzama eğrilerinin grafikleri elde edilerek bu eğrilerden uzama modülleri

$$\lambda = EA = F \frac{L}{\delta} \quad (2.68)$$

eşitliğinden hesaplanmıştır.

#### 2.3.1.2 Çözgü ve Atkı İplikleri Eğilme Rijitlikleri

Çözgü ve atkı ipliklerinin eğilme rijitlikleri teorik modelde kullanılan parametrelerdendir. Her ipliğin eğilme rijitliğinin saptanması için Peirce'in (1930) halka deformasyon metodu kullanılmıştır. İpliklerin dairesel halka biçiminde bağlanması için, üzeri jelatin kağıdıyla kaplı dairesel kesitli rijit çubuklar kullanılmıştır. Jelatin kaplı rijit çubuğun çapı 1,3 cm'dir. Jelatin kağıt kaplı rijit çubukların üzerinde iplikler halka yapacak şekilde düğümlenip jelatin kağıt rijit çubuk üzerinden çekilir. Böylece jelatin kağıt üzerinde iplik halkaları kalır. Daha sonra jelatin kağıt ezilerek iplik halkaları aldıkları formlar bozulmadan çıkarılırlar. Genel olarak kullanılan ve oluşturulan halkanın görüntüsünün düz bir zemine yansıtılarak, bu yansıtılmış görüntü üzerinden ölçümlerin yapılması yerine ölçümler klasik halka metodu ile hazırlanarak deforme olmuş ve olmamış halkaların fotoğrafları üzerinden ölçümler yapılmıştır (Şekil 2.27).



Şekil 2.27 Eğilme rijitliği ölçümünde halka yöntemi için kullanılan görüntü: Deforme olmamış ve deforme olmuş halka

Peirce'in(1930) önerdiği bu metotta ağırlıksız bir elastik çubuğun iki ucu birleştirilerek oluşturulan bir halkanın, halka düzleminde, çap doğrultusunda etki yapan bir kuvvetin etkisi altındaki uzaması hesaplanmaktadır. Büyük deformasyonların kabul edildiği bu analiz, bir  $W$  yükü altında kuvvet doğrultusundaki  $\delta$  ölçüsünde uzayan bir halkanın eğilme rijitliği  $G$  ile  $L$  çevre uzunluğu arasında,

$$G = kWL^2 \frac{\cos \theta}{\tan \theta} \quad (2.69)$$

bağıntısını vermektedir. Burada halka çapı  $D$  olmak üzere  $\theta = \pi\delta/2D$  olarak hesaplanmakta ve  $k$  için 0,0047 değeri kullanılmaktadır. Aynı analizi yapan Grosberg ve Swani (1966),  $\theta$  açısını derece cinsinden  $\theta = 493.\delta/L$  olarak göstermişler ve  $k$  katsayısının sabit olmayıp  $\theta$ 'ya bağlı olarak değiştiğini, ancak ortalama değerinin 0,00467 olduğunu belirtmişlerdir.

Ölçme sırasında iplik uçlarının birleştirilme yerinin Carlene'in (1960) tavsiye ettiği gibi en üst noktadan her iki yönde  $45^\circ$  ve  $135^\circ$ lik açılara tekabül eden noktalara gelmelerine çalışılmıştır. Carlene ipliklerin halka metoduyla eğilme rijitliklerinin ölçümü konusunda ilgili olarak yaptığı bu incelemesinde, en güvenilir sonuçların bu noktalarda alındığını deneysel olarak göstermiştir.

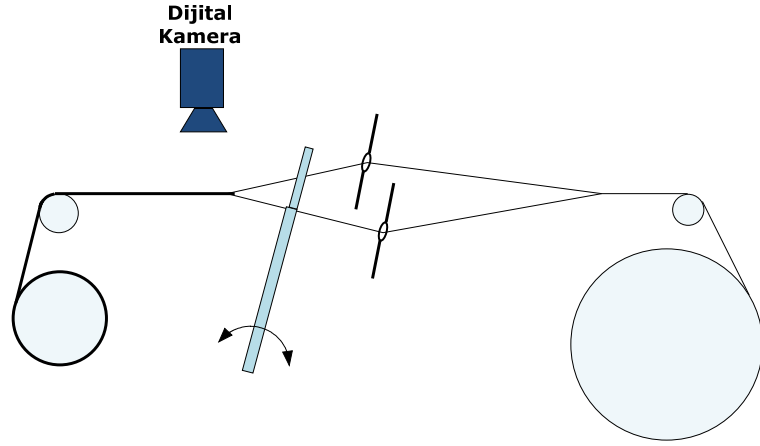
### ***2.3.2 Tezgâh Üzerinde Yapılan Ölçümler ve Ölçme Yöntemleri***

Dokuma tezgâhı üzerinde yapılan ölçümlerden bir kısmı için standart ölçüm yöntemleri bulunmadığından tezgâh üzerinde kullanılacak, pratik ve teorik sonuçlarla karşılaştırmaya olanak sağlayacak ölçüde hassas ölçüm yöntemleri geliştirilmiştir. Günümüzde bilgisayarlarda kullanılan işlemci hızlarındaki artış ve ucuzluk göz önüne alındığında, görüntü işleme ve görüntü analizi metotlarının hızlı, hassas, ucuz ve tekrarlanabilir ölçümler için uygun olduğu söylenebilir. Bu yüzden geliştirilen yöntemlerde görüntü işleme ve görüntü analizi metotlarından yararlanılmıştır. Bu amaçla kumaş oluşum çizgisinin konumu ile tezgâhta oluşan kumaşın cımbaz bölgesindeki atkı aralıklarının ölçülmesi için bir görüntü analiz sistemi geliştirilmiştir.

#### ***2.3.2.1 Görüntü Alma Sistemi ve Alınan Görüntü Özellikleri***

Ölçme yöntemlerinin bir kısmında görüntü işleme ve görüntü analizi metotları kullanılmaktadır ve bu yöntemler ölçüm yapılacak bölgenin görüntüsünün alınmasını gerektirmektedir. Dokuma makinası çalışırken hareketli parçalar bulunduğundan kameranın konumu makinanın işlemlerini engellememelidir. Ayrıca metodun gerektirdiği hassasiyette bir görüntünün elde edileceği mesafe de kullanılacak kameranın özelliklerine bağlı olmaktadır.

Bu yöntemlerde kullanılmak üzere görüntülerin alınabilmesi için dokuma tezgâhı üzerine dikey olarak dijital video kamera yerleştirilmiştir. Kameranın konumu, tefe hareketini engellemeyecek şekilde, tarağın üzerinde ve dokuma tezgâhının orta kısmına gelecek şekilde ayarlanmıştır (Şekil 2.28). Böylece alınan görüntülerin cımbazların etkisi altındaki yeni dokunmuş kumaş ve çözgü ipliklerini de içerecek şekilde olması sağlanmıştır. Kullanılacak dijital kameranın uzaktan kumanda ile görüntü alma özelliği olması çekim esnasında kamera üzerindeki düğmelere basarken yaşanabilecek kamera konum değişmelerini engelleyecektir.



Şekil 2.28 Dokuma tezgâhı ve dijital kameranın konumunun şematik görünümü

Kumaş üzerinde belirlenen, referans çizgileri daha sonra açıklanacaktır ancak bu noktada referans çizgilerinin konumları sabitlenerek işlem sırasında konumlarının değişmemesi önemlidir. Kamera konumu değişse bile kullanılan referans çizgileri sayesinde ölçümlerin etkilenmemesinin önemli olduğunu ve referans lazer çizgilerinin konumları değişmediği sürece kullanılan görüntü işleme metotlarının kameranın konum değişikliğinden etkilenmeyeceğini belirtmekte fayda vardır.

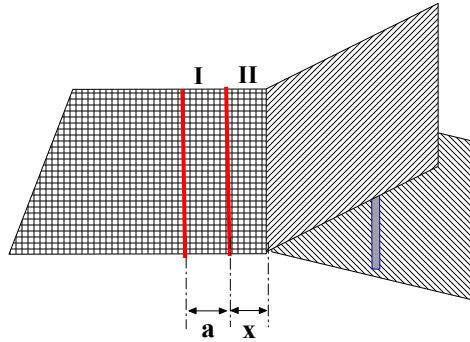
Kullanılacak yöntemlerde sistem, iki adet düz çizgi ışını sağlayan lazer ışık kaynağının dokuma tezgâhı üzerine sabitlenerek referans çizgi oluşturmasını zorunlu kılmaktadır. Lazer ışık kaynakları uzun mesafelere kadar etkili olabildiklerinden ve düz çizgi ışınının kumaş üzerine, kumaş oluşum çizgisine paralel olacak şekilde düşmesi yeterli olduğundan dokuma makinası üzerinde herhangi uygun bir yere sabitlenebilir (Şekil 2.29).





Şekil 2.29 Görüntü alma sistemi ve lazer konumları

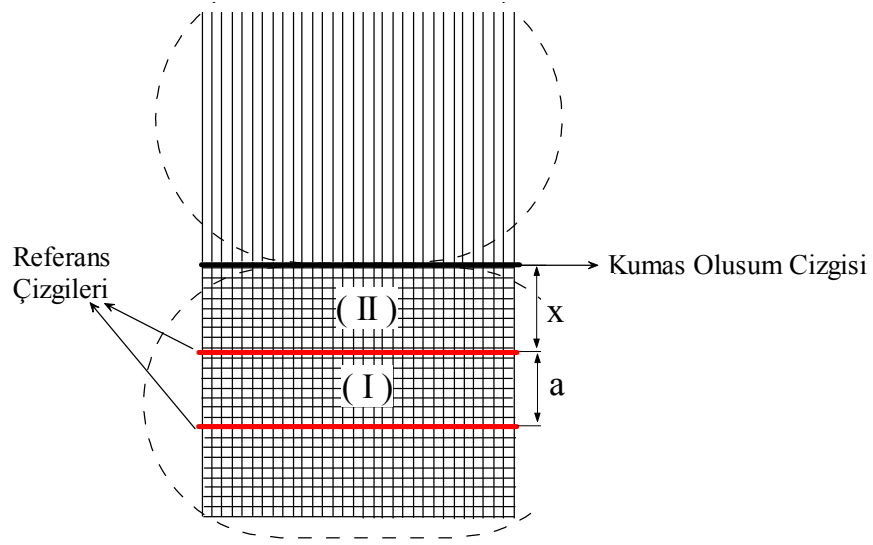
Yeni dokunmuş kumaş üzerine düşürülen referans lazer çizgileri, hem birbirlerine hem de kumaş içerisine dahil edilen en son atkı ipliğinin konumu olarak tanımlanabilecek kumaş oluşum çizgisine paraleldir. Tezgâh üzerinde alınacak görüntülerde referans ışınlar kumaşı I ve II numaralı bölgelere ayırmaktadır. Şekil 2.30'da şematik olarak gösterildiği biçimde I nolu bölge dokuma kumaş üzerindeki iki sabit lazer çizgi arasında kalan ve aralarında sabit "a" mesafesi bulunan bölgedir. II nolu bölge ise değişken konuma sahip kumaş oluşum çizgisi ile sabit lazer referans çizgi arasında kalan ve değişken "x" mesafesinden oluşan bölgedir.



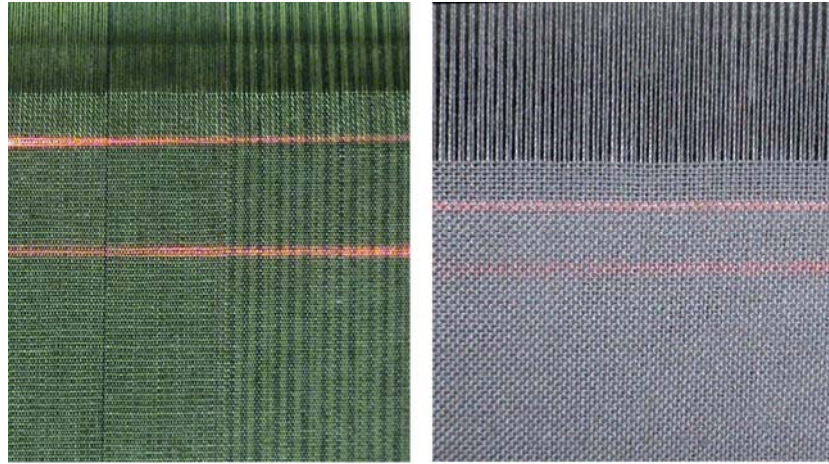
Şekil 2.30 Tezgah üzerinde dokunmuş kumaş ve çözgü iplikleri ile referans çizgilerinin şematik görünümü

Alınan görüntüler Şekil 2.31'de şematik olarak gösterildiği gibi düşey yöndeki çözgüler ile dokunmuş kumaş bölgesinden oluşmaktadır. Görüntülerde kumaş oluşum çizgisi ve referans çizgileri birbirlerine paralel ve görüntü içerisinde yatay konumda bulunmaktadırlar (Şekil 2.32).





Şekil 2.31 Dokuma kumaş ve çözgü iplikleri sistemi şematik görünümü



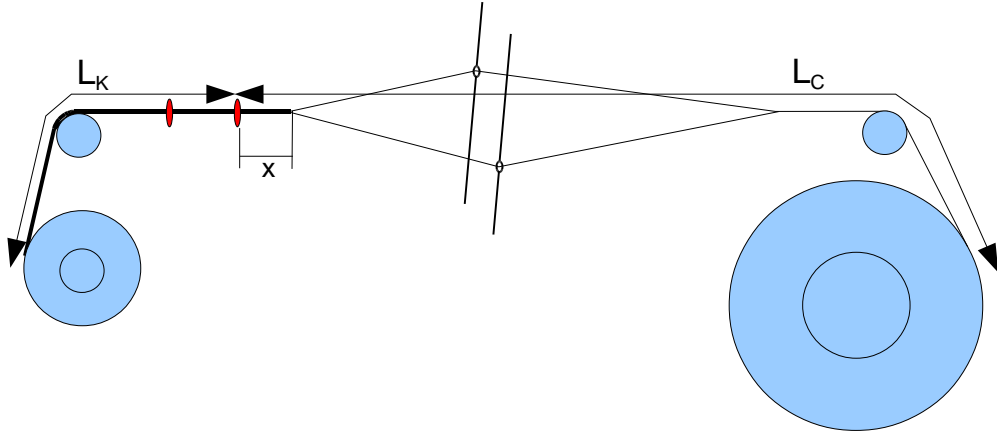
Şekil 2.32 Tezgah üzerinden alınan görüntü örnekleri

### 2.3.2.2 Kumaşın ve Çözgünün Serbest Uzunlukları:

Kumaşın ve çözgünün serbest uzunlukları dokuma işlemi başlamadan önce tezgahta çerçeveler aynı hizadayken ve temel çözgü gerilimi temel kumaş gerilimine eşitken ölçülen uzunluklardır. Kumaş serbest uzunluğunu kumaşın sarım silindirin sarılmaya başladığı nokta ile kumaş oluşum çizgisi arasındaki mesafe olarak, çözgü serbest uzunluğunu ise çözgü levendinden çıkan çözgünün kumaş oluşum çizgisine kadar olan mesafesi olarak tanımlayabiliriz. Dokuma tezgâhında kumaş oluşum çizgisinin konumu atkı sıklığına bağlı olarak değişkendir. Bundan dolayı kumaş ve

çözgü serbest uzunlukları, dokuma işlemi başladıktan ve kumaş oluşum çizgisi sabit bir konumda dengelendikten sonra her atkı sıklığı için ayrı ayrı ölçülmüştür.

Şekil 2.33'te gösterildiği gibi kumaş serbest uzunluğu ölçümü için, kumaş sarım silindirinden lazer referans çizgisine kadar olan kısım ölçülerek sabit alınmış, daha sonra ölçülen kumaş oluşum çizgisinin konumu ile referans lazer çizgisi arasındaki mesafeye bu sabit eklenerek bulunmuştur. Aynı şekilde çözgü serbest uzunluğu ölçümü için de Şekil 2.33'te gösterilen ölçüler toplamı ile sabit referans lazer çizgisine kadar olan uzunluk ölçülmüş ve referans lazer çizgisinden kumaş oluşum çizgisine kadar olan değişken uzunluk bu toplamdan çıkarılarak bulunmuştur.



Şekil 2.33 Dokuma tezgah kesit görünüşü

$L_{K0}$ : Dokuma tezgahındaki serbest kumaş uzunluğu (mm),

$L_K$ : Dokuma tezgahındaki kumaş sarım silindirinden birinci referans çizgiye kadar olan mesafe (mm),

$$L_K = \text{sabit}$$

$$L_{K0} = L_K + x \quad (2.70)$$

$L_{C0}$ : Dokuma tezgahındaki serbest çözgü uzunluğu (mm)

$L_C$ : Dokuma tezgahındaki çözgü levendinden birinci referans çizgiye kadar olan mesafe (mm),

$$L_C = \text{sabit}$$

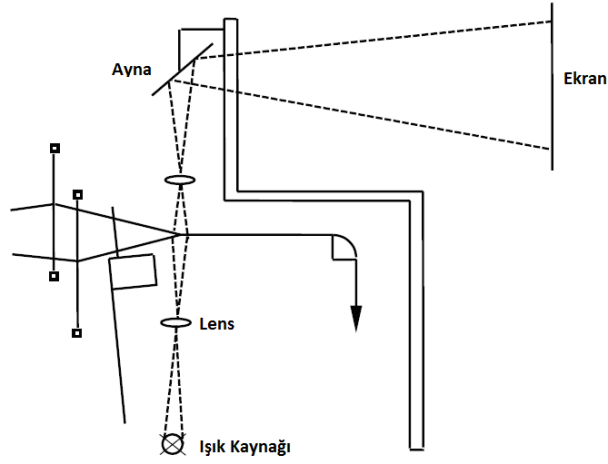
$$L_{C0} = L_C - x \quad (2.71)$$

### 2.3.2.3 Kumaş Oluşum Çizgisi Hareketinin Ölçümü

Kumaş oluşum çizgisinin konumunu ölçmek için standart bir metot bulunmadığından, önceki çalışmalarda kullanılan başlıca yöntemler incelenmiş ve bu çalışmalar göz önüne alınarak kumaş oluşum çizgisinin konumunu ölçmek için yeni bir yöntem kullanılmıştır.

Kumaş oluşum çizgisinin konumuyla ilgili ilk çalışmalarda ölçüm dokuma makinası üzerine sıkıca bağlanmış mikroskoplar ile yapılmıştır (Greenwood ve Vaughan, 1956c). Mikroskopik yöntemle tezgâh üzerinde ölçüm yapmanın zorluklarını aşmak için daha sonra Greenwood ve Vaughan (1956c) çalışmalarında optik bir düzenek kullanmışlardır. Şekil 2.34'te görüldüğü gibi oluşturulan düzenekte kumaş oluşum çizgisinin görüntüsü duvar üzerine büyütülerek yansıtılmış ve ölçümler yansıtılmış görüntü üzerinden yapılmıştır. Ölçüm yapılacağına makina durdurularak ölçümler yapıldığından araştırmacılar her seferinde ana milin aynı açısında durdurmaya özen gösterilmesi gerektiğini belirtmişlerdir.

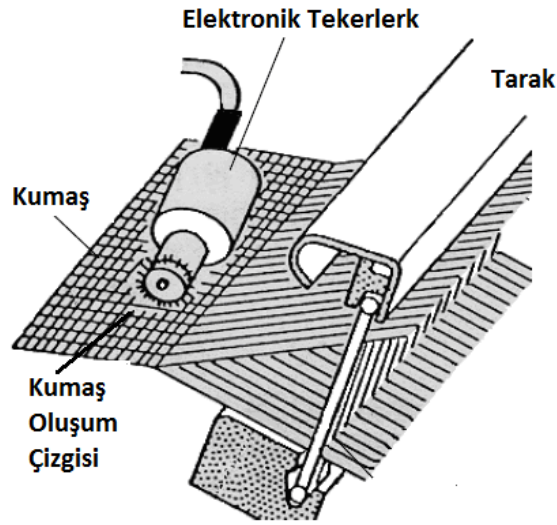
Şekil 2.34'ten görüldüğü üzere tefe vuruşu anından hemen önce kumaş oluşum çizgisinin konumunu ölçmek mekik yolu ışık kaynağına engel olduğu için mümkün olmamaktadır. Bunun için tefe daha geri pozisyonda iken çerçeveler tefe vuruş anındaki pozisyonlarına getirilerek kumaş oluşum çizgisinin konum değişimi ölçülmüştür.



Şekil 2.34 Optik yöntem, şematik görünüm  
(Greenwood ve Vaughan, 1956)

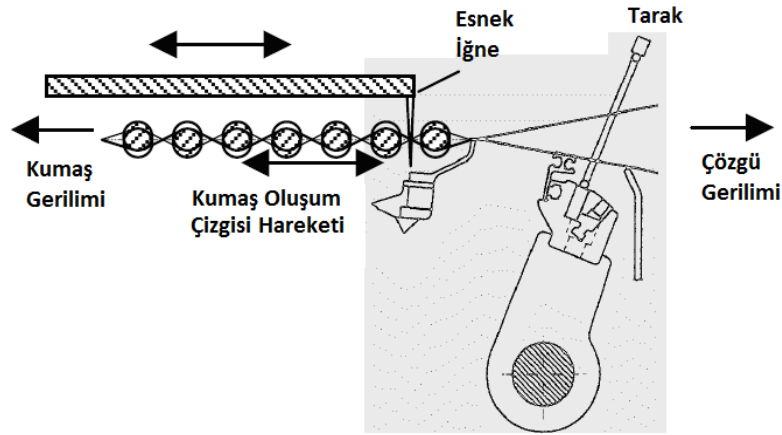
Narter (1985) yaptığı çalışmasında dokuma tezgahı üzerine, makina çalışmasını engellemeyecek biçimde, monte edilmiş referans çubuk ile dokuma kumaş oluşum çizgisi konumu arasındaki mesafeyi 5/100 taksimatlı bir kumpas aracılığı ile ölçmüştür. Referans çubuk ile tarak en ön ölü konumu arasındaki uzaklık bilindiğinden, her iki uzaklık arasındaki farktan kumaş oluşum çizgisinin tarağın ön ölü konumuna olan uzaklığı hesaplanabilmiştir.

Azzam ve Büsgen (2006a) makalelerinde Kohlhass'ın (1981) kumaş oluşum çizgisi hareketini tezgah çalışırken sürekli izleyebilmek için bir sistem önerdiğini belirtmektedir. Hareket, kumaş oluşum çizgisinin yakınında küçük iğneli bir disk ile belirlenmekte ve elektronik olarak değerlendirilmektedir (Şekil 2.35). Azzam ve Büsgen (2006a), bu yöntemin tezgâh üzerine yerleştirilme zorlukları olduğunu, kumaş oluşum çizgisi ile ölçüm noktası arasında 10 mm'den fazla mesafe bulunduğunu ve karmaşık elektronik sistemlerin kullanılması gerektiğini belirtmişlerdir.



Şekil 2.35 Elektronik iğneli disk yöntemi (Kohlhass, 1981)

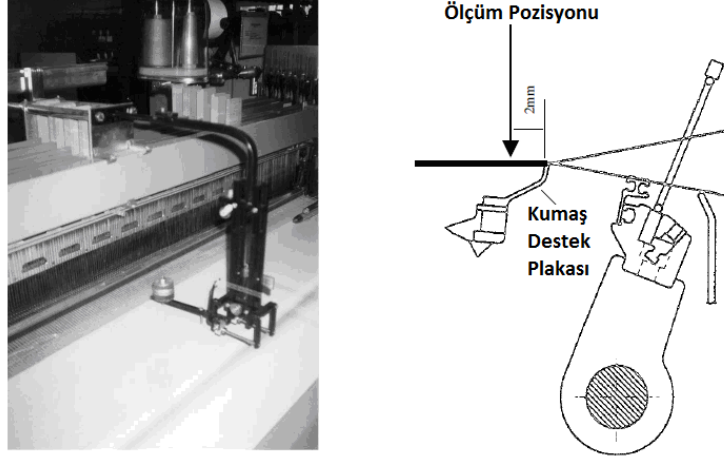
Azzam ve Büsgen (2006b) kumaş oluşturma çizgisinin hareketini dinamik olarak ölçmek için basit esnek iğneli mekanik bir aleti tezgah üzerine monte ederek WebMaster'a bağlamışlardır (Şekil 2.36).



Şekil 2.36 İğneli-mekanik alet, temel prensip (Azzam ve Büsgen, 2006b)

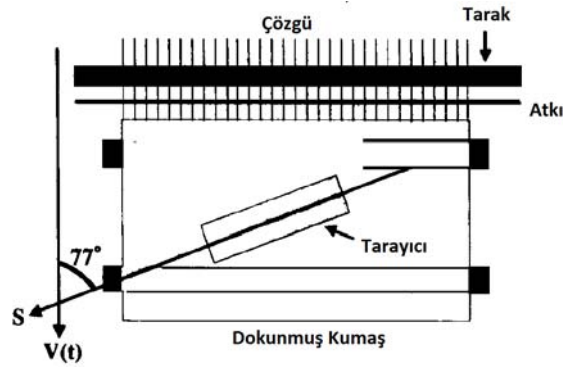
Ölçüm noktası kumaş destek plakasından sadece 2 mm geridedir. Araştırmacılar bu mesafenin daha önce kullanılmış tüm yöntemlerden çok daha yakın olduğunu belirtmektedirler. Yöntem, kuvvetlerin dengesi prensibine dayanmaktadır. Kumaş oluşturma çizgisine etki eden kuvvetler esnek iğneyi kuvvet dengesi yönünde itecek veya çekecektir. Dolayısıyla bu hareket kumaş oluşturma çizgisinin hareketini

belirleyecektir. Yöntem kumaş oluşum çizgisinin konumunu değil, kumaş oluşum çizgisinin konum değişimini ölçmektedir.



Şekil 2.37 Dokuma kumaş oluşum çizgisi hareket ölçüm pozisyonu (Azzam ve Büsgen, 2006b)

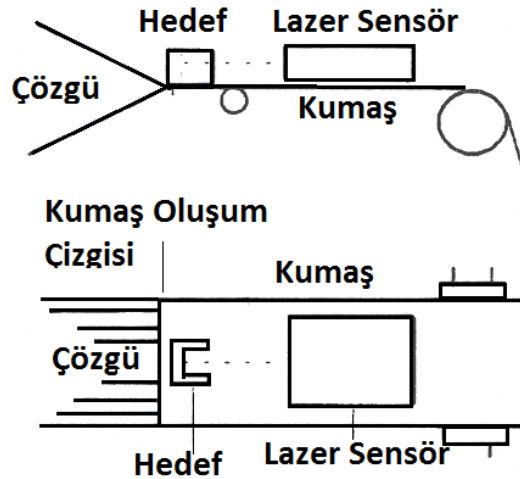
He ve ark. (2004) kumaş oluşum çizgisi hareketini izlemek için dokuma tezgahının orta kısmına eğik yerleştirilmiş, tarayıcılarda kullanılan ve çizgi halinde görüntü alınmasını sağlayan bir alıcı kullanmışlardır (Şekil 2.38). Sistemin amacı görüntü analizi metotları kullanılarak alınan görüntülerden kumaş içerisindeki atkı ipliklerinin hareketlerinin ölçülmesidir. Böylece ölçülen kumaş hareketi kumaş oluşum çizgisinin konum değişimlerini vermektedir. Dolayısıyla bu yöntemle kumaş oluşum çizgisinin konumu değil, kumaş hareketinden kumaş oluşum çizgisinin konum değişimi tahminlenmesi yoluna gidilmiştir.



Şekil 2.38 Dokuma Tezgah üzerine kamera yerleşimi (He ve ark., 2004)

Mirjalili (2003)'in çalışmasında tefe vuruşu esnasında kumaş oluşum çizgisinin hareketi elektro-optik yakınlık detektörü ile kaydedilmek istenmiş, ancak aletin lineer davranmaması nedeniyle başarısız olmuştur. Araştırmacı daha sonra yüksek hızlı kamera ile kumaş oluşum çizgisi hareketini kaydetmişlerdir. Bu yöntem kullanılırken dokuma makinasından kaynaklanan titreşim nedeniyle net görüntü alınamamış ve tefenin görüntüyü engellemesinden dolayı kamera eğik yerleştirilmiştir. Ancak araştırmacılar daha detaylı bilgi vermemişlerdir.

Islam ve Bandara (1999) kumaş oluşum çizgisi hareketini incelemek için bir lazer analog yerdeğiştirme sensörü Şekil 2.39'da gösterildiği gibi kullanılmışlardır. Bu alet ince lazer dalgaları kullanarak hedef üzerindeki ışık noktasının konumunu denetlemektedir. Uygun bir yükseltici oldukça hassas olarak hedefin konum değişikliklerini belirleyebilmektedir. Dokuma makinası durduktan hemen sonra hedef kumaş oluşum çizgisine çok yakın bir konuma yerleştirilerek hedefin tezgah durduğu sürece konum değişimleri ölçülmekte ve bu ölçümler tezgah dururken kumaş oluşum çizgisinin konum değişimlerini vermektedir. Dolayısıyla bu yöntemle kumaş oluşum çizgisinin konumu değil, tezgah duruş süresince kumaş oluşum çizgisinin konum değişimi ölçülmektedir.

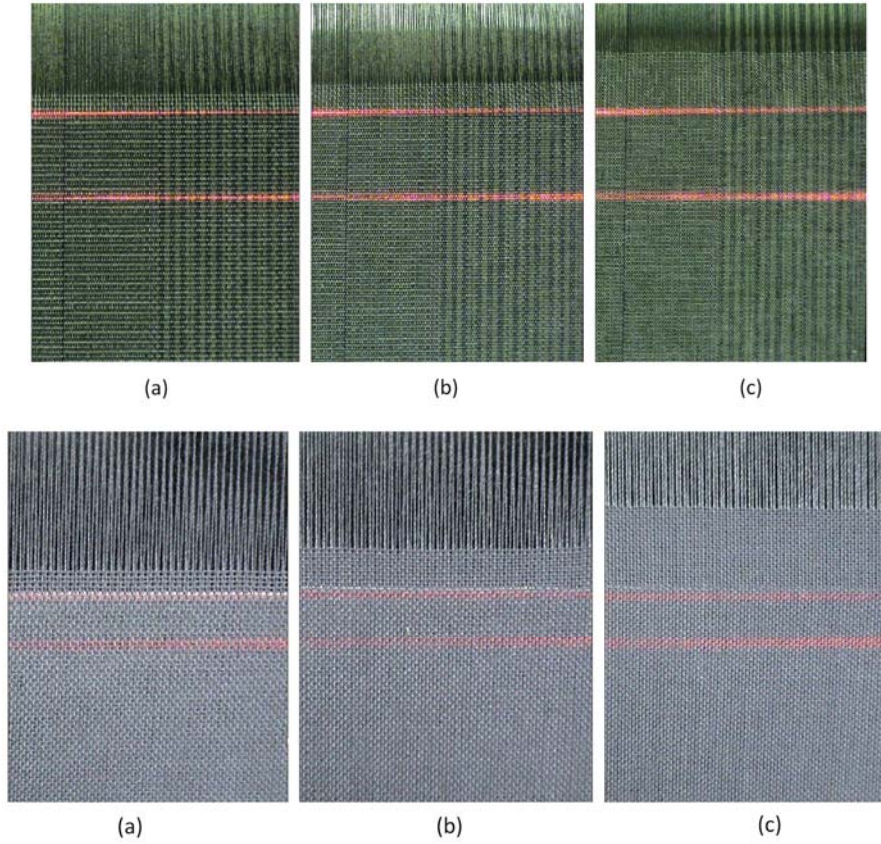


Şekil 2.39 Lazer sensörün tezgah üzerine yerleşimi (Islam ve Bandara, 1999)



### 2.3.2.3.1 Kumaş Oluşum Çizgisi Konumunun Ölçülmesi

Kumaş oluşum çizgisi atkı sıklığına bağlı olarak tezgâhta konumu değişebilen ve çözgü gerilimi-kumaş gerilimi ile istenen atkı sıklığını oluşturmak için gerekli tefe vuruş kuvvetini oluşturabilecek olan bir denge konumunda bulunmaktadır (Şekil 2.40). Birçok araştırmacının duruş izi hatalarının başlıca kaynağı olarak gösterdiği dokuma kumaş oluşum çizgisinin konum değişiminin ölçümü pratik sonuçları bakımından oldukça önemlidir ve teorik analizler için de ölçülmesi gereken önemli değişkenlerden biri olmaktadır.



Şekil 2.40 Düşük, orta ve yüksek atkı sıklıklarında alınan görüntüler

Kumaş oluşum çizgisinin konumunun ölçümü için kullanılmış yöntemlerin başlıcaları mekanik ve optik-mekanik yöntemlerden oluşmaktadır. Ancak daha önceki çalışmalarda kullanılan yöntemler yerine doğrudan kumaş oluşum çizgisinin konumunu ölçebilecek hassas ve basit bir sistem geliştirilmesi ihtiyacı duyulmuştur. Teorik modelimizin sınanması için doğrudan kumaş oluşum çizgi konumunu ölçebilmeyi olanaklı kılan bir görüntü analizi metodu geliştirilerek MATLAB

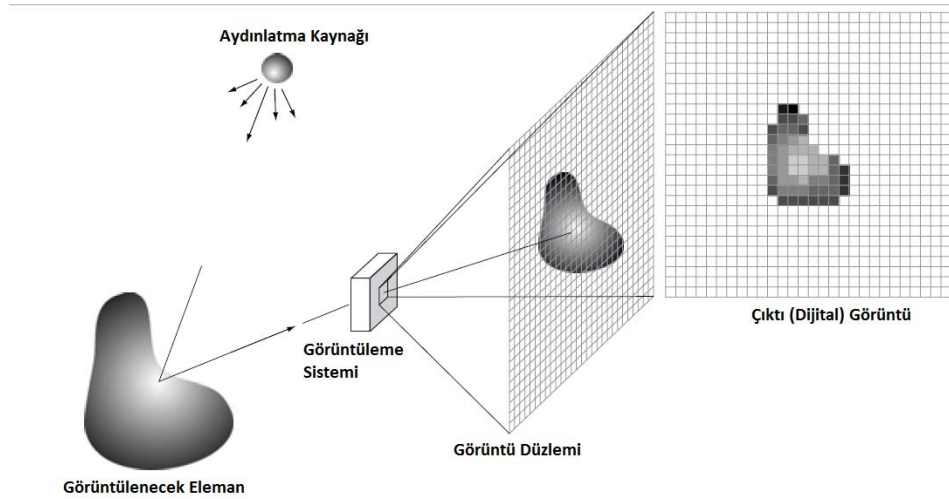


programında Image Processing Toolbox fonksiyonları kullanılarak bir algoritma başarıyla çalıştırılmıştır (Yıldırım ve Başer, 2011).

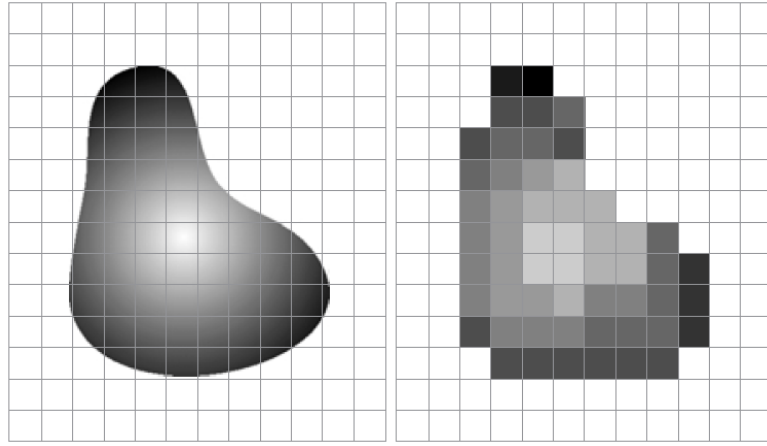
Kumaş oluşum çizgisinin konumunu ölçmek için kullanılan yöntem iki temel bölümden oluşmaktadır. Birinci bölüm referans çizgilerinin, ikinci bölüm ise kumaş oluşum çizgisinin konumunun belirlenmesidir.

### 2.3.2.3.2 Referans Çizgi Konumlarının Belirlenmesi

Tezgah üzerinde alınan renkli görüntülerde referans çizgileri parlak kırmızı renkte görülmektedir. Lazer ışınlarının kumaş üzerindeki parlak kırmızı rengi, referans çizgi konumunu ayırt edici bir özellik olarak kullanılabilir. Renkli görüntüler üzerindeki her bir piksel aslında üç ayrı renk değerine atanan değerlerin toplamı olarak belirlenir. Bu üç temel renk kırmızı, yeşil ve mavi olarak dijital görüntü işlemede isimlendirildiği gibi RGB sistemini oluşturmaktadırlar. Ölçümlerde kullanılmak üzere kullanılan görüntüleme sistemi en basit haliyle Şekil 2.41’de şematize edildiği gibi nesnenin görüntüsünü elde etmekte ve elde edilen görüntü Şekil 2.42’deki gibi sayısallaştırılarak kayıt edilmektedir.

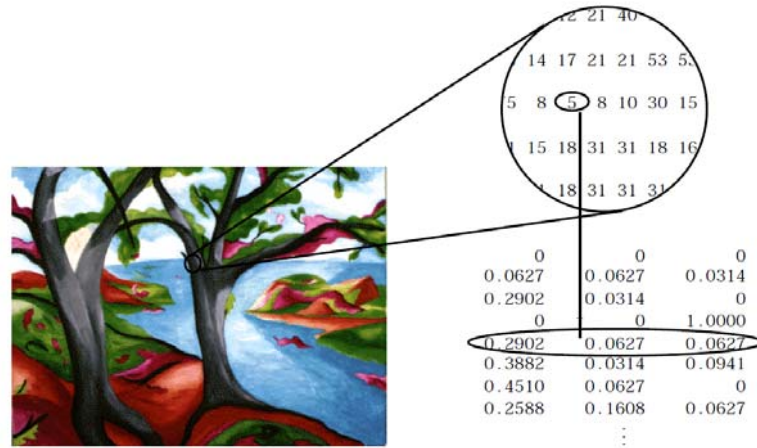


Şekil 2.41 Dijital Görüntü alma işlemi



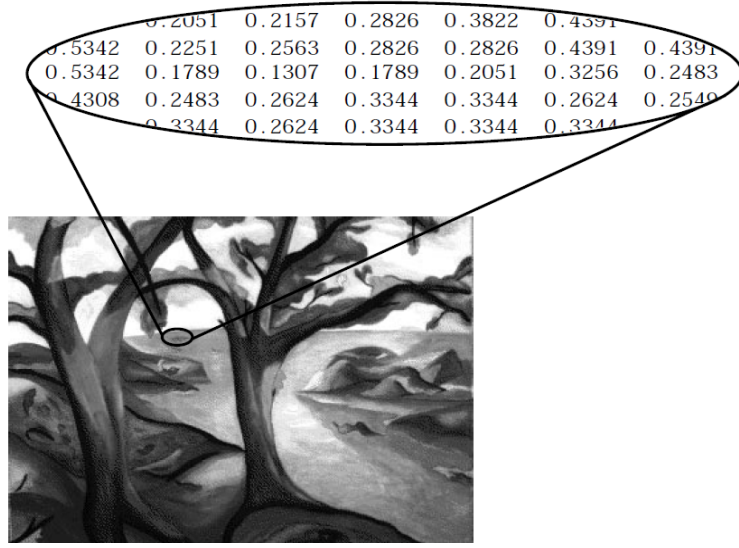
Şekil 2.42 Sürekli bir görüntü ve dijitalleştirilmiş görüntüsü

Dijital resimlerde renkli görüntüler, her bir piksele renk paletinden bir rengi belirlemek için bir tamsayı- indis- ataması ile elde edilir. Renk paletindeki her bir renk indisi ise üç katsayı ile belirlenir. Dolayısıyla tek bir renkli dijital resim aslında aynı büyüklükte üç farklı renk katsayısından oluşan resim olarak depolanmaktadır (Şekil 2.43).



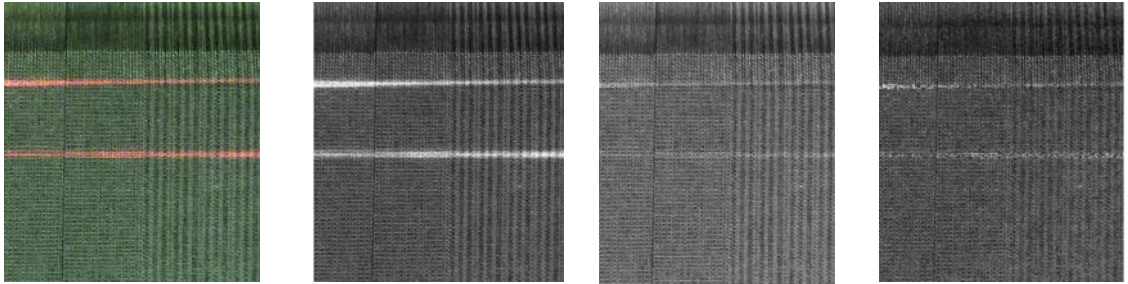
Şekil 2.43 Renkli görüntü ve RGB uzayındaki katsayılar

MATLAB programında gri değerli dijital resimler her bir pikselin bir elemanı olduğu tek bir matris olarak ifade edilirler (Şekil 2.44).

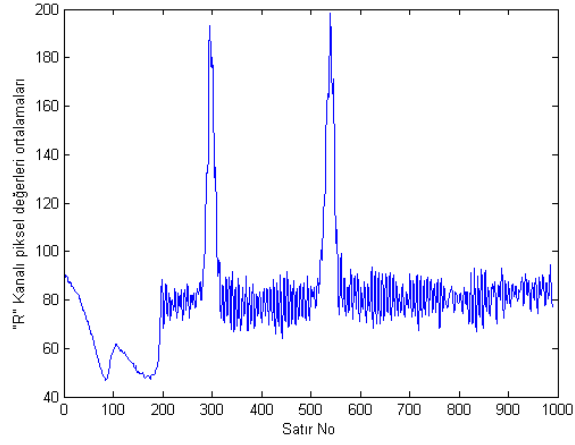


Şekil 2.44 Gri skalada görüntü ve katsayılar

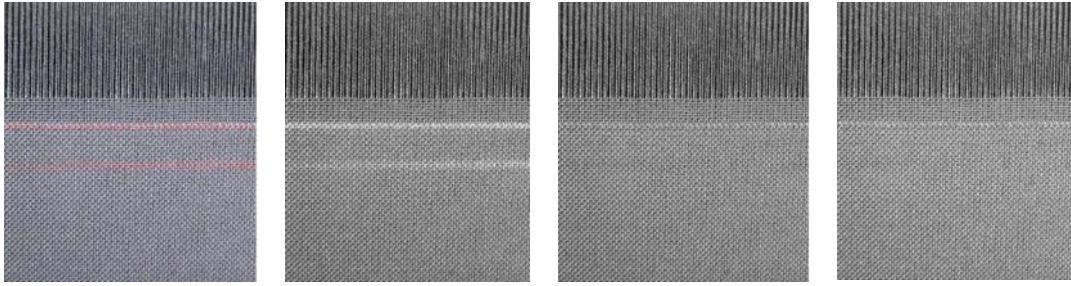
Renkli görüntü üzerindeki her bir piksel renk değerini belirlemek için üç ayrı katsayının bulunması gerekmektedir. Yani tek bir renkli görüntünün eşdeğer büyüklüğünde üç farklı renk görüntü bilgisi bulunmaktadır. Buradan hareketle referans çizgisinin konumunu, yani parlak kırmızı rengi, kırmızı renk katsayılarının bulunduğu kanalda aramak doğru bir yaklaşım olacaktır (Yıldırım ve Başer, 2009).



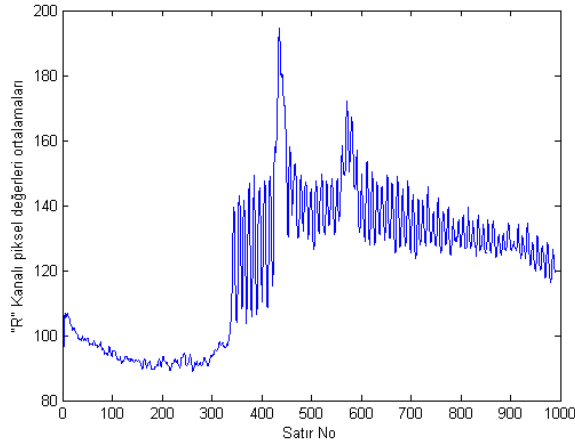
Şekil 2.45 RGB uzayında her bir kanal görüntüsü



Şekil 2.46 R kanal satır ortalamaları grafiği



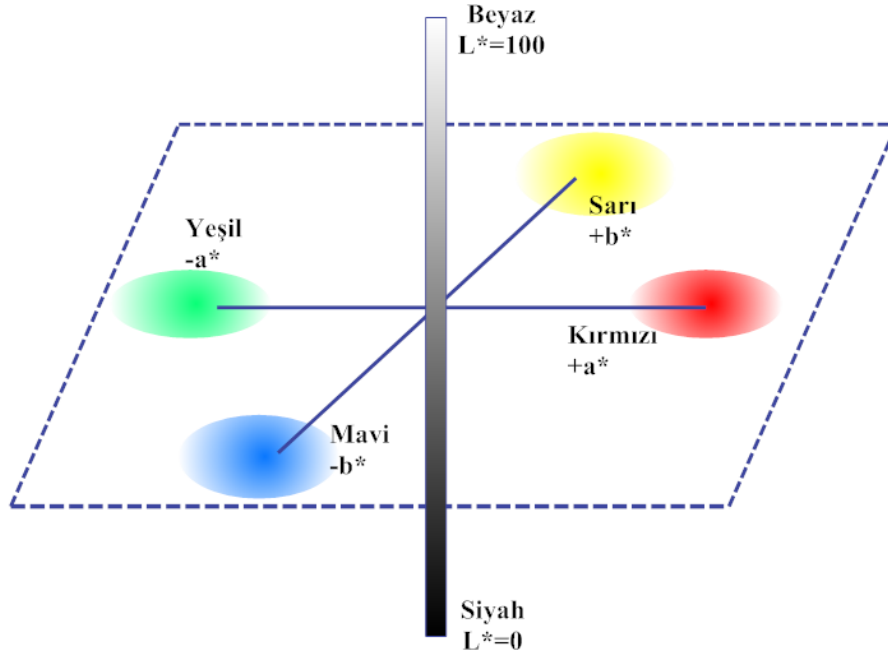
Şekil 2.47 RGB uzayında her bir kanal görüntüsü



Şekil 2.48 R kanal satır ortalamaları grafiği

Renkli görüntülerin, “R” kanalındaki katsayıların işlenmesi sonucu elde edilen ayrıştırma, görüntü alma sisteminde özel bir ışıklandırma kullanılmadığı için tek renkli kumaşlarda çok başarılı olamamıştır.

CIE  $L^*a^*b^*$  renk modeli, rengin insan tarafından algılanış şeklini temel alır. Lab modeli aygıttan bağımsız bir renk modeli olarak kabul edilir. CIE  $L^*a^*b^*$  renk modelinde, Siyah (0)'dan beyaz (100)'e kadar değişen bir açıklık bileşeni (L) vardır. Renk panelinde a bileşeni (yeşil-kırmızı eksen) ve b bileşeni (mavi-sarı eksen) belirtir (Şekil 2.49).



Şekil 2.49 CIE  $L^*a^*b^*$  renk uzayı

CIE  $Lab^*$  renk uzayına aşağıdaki dönüşüm formülleri ile alınan görüntülerde  $a^*$  kanal katsayılarının satır ortalamaları alındığında referans çizgilerin konumları grafiklerdeki tepe noktaların belirlenmesi ile oldukça net olarak bulunabilmektedir.

$L^*$ : Açıklık-Koyuluk Eksen Değeri

$a^*$ : Kırmızı-Yeşil Eksen Değeri

$b^*$ : Sarı-Mavi Eksen Değeri

$$L^* = 116f(Y/Y_n) - 16 \quad (2.72)$$

$$a^* = 500[f(X/X_n) - f(Y/Y_n)]$$

$$b^* = 200[f(Y/Y_n) - f(Z/Z_n)]$$

eğer  $t > 0.008 856$  ise  $f(t) = t^{1/3}$ , değilse  $f(t) = 7.787t + 16/116$ 'dir.

$(X_n, Y_n, Z_n)$  değerleri  $(X, Y, Z)$  değerleri için referans beyaz noktayı vermektedir.

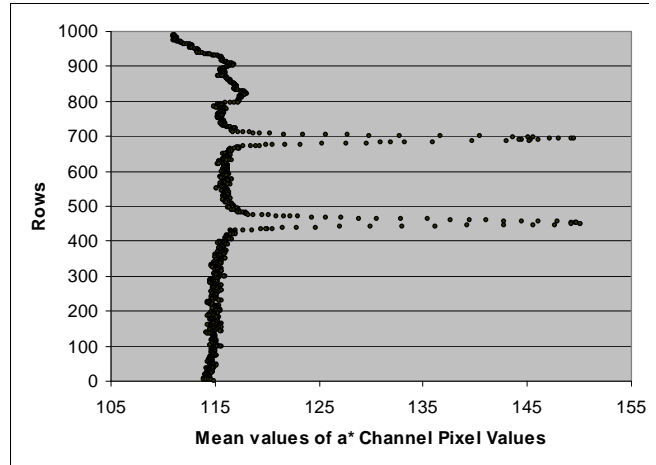
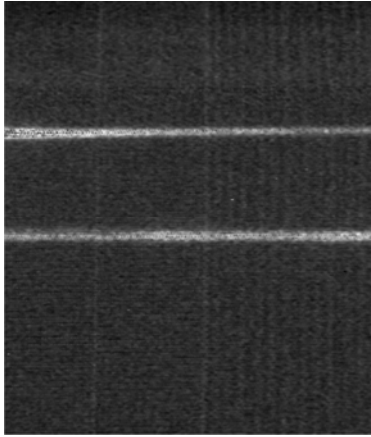
RGB uzayından CIE  $L^*a^*b^*$  uzayına dönüşüm ara bir basamak olan XYZ gerektirmektedir:

$$X = 0.412453R + 0.357580G + 0.180423B$$

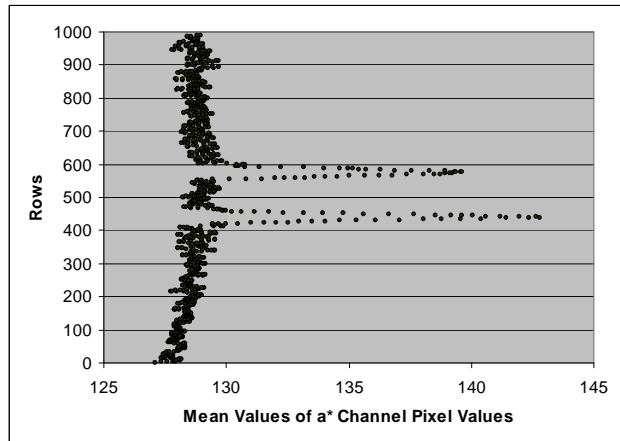
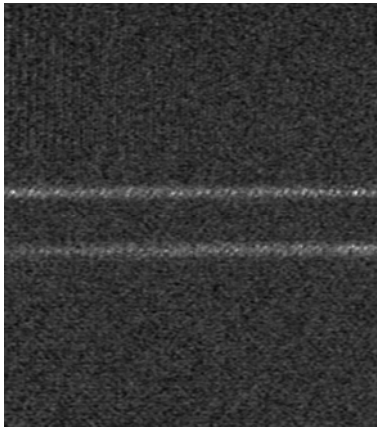
$$Y = 0.212671R + 0.715160G + 0.072169B$$

(2.73)

$$Z = 0.019334R + 0.119193G + 0.950227B$$

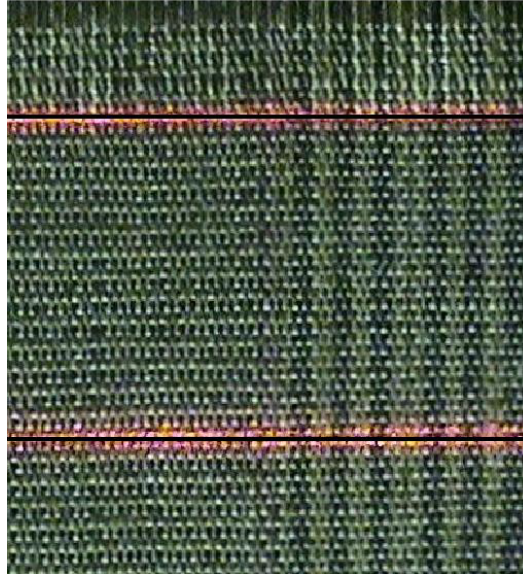


Şekil 2.50 Desenli kumaş a-a\* uzayı katsayılarının gri skala görüntüsü  
b- a\* uzayı kasayılarının satır ortalamaları



Şekil 2.51 Tek renkli kumaş a-a\* uzayı katsayılarının gri skala görüntüsü  
b- a\* uzayı kasayılarının satır ortalamaları





Şekil 2.52 Belirlenmiş referans çizgiler

*2.3.2.3.3 Kumaş Çizgisi Konumunun Belirlenmesi.* Alınan görüntülerde kumaş ve çözgü iplik sistemi birlikte görüntülenmektedir. Dokuma makinasında en son kumaş içerisine dahil edilen atkının konumu olarak tanımlanabilecek kumaş oluşum çizgisinin konumu alınan görüntüler içerisinde çözgü ve kumaşın kesişiminde bulunmaktadır. Dolayısıyla alınan görüntülerde kumaş oluşum çizgisinin konumunun belirlenmesi, kumaş ve çözgü ipliklerinin bölgesel ayrımı sonucu bulunabilir (Yıldırım ve Başer, 2011). Bölütlemeyi sağlamak için geliştirilmiş olan metot aşağıda açıklanmaktadır.

Görüntüler incelendiğinde çözgü ve kumaş olmak üzere yatay olarak birbirinden ayrılmış iki bölgenin var olduğu görülmektedir. Bu bölgeleri yatay olarak ayıran konum kumaş oluşum çizgisidir. Dolayısıyla iki bölgenin sınırları tam olarak belirlenebilirse kumaş oluşum çizgisinin konumu da hassas olarak belirlenebilecektir. Dokuma kumaşların farklı örgüler ve/veya renkli iplikler nedeniyle yüzey görüntüleri çok değişken olabilmektedir. Ancak çözgü ipliklerinin görüntü içerisinde düşey yönde daha homojen bir bölge oluşturdukları görülmektedir. Bu nedenle kumaş bölgesinin ayrımı yerine çözgü iplikleri bölgesinin ayrımı için geliştirilecek metot daha genel kullanıma sahip olacaktır. Görüntüler yukarıdan aşağı satır satır incelendiğinde çözgü iplik bölgesinin belirlediği satır karakteristik özellikleri

kumaşın başladığı bölgeye kadar sürmekte, kumaş bölgesinde ise her kumaş için farklı örgü ve renkli iplik özelliklerine göre belirlenen daha farklı karakteristik bir özellik ortaya çıkmaktadır. Çözümlü iplik bölgesinin en önemli karakteristiklerinden biri çözümlü ipliklerinin görüntü içerisinde düşey yönde yerleşiminden dolayı çözümlü iplik bölgesinde yatay detaylar bulunmamasıdır. İlk yatay detaylar atkı ipliklerinden kaynaklanmakta ve bunlar da ancak kumaş oluşumu için gerekli olan çözümlü atkı kesişimlerinin bulunduğu dokunmuş kumaş bölgesinde ortaya çıkmaktadır. Dolayısıyla yatay detayların belirginleşmesini sağlamak için bu yatay detayların, görüntüler yukarıdan aşağıya incelendiğinde, çözümlü iplikleri arasında bulunmayarak ilk kez kumaş bölgesine geçilirken görüleceği gerçeğinden yola çıkılmıştır.

### 2.3.2.3.3.1 Dalgacık Dönüşümü (Wavelet Transform)

Dalgacık dönüşümü, Fourier dönüşümü gibi durağan ve durağan olmayan sinyal analizinde kullanılmaktadır. Bu dönüşümü Fourier dönüşümünden ayıran en önemli özellik, Fourier dönüşümünde bir sinyalin frekans bilgisi elde edilirken dalgacık dönüşümünde, verilen bir sinyalin aynı anda hem zaman hem de frekans uzayında temsilinin elde edilmesidir (Mallat,1989 ve Mallat, 1999).

Dalgacıklar (wavelets), ana dalgacık denilen  $\psi(t)$  gibi bir fonksiyondan üretilmiş,  $\psi_{ab}(t)$  fonksiyon aileleridir: Bu dönüşüm

$$\psi_{a,b}(t) \equiv \frac{1}{\sqrt{|a|}} \psi\left(\frac{t-b}{a}\right) \quad (2.74)$$

eşitliği ile dönüşüm katsayısı b ve ölçekleme katsayısı a ile ifade edilmektedir.

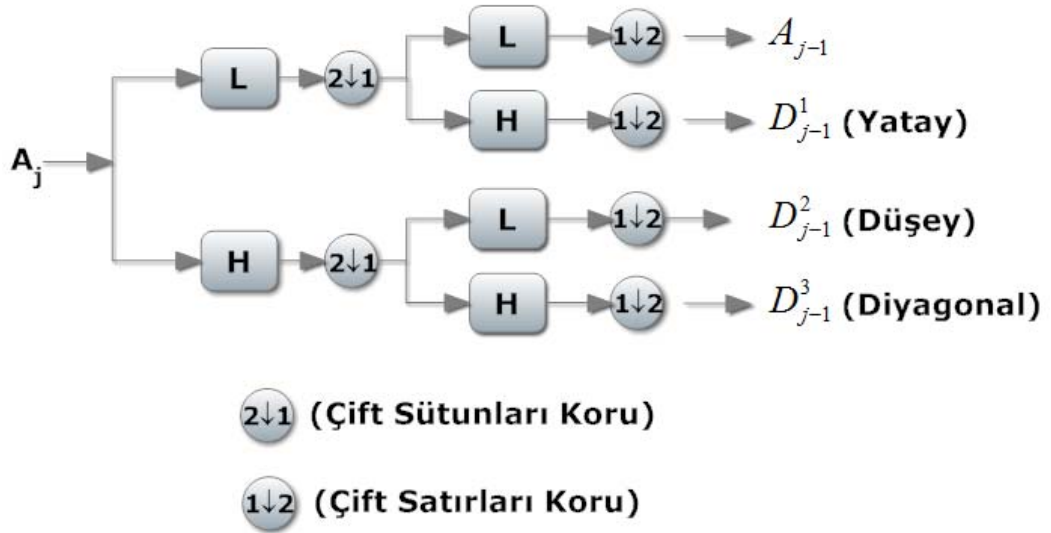
Fonksiyonun sürekli dalgacık dönüşümünü almak için, fonksiyon  $f(t)$ , ile dalgacık fonksiyonunun kompleks konjügesi ( $\psi_{ab}^*(t)$ ) ile çarpımı ve bunun tüm t'ler için integre edilmesi ile elde edilir.



$$Wf(a, b) \equiv \int_{-\infty}^{\infty} f(t) \psi_{ab}^*(t) dt \quad (2.75)$$

Görüntüler için, 2D kesikli dalgacık dönüşümü ayrılabilir filtreler ile ilk olarak yatay olarak ve sonra da dikey olarak, bir “yüksek geçiren” (High Pass) filtre ile ve “alçak geçiren” (Low Pass) filtre ile temizlenerek hesaplanabilmektedir. Görüntüleri  $j$ . düzey dalgacık dönüşümü uygulanarak hem satırları hem de sütunların yarısı büyüklüklerinde dört farklı yoğunluk görüntüleri elde edilmektedir. Bu görüntüler yaklaşık görüntü  $A_{j-1}$  ve detay katsayıları  $D_{j-1}^1$ ,  $D_{j-1}^2$ , ve  $D_{j-1}^3$  görüntüleridir. Yaklaşık katsayıları “alçak geçiren” filtre ile, detay katsayıları ise “alçak geçiren” ve “yüksek geçiren” filtrelerin kombinasyonları ile elde edilmektedirler.

Alınan görüntülerde çözgü iplik ve kumaş bölgelerini ayırmak için detay katsayılarından yalnızca yatay detay katsayılarının kullanımı yeterli olacaktır. Görüntülerin orijinal boyutlarında bölütleme işlemi oldukça uzun sürmekte ve çoğu zaman da başarısız olsaydı da bu yöntemle işlenmesi gereken görüntü boyutları hem satır hem de sütun boyutlarının yarıya inmiş olmalarından dolayı işlem oldukça hızlanmaktadır.



Şekil 2.53 2D kesikli dalgacık dönüşümü

### 2.3.2.3.3.2 Öznitelik Çıkarımı

Öznitelik bölütleme oldukça yaygın olarak kullanılan bir bölütleme metodudur. Öznitelik için bir çok yöntem birlikte kullanılarak oluşturulan öznitelik değer vektörlerinin değerlendirilmesi ile görüntü içerisindeki herhangi bir noktanın hangi nesneye dahil olan nokta olduğu belirlenmeye çalışılmaktadır. Önerilen kumaş-çözümlü iplik sistemi bölütleme yöntemi için yalnızca hareketli pencere yardımıyla standart sapmaların hesaplanması ile oluşturulacak öznitelik vektörü tek veri ile dahi sonuca ulaştırmaktadır.

3x3 matris büyüklüğündeki alandaki verilerin standart sapmaları hesaplanarak bunlar ortadaki değerler öznitelik verisi olarak kaydedilmektedir. Daha sonra oluşturulacak olan dalgacık dönüştürme sonucu elde edilen yatay detay katsayılarının standart sapmalarından oluşan aynı boyutlu görüntü ile ayırım gerçekleştirilmektedir.

### 2.3.2.3.3.3 Kümeleme İşlemi

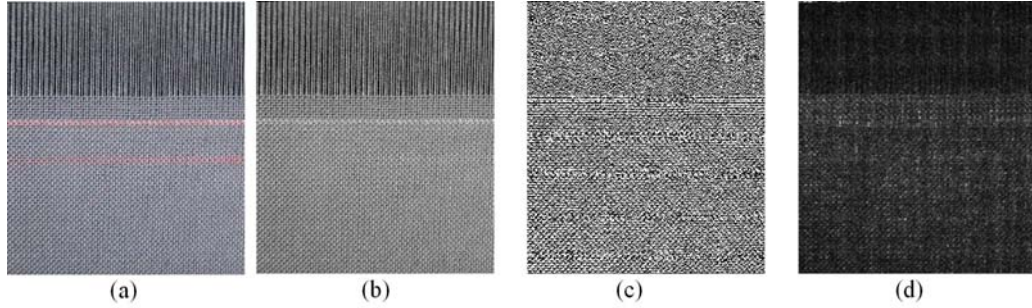
Öznitelik matrisi elde edildikten sonra uygun bir kümeleme yöntemi ile bölütlemenin gerçekleştirilmesi gerekmektedir. Bunun için k-means kümeleme yöntemi klasik olarak kullanılan yöntemlerin başlıcalarındandır. k-means kümeleme yapabilmek için tüm görüntünün önceden kaç kümeden oluştuğunun belirtilmesi gerekliliği birçok uygulamada dezavantaj olarak görülse de bizim metodumuzda iki bölge olduğu bilindiğinden k-means kümeleme yönteminin kullanımı uygun olmaktadır.

Her bir gözlemin d-boyutlu gerçek bir vektör olduğu bir takım gözlemler ( $x_1, x_2, \dots, x_n$ ) k-means kümeleme ile k adet ayrık altkümeyle, bir kümeleme kriterinin optimize edilmesi ile ayrılmaktadır.

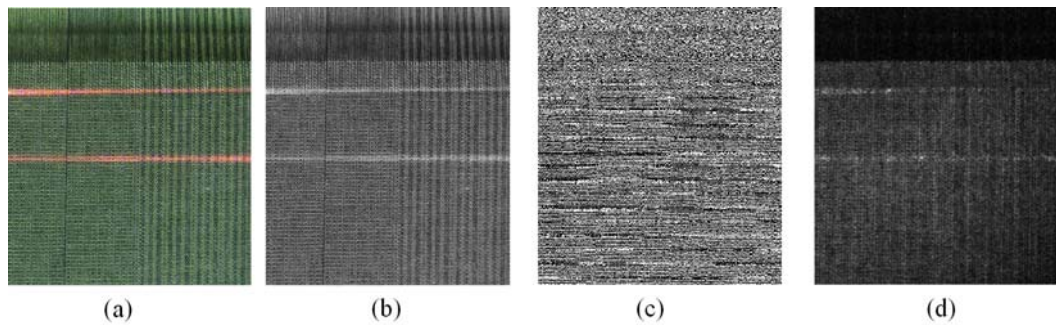
Kümeleme işlemi sonucu çözgü-dokunmuş kumaş sistemi iki ayrı bölgeye ayrılmaktadır. Böylece kumaş oluşum çizgisinin konumu bulunabilmektedir. Yalnız kümeleme daha önce elde edilmiş yatay detay katsayılarının boyutunun orijinal

görüntünün düşey yönde yarıya indirilmesi ile elde edildiği için katsayıların iki ile çarpılarak orijinal görüntüde tam yeri belirlenebilmektedir.

Önerilen metot, kumaş oluşum çizgisinin konumunun ve referans çizgilerinin yerinin tespitini sağlamaktadır. İki adet referans çizgi kullanılması, görüntü üzerinde gerçekte aralarındaki mesafenin biliniyor olmasından dolayı, her görüntü için kalibrasyonu sağlayacak bir araç bulunması anlamına gelmektedir. Referans çizgileri sabit olduğundan, yeri belirlenecek olan kumaş oluşum çizgisinin konumunun referans çizgilerinden uzaklıkları sürekli tespit edilerek hem mesafe tespiti hem de farklı koşullarda değişimleri için bu yöntem kullanılabilir.



Şekil 2.54 a-Orijinal görüntü b-Gri skala görüntüsü (0-256) c-1 düzey dalgacık dönüşümü sonrası yatay detay katsayıları d- filtrelenmiş yatay detay katsayı değerleri



Şekil 2.55 Tek renk kumaş a-Orijinal görüntü b-Gri skala görüntüsü (0-256) c-1 düzey dalgacık dönüşümü sonrası yatay detay katsayıları d-filtrelenmiş yatay detay katsayı değerleri

### 2.3.3.4 Tezgah Üzerindeki Kumaşta Atkı Sıklığı Ölçümü

Alınan görüntüler dokuma makinası hep aynı ana mil konumunda (derecesinde) durdurularak alınmıştır. Böylece kumaş oluşum çizgisi konum değişimleri farklı atkı sıklıkları için kıyaslanabilir olacaktır. Ayrıca aynı ana mil derecesinde durdurulan dokuma makinasında tarak konumu ve çerçevelerin konumu hep aynı kalacak, böylece geometrik olarak çözgü geriliminin değişimi sadece dokunan kumaşa bağlı değişimleri içerecektir.

Dokuma tezgahı üzerinde atkı sıklıklarını belirlemek için sistemde daha önce kalibrasyon için kullanılmış referans çizgileri birbirlerine uzaklıkları belirlidir. Referans çizgilerin konumlarının bulunması için geliştirilmiş bu metodun kullanımı uygun olacaktır. Bulunan referans çizgileri bölütleme için kullanılacak ve atkı ipliklerinin sayısı sadece bu alan için bulunabilirse, tel/mesafe olarak belirlenecek sıklık dokuma tezgahındaki kumaşın atkı sıklığını verecektir.

2.3.3.4.1 *Atkı İpliklerinin Belirlemesi.* Atkı ipliklerini belirlemek için görüntü işleme yöntemlerinden biri olan ve görüntü içindeki gürültülerin giderilmesi için kullanılan medyan filtreleme tekniği kullanılmıştır.

Genellikle  $n \times n$  gibi kare matris filtreleme ile kullanılan medyan filtreleme için  $[1 \times n]$  gibi bir satır vektörü kullanılmıştır. Atkı ipliklerinin yatay sıralar halinde aynı iplik görüntüsünü vermesi aralarında kesişmelerden kaynaklı ancak daha az sayıda bulunan farklı yoğunluklu piksellerin giderilmesi için uygundur (Yıldırım ve Başer, 2009).



Şekil 2.56 Medyan filtrenmiş referans çizgileri arasındaki bölge

Genellikle görüntünün işlenerek sonraki adımlara hazırlanması için kullanılan medyan filtreleme tekniği önerilen metot ile atkı iplik konumlarının belirlenmesi için de kullanılabilir.

Atkı sıklıklarını bulmak için farklı görüntü işleme yöntemleri kullanılmasına karşın en etkili yöntemlerden birinin görüntülerin satır ortalamaları alınarak incelenmesidir.

#### *2.3.3.5 Tezgahta Atkı Aralıkları*

Atkı aralıklarını belirlemek için atkı ipliklerinin konumlarının tek tek belirlenmesi gerekmektedir. Atkı sıklığının bulunması için birim uzunluktaki atkı sayısının belirlenmesi yeterli olmakla birlikte, atkı iplik konumlarının ayrı ayrı belirlenmesi zorunluluğu atkı sıklığının bulunmasında uygulanandan farklı bir yöntem kullanılmasını gerekli kılmaktadır. Daha önceki çalışmalarda atkı sıklıklarının sayımına yönelik geliştirilmiş olan görüntü analiz metotlarında genel olarak Fourier dönüşümlerinden yararlanılmıştır. Ancak, bu durumda atkı aralıklarının değişimini gözlemlemek atkıların dokuma kumaş yapısında bulunma frekanslarından yola çıkılarak mümkün olmamaktadır. Oysa atkı sıklıkları dokuma tezgahı üzerinde ayarlanan değerden farklı olabilmektedir. Ayrıca son atılan atkının geri sıçraması olayının analiz edilebilmesi ve daha önceki atkıların aralıklarının değişken olup olmadığının değerlendirilebilmesi için yeni bir görüntü analiz yöntemi geliştirilmesi gerekmektedir.

## **2.4 Bilgisayar Programı**

Teorik çalışmanın uygulanması için bilgisayar programı geliştirilmiştir. VB 6.0 dilinde yazılan programın genel çözüm akışı daha önce verilen formülleri kullanmaktadır.

Parametre Giriş Modülü

Çözgü İplik No (Derne)

Atkı İplik No (Derne)

Çözgü İplik Eğilme Rijitliği (B1)

Atkı İplik Eğilme Rijitliği (B2)

Sürtünme Katsayısı

Çözgü Sıklığı (Tezgahta) tel/cm

Atkı Sıklığı (Tezgahta) Tel/cm

Serbest Kumaş Uzunluğu (cm)

Çözgü İplik Özgül Hacmi  cm<sup>3</sup>/gr

Atkı İplik Özgül Hacmi  cm<sup>3</sup>/gr

Lif Özgül Ağırlığı (Çözgüde)

Lif Özgül Ağırlığı (Atkıda)

Temel Çözgü Gerginliği gr/end

Çözgü İpliği Yay Sabiti

Atkı İpliği Yay Sabiti

Tefe Hareketi

İleri  Başlama  Bitiş

Geni

Bekleme

Çerçeve Hareketi

Kapanma  Başlama  Bitiş

Açılma

Bekleme

Yaklaşım 1

Yaklaşım 2

Kumaş Oluşum Çözgisinin Çerçevelerden uzunluğu (cm)

Lc1  cm

Lc2  cm

Lc3  cm

XTs  cm

w  cm

Çerçeve Maksimum Yüksekliği (h<sub>max</sub>)  cm

cdol

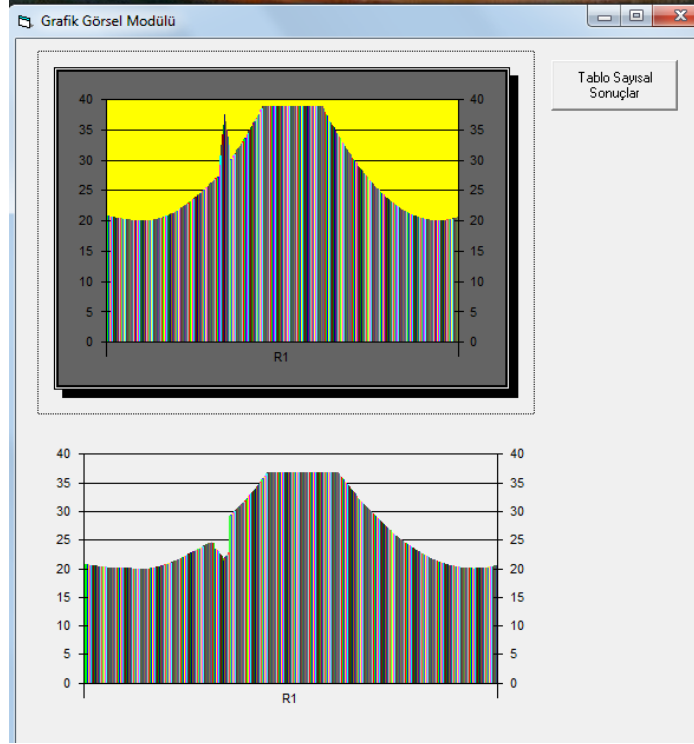
h(alt)

h(üst)

Hesapla

Şekil 2.57 Bilgisayar programı ara yüzü

Bilgisayar programında grafik olarak istenilen değerlerin gösterimi için modül hazırlanmıştır.



Şekil 2.58 Bilgisayar programı grafik arayüzü

Bilgisayar programında elde edilen sonuçları tablo olarak veren ve kopyalanarak diğer programlarda işlenebilir formatta sunan tablo gösterimi Şekil 2.60'ta verilmiştir.

0	0	0	0	0	0
29.310772	29.195658	29.310772	29.310772	29.310772	29.310772
29.131639	29.018655	29.131639	29.131639	29.131639	29.131639
28.953629	28.842744	28.953629	28.953629	28.953629	28.953629
28.776742	28.667926	28.776742	28.776742	28.776742	28.776742
28.600977	28.4942	28.600977	28.600977	28.600977	28.600977
28.426335	28.321567	28.426335	28.426335	28.426335	28.426335
28.252815	28.150028	28.252815	28.252815	28.252815	28.252815
28.080419	27.979583	28.080419	28.080419	28.080419	28.080419
27.909147	27.810233	27.909147	27.909147	27.909147	27.909147
27.738997	27.641977	27.738997	27.738997	27.738997	27.738997
27.569971	27.474817	27.569971	27.569971	27.569971	27.569971
27.402069	27.308753	27.402069	27.402069	27.402069	27.402069
27.235291	27.143786	27.235291	27.235291	27.235291	27.235291
27.069636	26.979915	27.069636	27.069636	27.069636	27.069636
26.905106	26.817141	26.905106	26.905106	26.905106	26.905106
26.7417	26.655465	26.7417	26.7417	26.7417	26.7417
26.579418	26.494987	26.579418	26.579418	26.579418	26.579418
26.41826	26.335408	26.41826	26.41826	26.41826	26.41826
26.258228	26.177028	26.258228	26.258228	26.258228	26.258228
26.09932	26.019747	26.09932	26.09932	26.09932	26.09932
25.941537	25.863665	25.941537	25.941537	25.941537	25.941537
25.784879	25.708484	25.784879	25.784879	25.784879	25.784879
25.629346	25.554504	25.629346	25.629346	25.629346	25.629346
25.474938	25.401625	25.474938	25.474938	25.474938	25.474938
25.321656	25.249847	25.321656	25.321656	25.321656	25.321656
25.169499	25.09917	25.169499	25.169499	25.169499	25.169499
25.018468	24.949597	25.018468	25.018468	25.018468	25.018468
24.868563	24.801125	24.868563	24.868563	24.868563	24.868563
24.719783	24.653757	24.719783	24.719783	24.719783	24.719783
24.57213	24.507492	24.57213	24.57213	24.57213	24.57213
24.425603	24.362332	24.425603	24.425603	24.425603	24.425603
24.280302	24.218275	24.280302	24.280302	24.280302	24.280302
24.135927	24.075323	24.135927	24.135927	24.135927	24.135927
23.992779	23.933476	23.992779	23.992779	23.992779	23.992779
23.850758	23.792734	23.850758	23.850758	23.850758	23.850758

Şekil 2.60 Veri kopyalama arayüzü

Teorik analizin çözüm akış şeması aşağıda verilmiştir.

Veriler
$\rho_i = 3,14 ; e = 2,71$ $N_1 ; N_2 ; \rho_1 ; \rho_2 ; \nu_1 ; \nu_2$ $X_{Ts} ; w ; cfd_0 ; LC_2 ; LC_3 ; h_{alt} ; h_{ust} ; L_K ; S_1 ; S_2$ $T_{C0} ; \lambda_1 ; \lambda_2 ; B_1 ; B_2 ; \mu$ $\phi_{C1} ; \phi_{C2} ; \phi_{C3} ; \phi_{C4} ; \phi_{T1} ; \phi_{T2} ; \phi_{T3} ; \phi_{T4}$

Ön Hesaplamalar
$h ; X_T ; LC_1 ; p_2 ; d_1 ; d_2 ; d'_1 ; d'_2 ; cfd$

### Aşama 1

Veriler
$h ; X_T ; LC_1 ; LC_2 ; p_2 ; d_1 ; d_2 ; d'_1 ; d'_2 ; cfd ; \lambda_1 ; \lambda_2$

Ön Hesaplamalar
$\alpha_1 ; \alpha_2 ; LC ; \delta ; p_1$

Kumaş Hesaplamaları
$h_{2a1} ; h_{1a1} ; \beta_{1a1} ; \beta_{2a1} ; h_{2a0} ; h_{1a0} ; \beta_{1a0} ; \beta_{2a0} ; T_{Cd}$

Sonuç
$T_{C1} ; T_K$
END

### Aşama 2

Veriler
$h ; X_T ; LC_1 ; LC_2 ; p_2 ; d_1 ; d_2 ; d'_1 ; d'_2 ; cfd ; \lambda_1 ; \lambda_2$

Ön Hesaplamalar
$\theta ; \alpha_1 ; \alpha_2 ; \delta$

Kumaş Hesaplamaları
$h_{2a1} ; h_{1a1} ; \beta_{1a1} ; \beta_{2a1} ; h_{2a0} ; h_{1a0} ; \beta_{1a0} ; \beta_{2a0}$ $h_{2bb} ; T_{Cda0} ; T_{C2} ; T_{Cd}$

Sonuç
$T_{C1} ; T_K ; T_T$
END



**Aşama 3**

Veriler
$h ; X_T ; L_{C1} ; p_2 ; d_1 ; d_2 ; d'_1 ; d'_2 ; cfd$
Ön Hesaplamalar
$L_B ; p'_2 ; \theta ; \alpha_1 ; \alpha_2 ; \delta$
Kumaş Hesaplamaları
$h_{2a1} ; h_{1a1} ; \beta_{1a1} ; \beta_{2a1} ; h_{2a0} ; h_{1a0} ; \beta_{1a0} ; \beta_{2a0}$
$h_{2bb} ; T_{Cda0} ; T_{C2} ; T_{Cd}$
END
Sonuç
$T_{C1} ; T_K ; T_T$
END

**Aşama 4**

Veriler
$h ; X_T ; L_{C1} ; p_2 ; d_1 ; d_2 ; d'_1 ; d'_2 ; cfd$
Ön Hesaplamalar
$L_B$
$p'_2$
$\theta, \alpha_1, \alpha_2,$
$\delta$
Kumaş Hesaplamaları
$h_{2a1} ; h_{1a1} ; \beta_{1a1} ; \beta_{2a1} ; h_{2a0} ; h_{1a0} ; \beta_{1a0} ; \beta_{2a0}$
$h_{2bb} ; T_{Cda0} ; T_{C2} ; T_{Cd}$
END
Sonuç
$T_{C1}, T_K, T_T$
END

## BÖLÜM ÜÇ

### SONUÇLAR

#### 3.1 Deneysel ve Teorik Sonuçlar

##### 3.1.1 Kumaş Oluşum Çizgisinin Konum Ölçümleri

Kumaş oluşum çizgisinin konum (KOÇK) ölçümü için önerilen yöntemin geçerliliği dokuma makinesi üzerinde yapılan bir dizi testlerle sınanmıştır. CCI SL8900s Numune Dokuma Makinesinde düz gri renkli bezayağı örgülü dokuma kumaş üzerinde yapılan denemeler farklı atkı sıklıklarında yapılmıştır. Tablo 3.1’de ölçüm sonuçları verilmektedir.

Tablo 3.1 CCI SL8900s Numune Dokuma Makinesi

Atkı Sıklığı (Tel/cm)	Görüntü Analiziyle Belirlenen KOÇK (mm)	Cetvelle Ölçülen (mm)
16	3,24	3
18	4,29	4
20	4,90	4
22	5,43	5
24	6,19	7
26	8,57	9
28	10,48	12

SMIT Textile Gs900 Dokuma Makinesi üzerinde farklı atkı sıklıklarında kumaş oluşum çizgisinin konum ölçümü renkli ipliklerle desenlendirilmiş bezayağı örgülü dokuma kumaş üzerinden yapılmış ve sonuçlar Tablo 3.2’de verilmiştir.

Tablo 3.2 SMIT Textile Gs900 Dokuma Makinesi

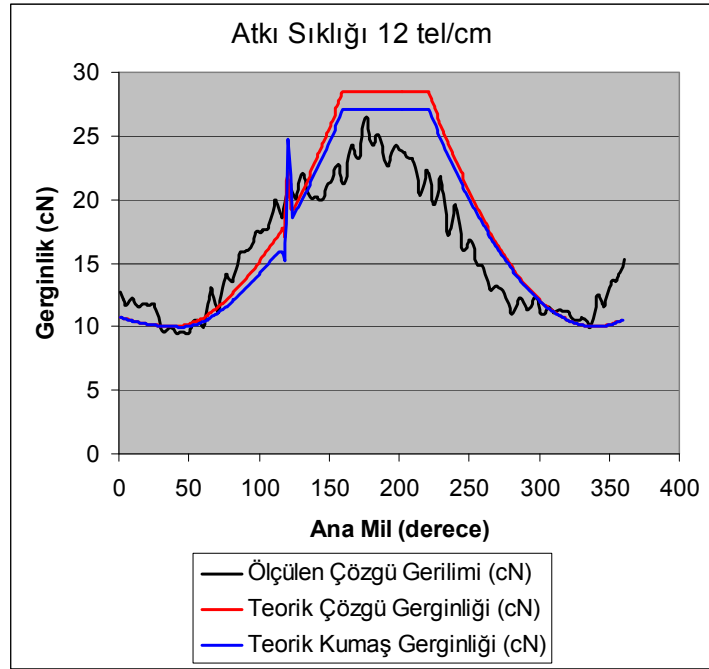
Atkı Sıklığı (Tel/cm)	Görüntü Analiziyle Belirlenen KOÇK (mm)	Cetvelle Ölçülen (mm)
12	3,60	3,0
14	3,87	3,5
16	4,33	4,0
18	4,53	4,0
20	4,67	5,0
22	7,53	7,0
24	8,67	9,0
26	10,67	11,0

Yöntem ile kumaş oluşum çizgisinin konum ölçümü teorik modellerde kullanım için yeterli hassasiyettedir. Bu çalışmada farklı atkı sıklıkları ile kumaş oluşum çizgilerinin konumları arasında ilişki incelendiğinde daha önceki araştırmacıların bulgularına paralel olarak atkı sıklığının düşük olduğu değerlerde kumaş oluşum çizgisinin konumu tarağın en ön ölü konumundan çok geride olmamakta, sıklık arttıkça düşük sıklıklarda azar azar ancak yüksek sıklıklara çıktıkça daha hızlı bir artış ile geriye giderek çerçevelere yaklaşmaktadır.

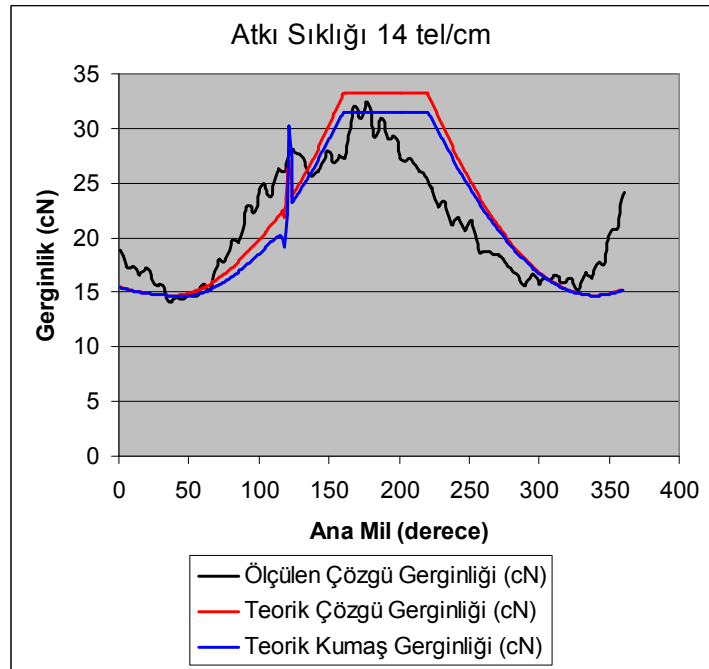
### **3.2 Ölçülen Çözü Gerginliği İle Teorik Modelden Hesaplanan Çözü Gerginliği ve Kumaş Gerginliği**

Ölçülen çözü gerginlikleri ile teorik modelden hesaplanan çözü ve kumaş gerginliklerinin zamana bağlı değişimi Şekil 3.1- Şekil 3.23'de verilen grafiklerde gösterilmiştir.

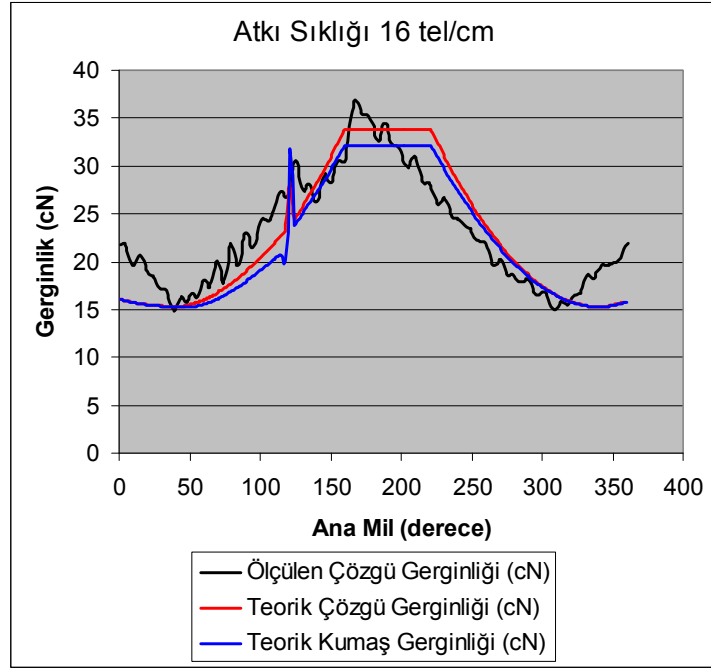
**1.Yaklaşım:** Çözü gerginliği her iki yaklaşımda da aynı yöntemle hesaplanmıştır. Ancak kumaş gerginliği üçüncü ve dördüncü aşamalarda hesaplanırken birinci yaklaşımda çözü gerginliğine bağlı olarak sürtünme kuvvetinin etkisiyle belirlenen gerginlik değişiminden hesaplanmıştır.



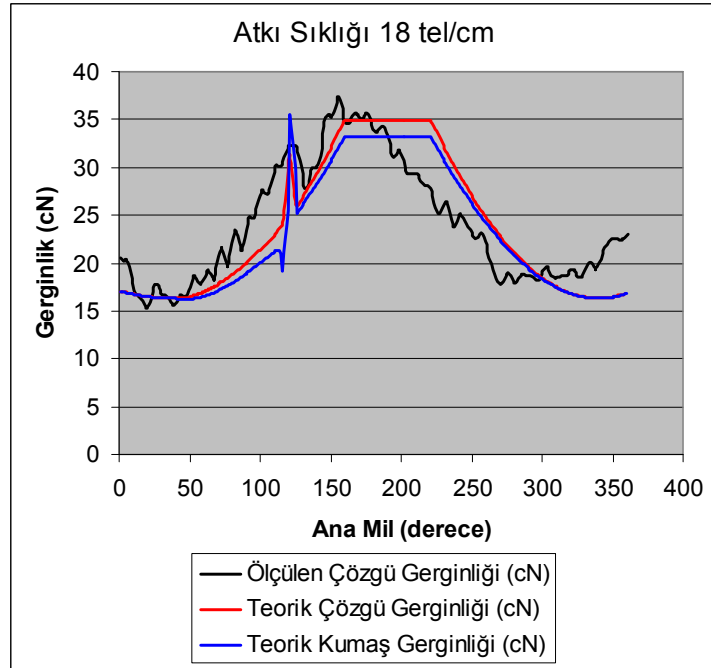
Şekil 3.1 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 12 tel/cm)



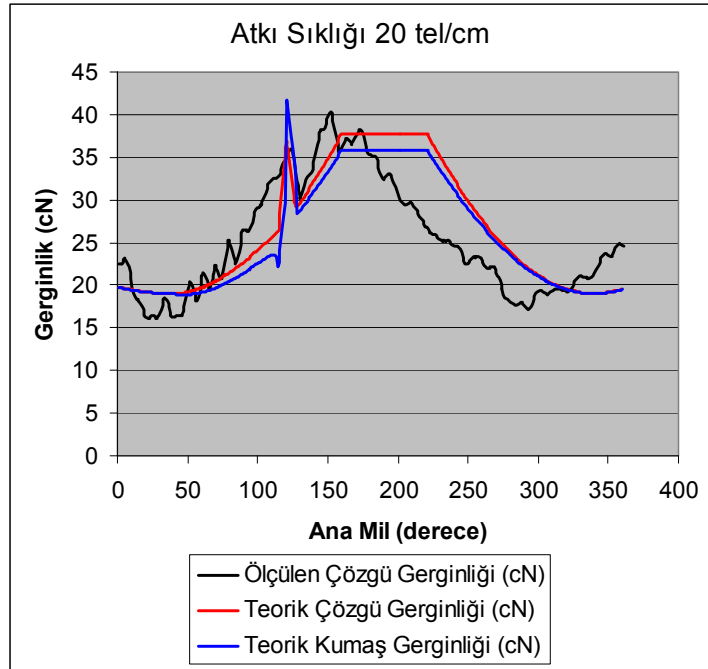
Şekil 3.2 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 14 tel/cm)



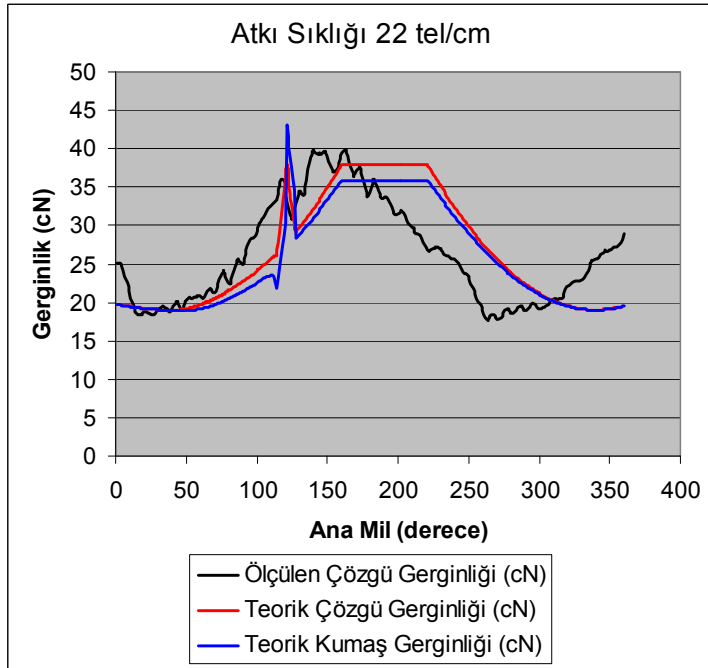
Şekil 3. 3 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 16 tel/cm)



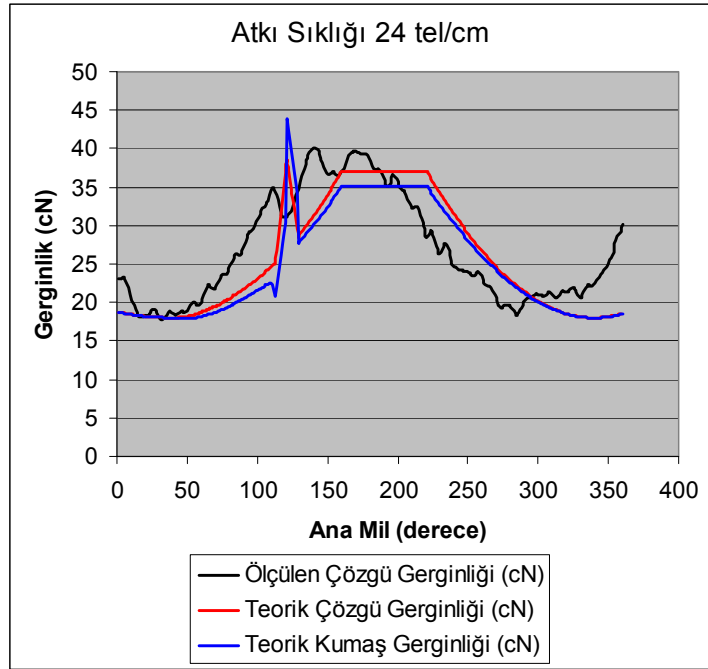
Şekil 3. 4 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 18 tel/cm)



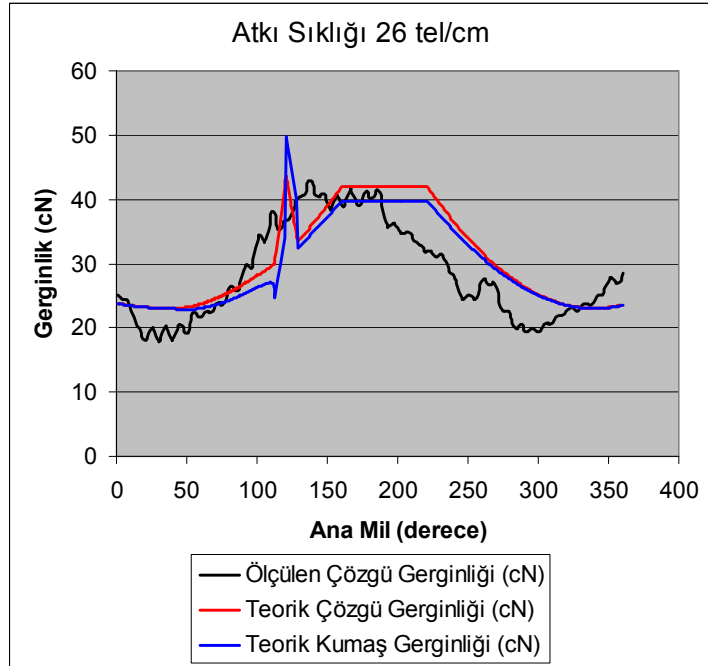
Şekil 3. 5 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 20 tel/cm)



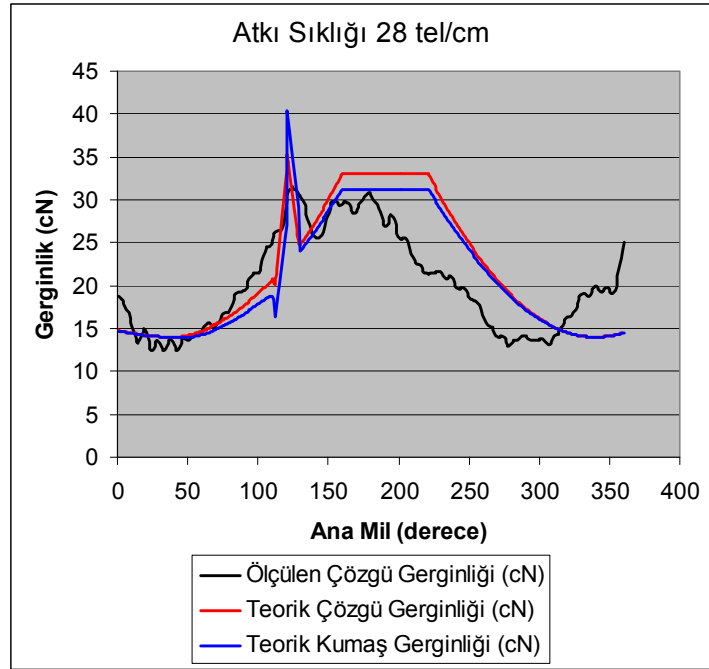
Şekil 3. 6 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 22 tel/cm)



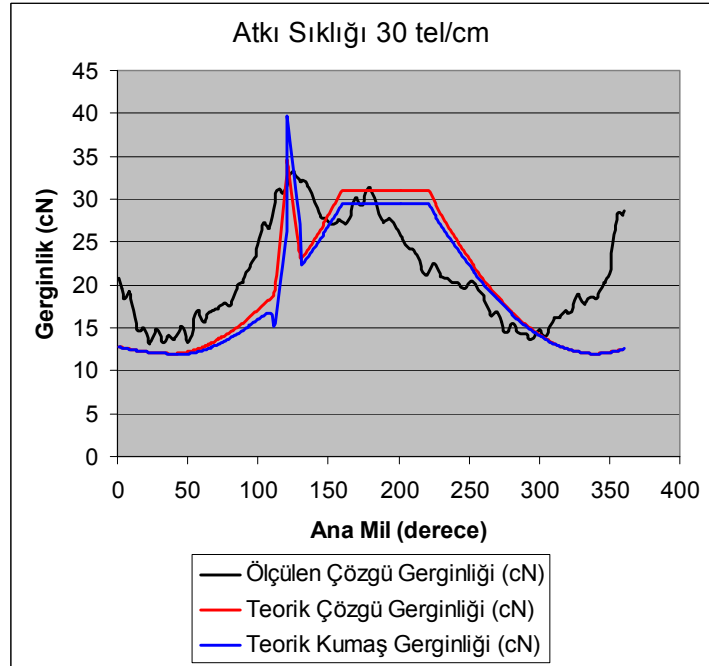
Şekil 3. 7 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 24 tel/cm)



Şekil 3. 8 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 26 tel/cm)

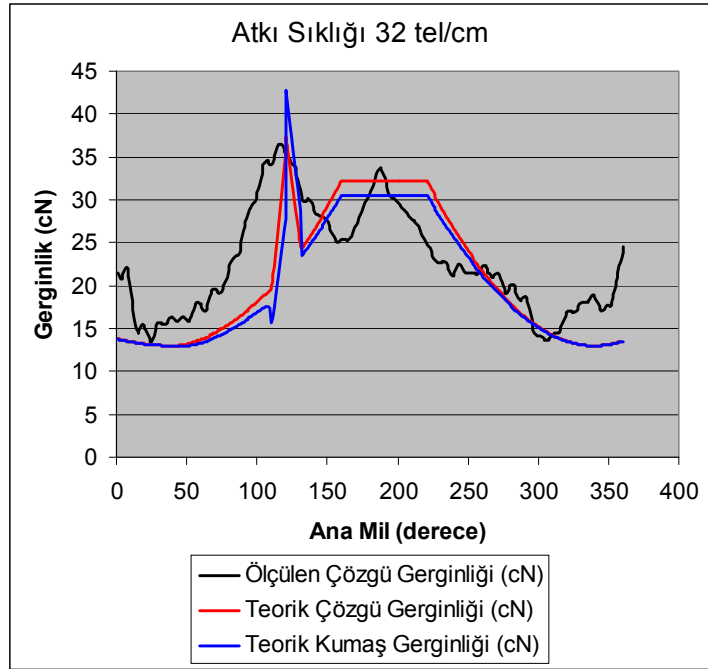


Şekil 3. 9 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 28 tel/cm)

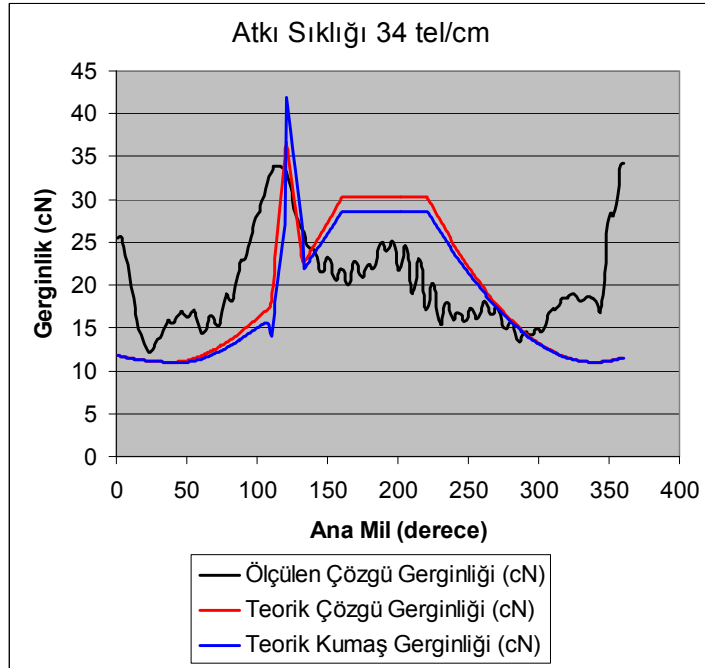


Şekil 3. 10 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 30 tel/cm)





Şekil 3. 11 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 32 tel/cm)

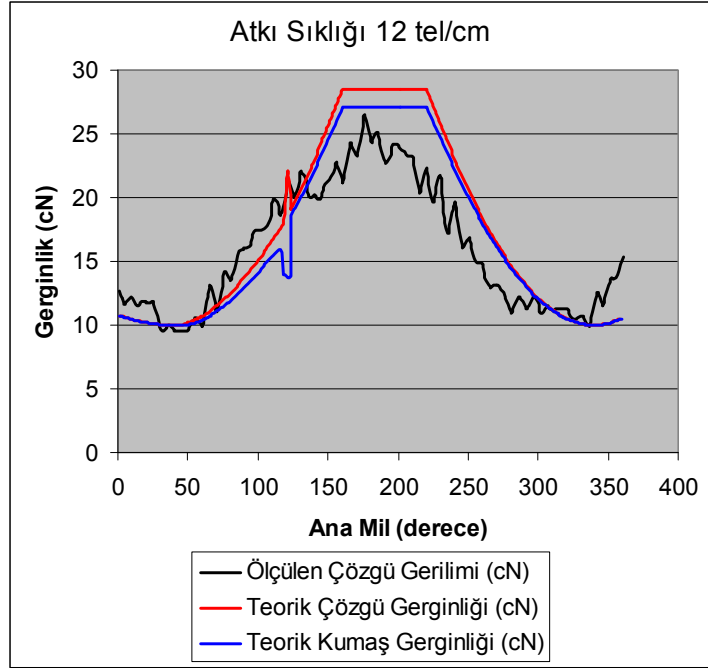


Şekil 3. 12 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 34 tel/cm)

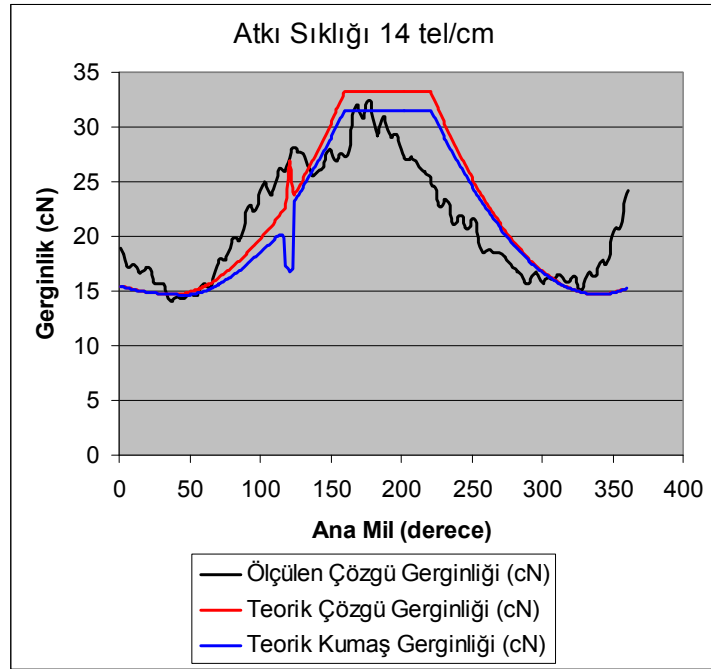
## 2. Yaklaşım

Bu yaklaşımda kumaş gerginliği üçüncü ve dördüncü aşamalarda hesaplanırken kumaşın çözgü gerginliğinden bağımsız olarak gergin bir yayın kısılmasına benzer

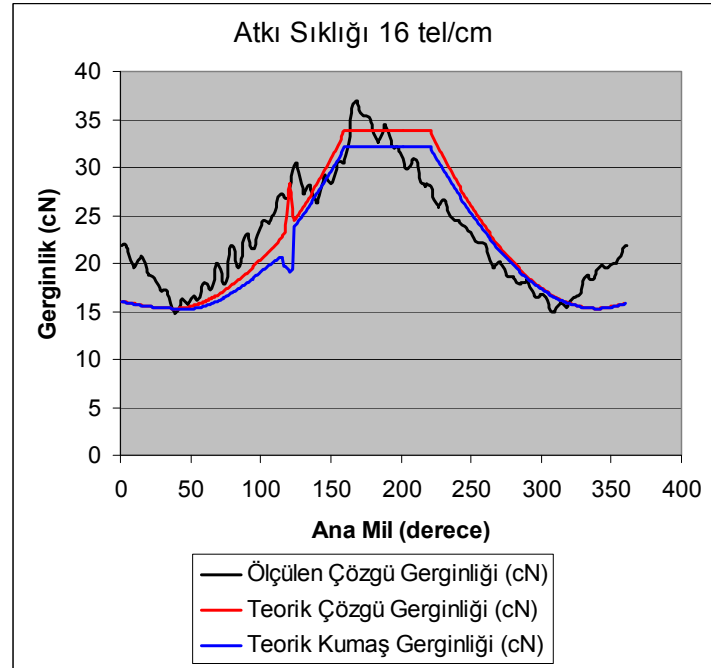
büzülme ile biçim değiştirdiği kabul edilip, bu aşamalarda kumaş içerisinde çözü ve atkı ipliklerinin kıvrım değişimleri sonucu oluşacak geometriye sebep olan kuvvetin hesaplanmasıyla belirlenmiştir.



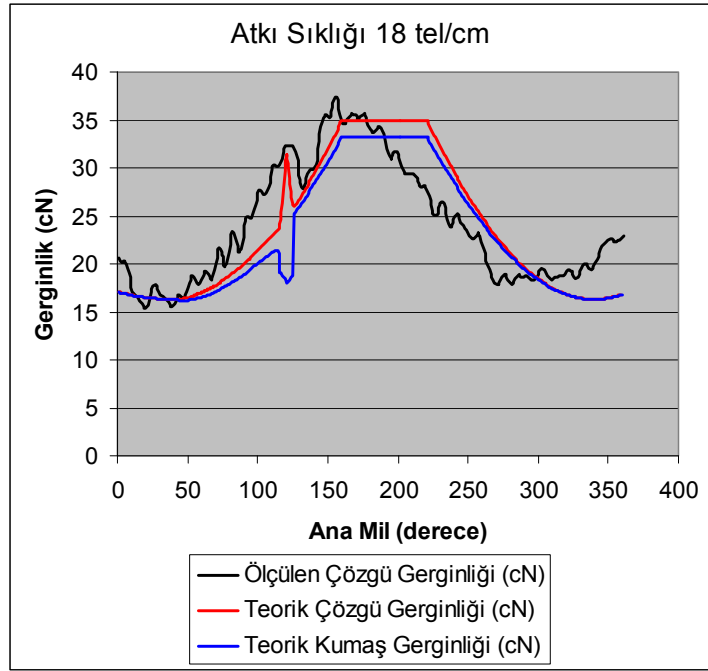
şekil 3. 13 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 12 tel/cm)



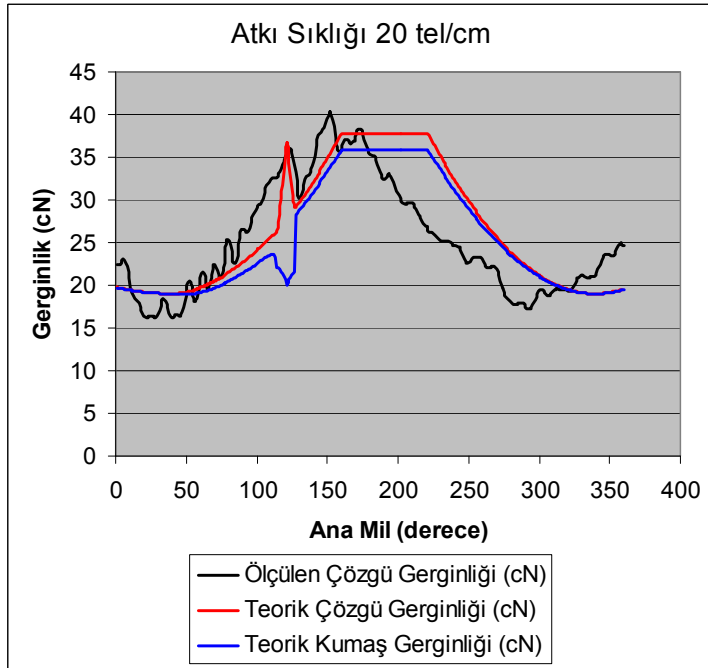
Şekil 3. 14 Ölçülen çözümlü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözümlü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 14 tel/cm)



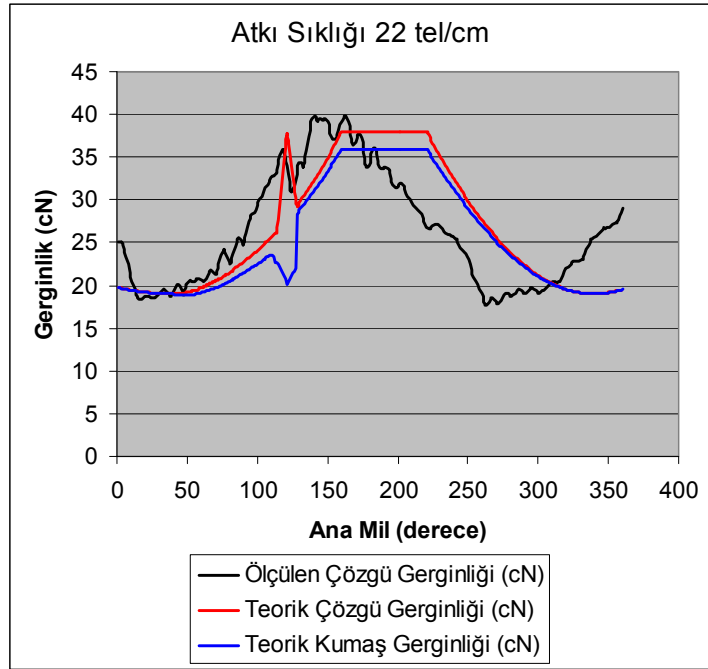
Şekil 3. 15 Ölçülen çözümlü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözümlü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 16 tel/cm)



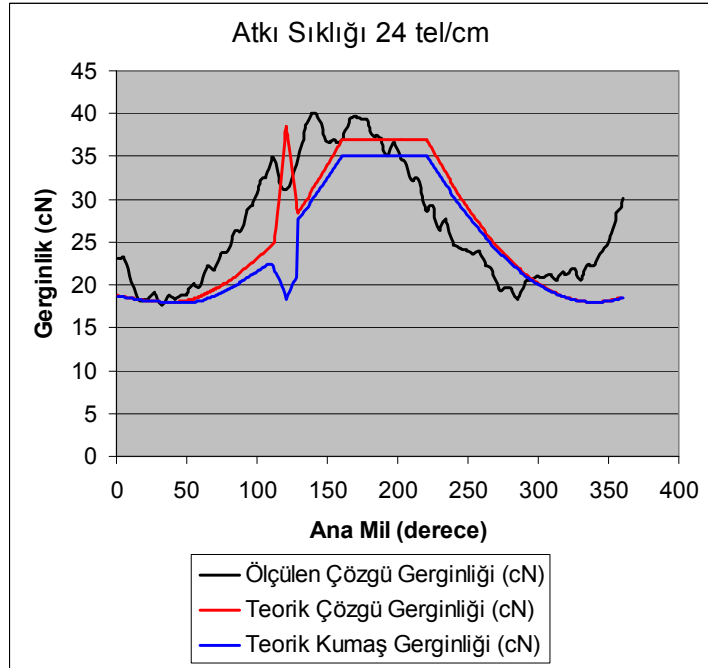
Şekil 3. 16 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 18 tel/cm)



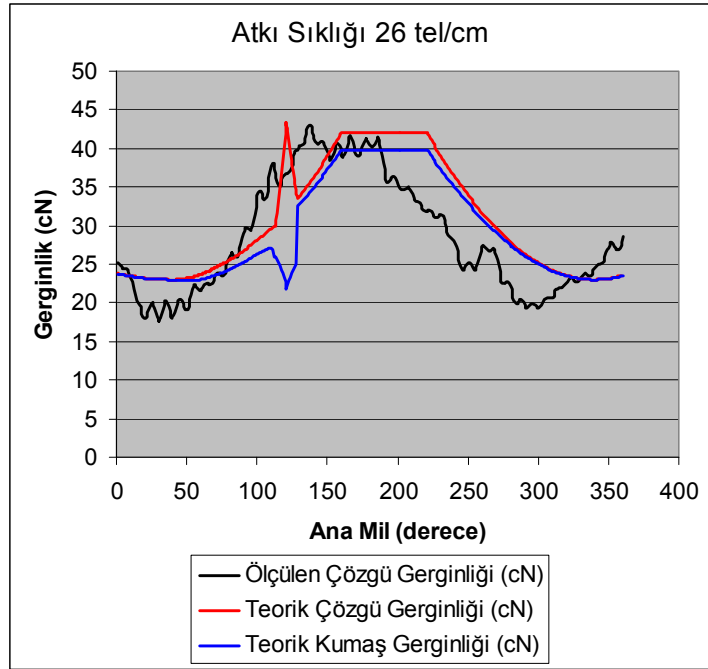
Şekil 3. 17 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 20 tel/cm)



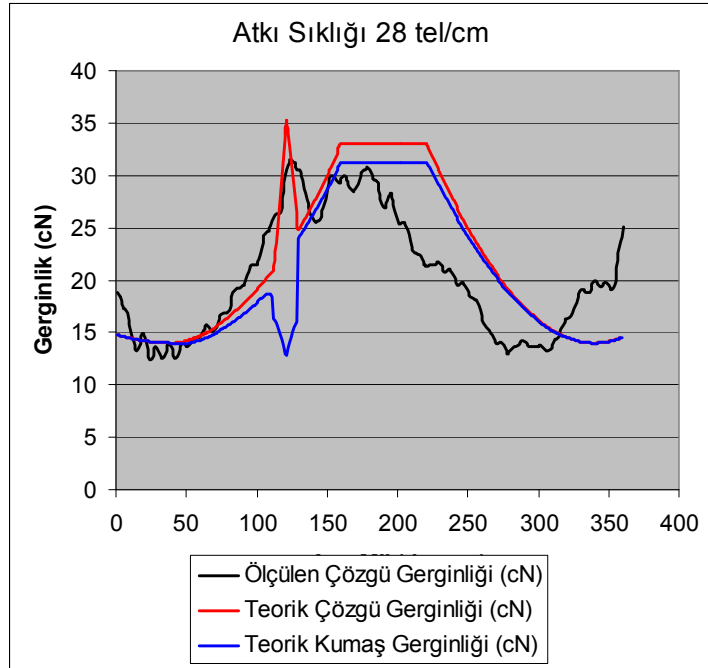
Şekil 3. 18 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 22 tel/cm)



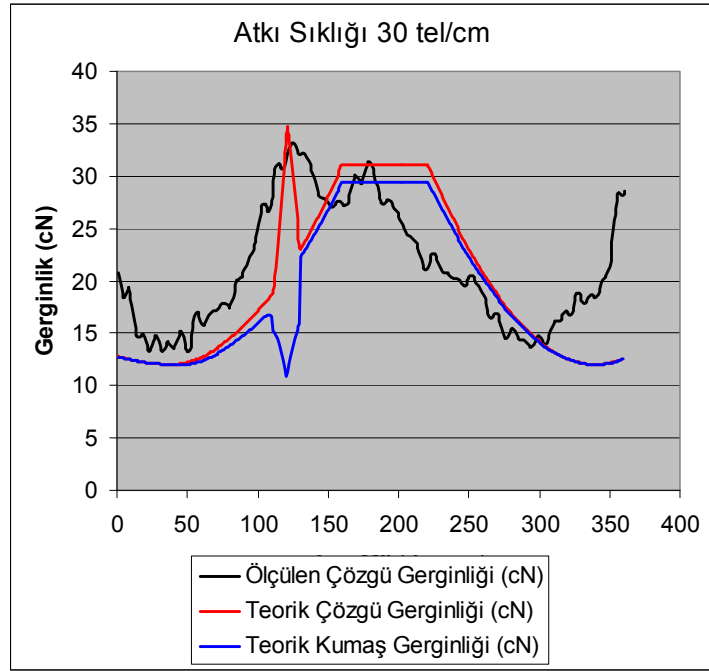
Şekil 3. 19 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 24 tel/cm)



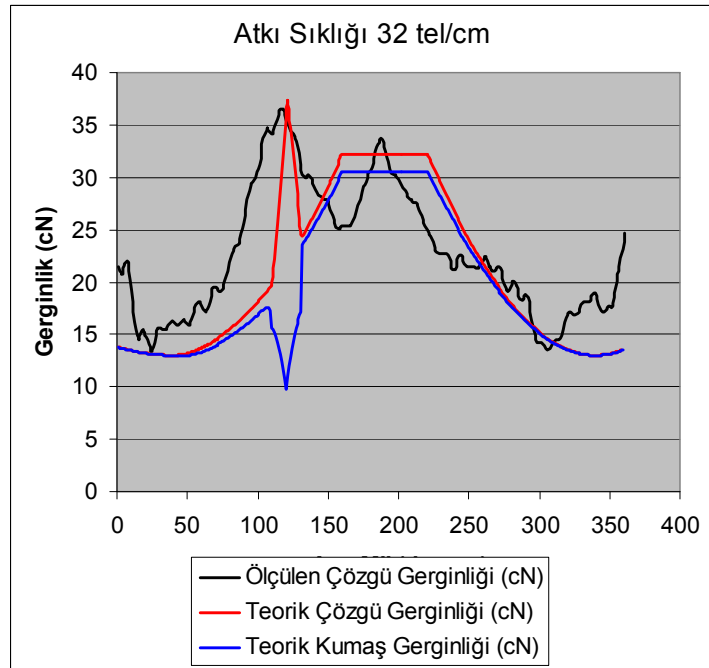
Şekil 3. 20 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 26 tel/cm)



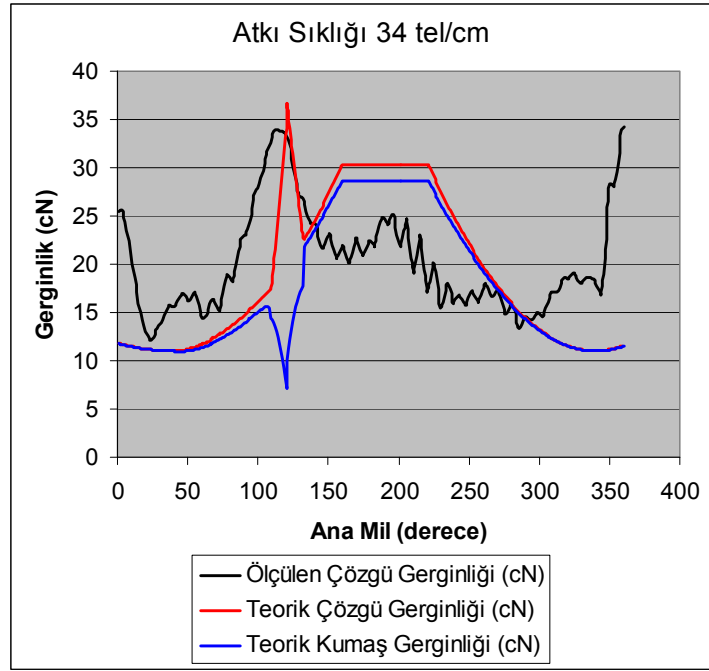
Şekil 3. 21 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 28 tel/cm)



Şekil 3. 22 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 30 tel/cm)



Şekil 3. 23 Ölçülen çözgü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözgü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 32 tel/cm)



Şekil 3. 24 Ölçülen çözümlü gerginliği ile teorik modelden hesaplanan çözümlü gerginliği ve kumaş gerginliği (Atkı sıklığı 34 tel/cm)

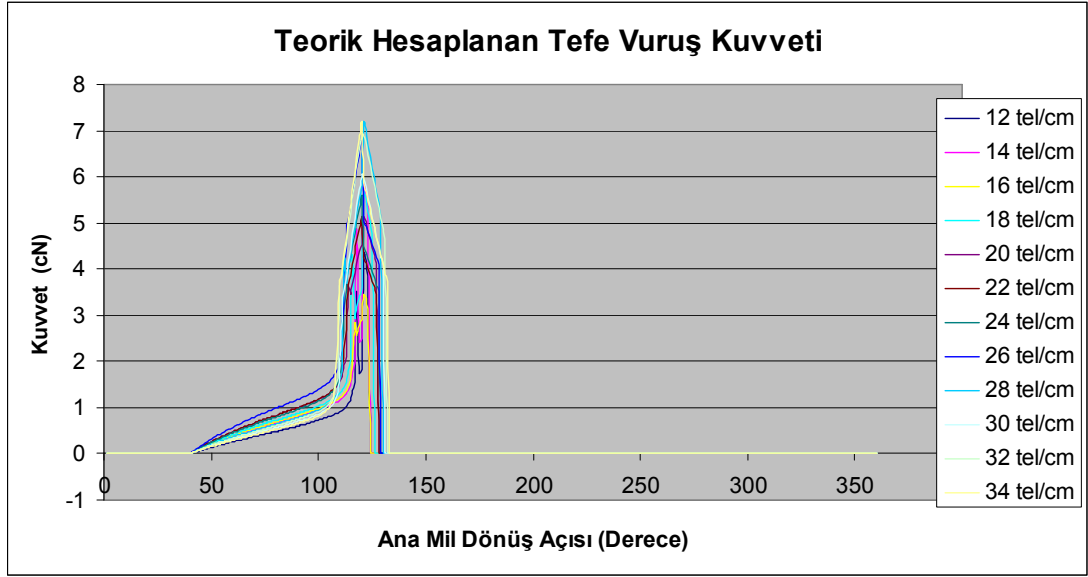
Her iki yaklaşımda da temel çözümlü gerginliğinin genel çözümlü gerginlik değişimine etkisi olduğu görülmektedir. Çözümlü gerginliğinin maksimum değerine kumaş oluşum çizgisinin konumu ve atkı sıklığına bağlı olarak çerçevelerin maksimum açılmasıyla ya da tefe vuruşu sırasında ulaşabilmektedir. Bu iki durum da önceki araştırmacıların sonuçları ile uyum içindedir.

### 3.3 Tefe Vuruş Kuvveti

Teorik modelden hesaplanan tefe vuruş kuvvetinin dokuma çevrimi içindeki değişimi Şekil 3.24 ve Şekil 3.25'te verilen grafiklerde gösterilmiştir.

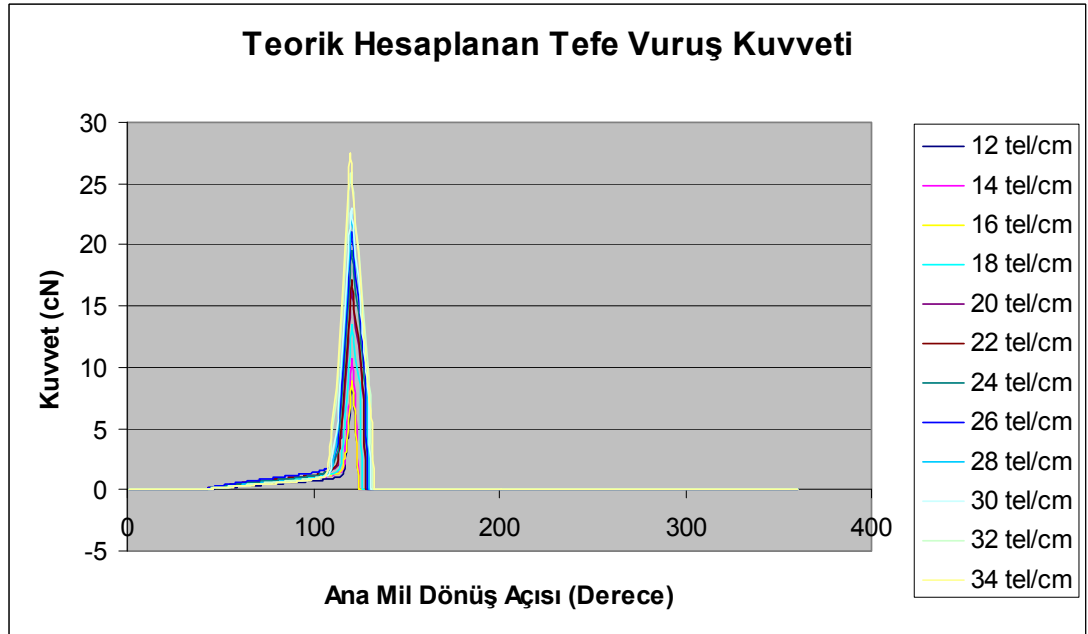


## 1. Yaklaşım



Şekil 3. 25 Tefe vuruş kuvveti (1. yaklaşım)

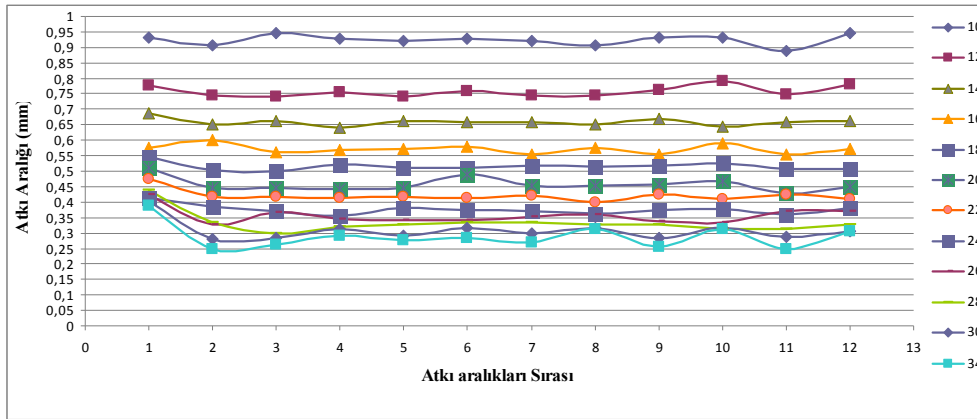
## 2. Yaklaşım



Şekil 3. 26 Tefe vuruş kuvveti (2. yaklaşım)

Teorik modelden hesaplanan tefe vuruş kuvvet eğrileri incelendiğinde önceki araştırmacıların bulgularıyla uyumlu olarak atkı sıklığı arttıkça tefe vuruş kuvvetinin de arttığı gözlenmektedir. Daha önceki araştırmacıların aksine tefe vuruş kuvvetinin çok kısa bir anda oluşmadığı, tarağın atkayı çözgü iplikleri arasında ileri itmesi sürecinde sürtünme nedeniyle oluşan çözgü ipliği üzerindeki gerginlik farkının da tefe vuruş kuvvetine yardımcı olduğu gözlenmektedir. Bu durum deneysel olarak tefe vuruşu kuvvetini ölçme çalışmalarında elde edilen grafiklerde gözlemlenmekle birlikte önceki araştırmacılar analizlerini tefe vuruş kuvvetini tarağın kumaşı ittiği süreç olarak değerlendirip analiz etmelerinden dolayı açıklanmamıştır.

### 3.4 Atkı Aralıkları



Şekil 3. 27 Atkı aralıklarının atkı sıklıklarına bağlı değişimi

Şekil'de verilen grafikte son atılan atkı ile bir önceki atkı arasındaki mesafenin 1. sıra, bir öncekiyle daha önceki arasındaki mesafenin 2. sıra kabul edilmesi biçiminde her bir atkının kendinden önceki atkı ile arasındaki mesafelerin ölçüm sonuçlarının tüm atkı sıklıkları için değişimleri gösterilmektedir. Grafikten gözlemlenen önemli sonuçlardan biri atkı aralıkları değişiminin düşük atkı sıklıklarında çok büyük değişkenlikler göstermediğidir (10-12-14-16-18 atkı tel/cm). 20 atkı sıklığından itibaren dikkat çeken özellik ise, son atılan atkı ile bir önceki atkı arasındaki mesafenin atkı sıklıkları arttıkça belirgin bir artış göstermesi, ama diğer atkı aralıklarının çok yüksek değişimler göstermemesidir. Bu literatürde belirtildiği gibi atkı geri sıçrama olayının bir sonucu olarak gözlemlenen bir durumdur. Bu olay, atkı

sıklıklarının artmasıyla kumaş oluşum çizgisinin konumunun yer değiştirmesi ve buna bağlı olarak çözgü gerginlik artışıyla kumaş gerginlik düşüşü arasındaki farkın oldukça artması sonucu son atılan atkının çözgü iplikleri arasındaki sürtünme kuvvetlerini yenerek bir miktar geri gelmesi, yani tefenin bıraktığı son yerde kalmayarak geri sıçraması olayıdır.

### 3.5 Tartışma, Genel Sonuç ve Öneriler

Önceki araştırmacılar analizlerini dokuma makinesinin bir tam devri için yapmadıklarından süreç boyunca gerginlik değişimleri ile oluşan kumaş yapısal değişimlerini dokuma makinesinin ayar parametreleri ile sabit geometrik özelliklerinden tespit edememektedirler. Araştırmacıların ilgisi tefe vuruş kuvvetinin, bir diğer deyişle tarağın kumaş oluşum çizgisini ittiği sürecin analizine yöneliktir. Kumaş oluşumu için oldukça önemli olan tefe vuruş kuvveti ve etkilerinin önemi göz ardı edilemezse de, tüm dokuma çevriminin analizi olmadan kumaş oluşumunun bir bütün olarak değerlendirilemeyeceği açıktır. Çözgü kopuşları dokumacılıkta gerek duruş süreleri gerekse de kumaş kalite sorunları nedeniyle önemli problemlerden biridir. Tefe vuruşu sırasında çözgü gerginliğinin ani bir artış göstermekte olmasına karşın maksimum çözgü gerginliği her zaman tefe vuruşundan kaynaklanmamaktadır. Maksimum çözgü gerginliği ya tefe vuruşundaki gerginlik artışından ya da ağızlık açılmasından kaynaklı gerginlik artışından ortaya çıkmaktadır. Dolayısıyla tüm dokuma çevrimi için bir çözgü gerginlik değişim analizi yapılmadan üretilmek istenilen kumaş için verilen parametreler ile maksimum çözgü gerginliğinin tahmini mümkün olamayacaktır.

Plate ve Hepworth (1971) yaptıkları çalışmada dairesel kesitli kabul ettikleri atkı ve çözgü ipliklerinin yassılmadığını ve atkı ipliklerinin rijit bir çubuk olduğunu varsaymışlardır. Analizleri bilinen atkı aralığını oluşturmak için gerekli tefe vuruş kuvvetini hesaplamak ve bilinen tefe vuruş kuvveti ile ulaşılabilecek atkı aralığını hesaplamak olarak iki bölüme ayrılmıştır. Yayılı temas kabulü ile kurdukları analizlerinde kumaş gerginliğinin bilindiğini varsaymışlardır. Buradan yola çıkarak çözgü gerginliği ve tefe vuruşu kuvvetini hesaplama yoluna gitmişlerdir.

Plate ve Hepworth bir yandan iplikler arasındaki sürtünme özelliğini dikkate alırken diğer yandan atkı ipliklerini kalın, rijit ve kıvrım almayan iplikler olarak kabul etmişlerdir. Çözgü iplikleri ise esnek, rijit olmayan ipliklerdir ve kıvrım alırlar. Bu durumda deformasyonlar elimine edilmekte ve atkı ile çözgü ipliklerinin dairesel kesitte kaldıkları varsayılmaktadır. Diğer bir deyişle, dokuma işlemi sırasında uzama, eğilme ve yassılma şeklindeki deformasyonlardan uzama ve yassılma ihmal edilip, eğilme ve sürtünmenin dikkate alınmasıyla kurdukları modelde olayın basitleştirilmesi yoluna gitmişlerdir. Bu teorinin zayıf tarafı, atkı ipliklerinin kumaşın merkezinde düzgün ve rijit bir yüzey oluşturduklarının kabul edilmesidir. Gerçekte, atkı iplikleri ile çözgü iplikleri arasındaki basınç, ipliklerin kumaşın simetri düzleminde uzaklaşmalarına neden olmaktadır.

Gauszynski ve Ellis (1983) yaptıkları çalışmada atkı ipliğinin rijit olmadığını kabul etmişlerdir. Kumaş içerisindeki çözgü ipliğinin kumaş düzlemi ile yaptığı açının ise tüm çevrim boyunca sabit kalacağı varsayımını yapmışlardır. Ayrıca araştırmacılar belirtmemekle birlikte, çözgü ipliklerinin de rijitliklerinin olmadığını kabulünü yapmışlardır. İpliklerin kesitlerini dairesel ve yassılmaz kabul etmişlerdir.

Zhang ve Mohamed (1989) yaptıkları teorik analizde yatay denge denklemlerinde sürtünme kuvvetlerinin çözgü gerginliği üzerinde etkisini zaten göstermiş olmalarına karşın yeniden denklemlerinde kullanarak iki kez sürtünme kuvveti etkisini analizlerine dahil etmişlerdir.

$$B_s - S_0 \cos \phi_0 + S_1 \cos \phi_1 - F_{sx} = 0$$

$$B_t - T_0 \cos \theta_0 + T_1 \cos \theta_1 - F_{tx} = 0$$

Bullerwell ve Mohamed (1991), Shih ve ark. (1995)'nin tefe vuruş kuvvetini ölçtükleri çalışmalarında verdikleri deneysel tefe vuruş kuvveti grafiklerinden de görüldüğü gibi, tefe vuruş kuvveti tefenin kumaş oluşum çizgisini ittiği sürecin öncesinde (yani ikinci aşamada) başlamaktadır. Daha önceki araştırmacıların tefe vuruş kuvvetinin tarağın kumaş oluşum çizgisini itmeden önce başladığından

bahsetmemelerinin nedeni, daha önce bu sürecin tefe vuruş kuvveti analizi için önerilen metotların hiçbirinde göz önüne alınmamış olmasından kaynaklanmaktadır.

Önceki araştırmacılar kumaş oluşumunu inceleyen analizlerinde tarağın kumaş oluşum çizgisini ittiği süreci ele almalarına karşın bu çalışmada kumaş oluşumu bir bütün olarak incelenmiştir. Önceki araştırmacıların tarağın kumaşı ittiği süreci analiz etmekle kısıtlı kalan çalışmaları yerine kumaş oluşumunun bir bütün olarak incelenmesiyle dokuma makinesi parametrelerinin, ayarlarının, atkı ve çözgü iplik özellikleri ile oluşturulmak istenilen kumaş arasındaki ilişkilerin bütünsellik içerisinde incelenmesi sağlanabilmektedir.

Teorik modelden elde edilen çözgü gerginlik değişimi grafiği ölçüm sonuçları ile genel uyum içindedir. Değer farklılıkları teorik modelde yapılan kabullerimizin dokuma tezgahlarının genelleştirilmiş bir modeli olması dolayısıyla ölçüm yapılan tezgahın gerginlik kontrol yöntemlerini, kumaş sarma ve çözgü salma hareketlerinin etkisini göz önüne almamış olmasından kaynaklanmaktadır.

Teorik model sonuçları ile ölçüm sonuçları arasındaki temel farklılık nedenleri arasında dokuma tezgahındaki arka köprü yüksekliğindeki farklılıklar, tefe ve çerçeve hareket eğrilerinin değişikliği bulunmaktadır. Ayrıca, çözgü gerginlik ölçümleri asimetric ağızlıklı sistemi olan bir dokuma makinesinde tek tel üzerinden yapılmıştır. Literatürde de belirtildiği gibi dokuma tezgahı eni boyunca çözgü gerginlikleri farklı noktalarda değişkenlik göstermektedir. Bu çalışmada ölçümler dokuma tezgahının orta kısımlarında gerçekleştirilmiştir.

Teorik modelden elde edilen kumaş gerginlik değişimi, literatürde belirtildiği gibi, kumaş oluşum çizgisinin konumu ile değişim göstermekte ve kumaş oluşum çizgisinin konumunun atkı sıklıkları artarken çerçevelere doğru kayması ve çözgü gerginliğinin büyümesi kumaş gerginliğinin düşmesi şeklindeki sonuçları doğrulamaktadır.

Atkı aralıkları değişimi incelendiğinde son atılan atkı ile bir önceki atkı aralık farkının büyük olması literatürde geri sıçrama olarak belirtilen olgunun sonucu olmaktadır. Geliştirilen teorik modelde bu geri sıçrama eğiliminin tefe vuruşundan sonra kumaş gerginliğinin düşmesi ve çözgü gerginliğinin yükselmesi arasındaki farkın değerlendirilmesi ile analiz edilebileceği sonucu görülmektedir. Bu konunun teorik olarak geliştirilmesinin son atılan atkı ipliği ile çözgü iplikleri arasındaki sürtünme dikkate alınarak ve teorik modelimizden elde edilen gerginlik değişimleri kullanılarak mümkün olabileceği söylenebilir.

Greenwood (1975) çözgü gerginlik değişiminde belirgin iki tepe meydana geldiğini bunlardan birinin tefe vuruşu sırasında diğerrinin de ağızlık açılması sırasında meydana geldiğini belirtmektedir. Greenwood (1975) ağızlık açılmasında meydana gelen çözgü gerginliğinin dokuma makinesine, ağızlık geometrisine ve çözgü serbest uzunluğuna bağlı olduğunu belirtmektedir. Dokuma makinelerinde bulunan hareketli arka köprü ağızlık açılması sırasında oluşan çözgü gerginliğini büyük ölçüde etkilemektedir. Benzer biçimde Gu (1984) arka köprü hareketinin çözgü gerginlik değişimi ve tefe vuruş band genişliği üzerine etkisi olduğunu belirtmiştir.

Inui (1968) çözgü gerginliği ile gerginlik ayar sisteminin dinamik yer değişimi arasında ilişki olduğunu belirtmiştir. Dolayısıyla hareketli arka köprü, çözgü gerginlik değişiminde özellikle ağızlık açılması sürecinde etkili olsa da bu etkinin sayısal sapmalara neden olacağı, genel çözgü gerilim değişim grafiğinin şekilsel değişimine büyük etkisi olmayacağı kabul edilebilir. Bu tez çalışmasında sabit arka köprü kabulü ölçülen çözgü gerginliği ile teorik hesaplanan çözgü gerginliği arasında meydana gelen farkın önemli kaynaklarından biridir. Ancak teorik analizin esas amacı dokuma makinesi geometrik parametreleri, dokuma makinesi ayar parametreleri ve kullanılan atkı-çözgü iplik özelliklerinin oluşturulacak kumaş yapısına etkilerinin analizi olduğuna göre ulaşılan sayısal değerlerden ziyade bu ilişkilerin olduğu ortaya konulmasının daha önemli olduğu düşünülmektedir.

Shih ve ark. (1995) arka köprü yüksekliği arttırıldığında maksimum tefe vuruş kuvvetinin düşeceğini belirtmiştir. Arka köprü yüksekliğinin değişimi ağızlık geometrisinin değişimine neden olacağından oluşturulan teorik analizde simetrik ağızlık kabulü ile yapılan geometrik hesaplamalar kolaylıkla değiştirilip arka köprü yüksekliğine bağlı etki analize dahil edilebilecektir. Ancak teorik analiz tek çözümlü ipliğinin hareketi üzerinden kurulduğundan arka köprü yüksekliğinden kaynaklanacak alt ağızlık ve üst ağızlıktaki çözümlü iplikleri arasındaki gerginlik farklarının birlikte etkisi göz önünde bulundurulmamaktadır.

Dokuma makinesi üzerinden çözümlü gerilimi ölçümü çözümlü ipliğinin konumuna bağlı olarak değişmektedir. Farklı konumlardaki çözümlü iplikleri üzerinden daha fazla sayıda gerginlik ölçümü yapılması teorik analizden gerçek duruma daha yakın sonuçlar alınmasına olanak sağlayacaktır.

Greenwood ve Cowhig (1956a) kumaş oluşum çizgisinin konumu ile tefe vuruş kuvveti değişimi arasındaki ilişkiyi açıklayan teorilerden birinin “hız teorisi” olduğunu belirtmektedirler. Bu teori tefe en ön konumuna yaklaşırken hızının azalacağı gerçeği üzerine kurulmuştur. Kumaş oluşum çizgisine vuran tefenin kinetik enerjisi ve dolayısıyla tefe vuruş kuvvetinin büyüklüğü kumaş oluşum çizgisinin konumuna bağlıdır. Greenwood ve Cowhig (1956a) yaptıkları çalışmada tefe vuruş kuvvetinin kumaş oluşum çizgisinin konumuna bağlı olduğunu belirterek önerdikleri artık gerginlik teorisinde tefe hızından bağımsız olarak tefe vuruşunun çözümlü gerginliğindeki artışa karşı kumaşın büzülmesiyle kumaş gerginliğindeki azalmayla dengelenmesi gerektiğini ve bunun da tefe vuruş kuvvetini belirlediği belirtmişlerdir. Her iki teori de tefe vuruş kuvvetinin kumaş oluşum çizgisinin konumuna bağlı olarak değişimini açıklarsa da temel olarak birbirlerinden oldukça farklı yaklaşımlardır. Greenwood ve Vaughan (1956c) yaptıkları deneysel çalışmada açıkladıkları gibi hız teorisine göre dokuma makinesi hızında herhangi bir değişim meydana gelirse, tarağın hızının kumaş oluşum çizgisine temas ettiği anda değişmemesi için kumaş oluşum çizgisinin konumunun değişmesi beklenmektedir. Greenwood ve Vaughan (1956c) yaptıkları çalışmada kullandıkları dokuma makinesi ve çözümlü iplik özelliklerine de bağlı olarak dokuma makinesi hızındaki

değişimin atkı aralıkları üzerine çok büyük bir etkisi olmadığını belirtmişlerdir. Bullerwell ve Mohamed (1991) ve Shih ve ark. (1995) yaptıkları deneysel çalışmada dokuma makine hızının artırılmasına karşın, tefe vuruş kuvvet büyüklüğünün çok değişmediğini belirtmişlerdir.

Sternheim ve Grosberg (1991) tefe hareketinin tefe vuruş kuvvetine etkisini araştırdıkları deneysel çalışmalarında elde ettikleri sonuçlardan maksimum tefe vuruş kuvvetine tefe vuruş hızının önemli bir etkisi olmadığı sonucuna ulaşmışlardır.

Dokuma kumaş oluşumunu anlamak için yapılan bu teorik analizde tefe hızının sabit olarak kabul edilmesi sonuçları etkileyen bir parametre ise de bu etki çok büyük olmayacağı ve pratik açıdan ihmal edilebileceği kabul edilmiştir.

Genel sonuç olarak gerçek kumaş geometrisinin boyutsal parametreleri ile ipliklerin elastik davranışını yansıtan temel özellikler dikkate alınarak, tam bir dokuma çevrimini geometrik mekanik bir yaklaşımla modellemek için yapılan teorik analizin deneysel sonuçlarla kabul edilebilir bir uyum sağladığı söylenebilir. Ayrıca bu yaklaşım kumaş oluşumunu etkileyen temel çözümlü gerginliği, kumaş çekim hızı gibi makine parametrelerinin seçimi ile atkı sıklık sınırlarının ve yeterli dokuma koşullarının belirlenmesine ışık tutacak bilgiler sağlamaktadır.

İleri çalışmalar olarak atkının geri sıçramasının tezgahta oluşan atkı sıklığını nasıl etkilediği, kumaş çekim ve çözümlü bırakma hareketlerinin dokuma koşullarını nasıl etkilediği ve kararlı dokuma koşullarının oluşturulmasında nasıl kontrol edilmesi gerektiği araştırılabilir.



## KAYNAKLAR

- Azzam H. A. ve Büsgen A. (2006a). Dynamic cloth fell movement part I: Critical review. *AUTEX Research Journal*, 6 (1), 14-22.
- Azzam H. A. ve Büsgen A. (2006b). Dynamic cloth fell movement part II: New measuring device. *AUTEX Research Journal*, 6 (1), 23-29.
- Baer, G. (1982). *Tezgahta oluan kuma yapısının belirlenmesi ve dokuma sonrası boyut değiimlerinin analitik yntemlerle incelenmesi üzerine aratırmalar*. Ege Üniversitesi Tekstil Mhendisliği Bölümü Doğentlik Tezi (yayınlanmamı), Bornova/ İzmir. 183s.
- Baser, G. (1989). A mechanical approach to the determination of the geometry of a woven fabric and to the analysis of subsequent changes in this geometry. part I: A theory for the crimping of the weft yarn during weaving. *Journal of the Textile Institute*, 80 (4), 507-518.
- Baser, G. (1989). A mechanical approach to the determination of the geometry of a woven fabric and to the analysis of subsequent changes in this geometry. part II: The development of a geometry of plain-woven fabric in the loomstate and a theory of weaving contractions. *Journal of the Textile Institute*, 80 (4): 519-535.
- Basu, A. K. (1987). Effect of different let-off mechanisms on fabric formation and dimension of fabric in the loom. *Textile Research Journal*, 57 (7), 379-386.
- Bullerwell, A. C. & Mohamed, M. H. (1991). Measuring beat-up force on a water jet loom. *Textile Research Journal*, 61, 214-222.
- Chen, X. (2005). Characteristics of cloth formation in weaving and their influence on fabric parameters. *Textile Research Journal*, 75 (4), 281-287.

- Dayık, M., Kayacan, M. C., Çalış, H. & Çakmak, E. (2006). Control of warp tension during weaving procedure using evaluation programming. *Journal of the Textile Institute*, 97 (4), 313-324.
- Dayık, M. (2005). Dokumada Çözgü Gerginliği Değişimi Optimizasyonu. Doktora Tezi, Süleyman Demirel Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Makine Mühendisliği Anabilim Dalı , Isparta.
- Dao, D., Bullerwell, A. & Mohamed M. (1991). Dynamic analysis of beat-up process. *Textile Research Journal*, 61(12), 760–773.
- Eren, R., Porat, I. & Greenwood, K.(1995). A mechatronics approach to the control of pickspacing. *Mechatronics*, 5 (1), 001-018.
- Grosberg, P. & Swani, N.M. (1966). The mechanical properties of woven fabrics. *Textile Research Journal*, 36, 338-345.
- Grosberg, P. & Plate, D. E. A. (1969). Capstan friction for polymer monofilaments with rigidity. *Journal of the Textile Institute*, 60 (7), 268–283.
- Galuszynski, S. & Ellis, P. (1983). Some effects of the fabric elastic constant on the dynamics of fabric formation. *Journal of the Textile Institute*, 74 (6), 357–366.
- Greenwood, K. & Cowhig, W. T. (1956a). The position of the cloth fell in power looms part-I: Stable weaving conditions. *Journal of the Textile Institute (Transactions)*, 47 (5), T241-T254.
- Greenwood, K. & Cowhig, W. T. (1956b). The position of the cloth fell in power looms part-II: Disturbed weaving conditions. *Journal of the Textile Institute (Transactions)*, 47 (5), T255-T265.

- Greenwood, K. & Vaughan, G. N. (1956c). The position of the cloth fell in power looms part-III: Experimental. *Journal of the Textile Institute (Transactions)*, 47 (5), T274-T286.
- Greenwood, K. ve Vaughan, G. N. (1957). The Beat-up force and pickspacing. *Journal of the Textile Institute (Transactions)*, 48 (2), T39-T53.
- Gu, H. (1984). Reduction of warp tension fluctuation and beat-up strip width in weaving. *Textile Research Journal*, 54, 143-148.
- He X., Taguchj Y., Sakaguchi A., Matsumoto Y.I. & Toriumi K. (2004). Measuring cloth fell fluctuation on a weaving machine. *Textile Research Journal*, 74 (7), 576-580.
- Islam, A.T.M.S & Bandara, M.P.U. (1999). Cloth fell control to prevent start-up marks in weaving. *Journal of the Textile Institute*, 90 (3), 336-345.
- Inui, N. (1968). Thick and thin places in fabrics during weaving part 1: Fundamental analysis of warp tension in weaving. *Journal of the Textile Machinery Society of Japan*, Vol. 14 (5), 143–152.
- Kawabata, S., Niwa, M. & Kawai, H. (1973). The finite-deformation theory of plain-weave fabrics part I: The biaxial-deformation theory. *Journal of the Textile Institute*, 64(1), 21-46.
- Kohlhass, O. (1981). Instrument for measuring the fell movement. *Melliand Textilber*, 62(6), 587-591:457-460.
- Katunskis, J. (2004). Theoretical and experimental beat-up investigation. *Fibres & Textiles in Eastern Europe*, 3 (47), 24–28.

- Mallat, S. G. (1989). A theory for multiresolution signal decomposition: The Wavelet Representation, *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, 11 (7), 679-693.
- Mallat, S. (1999). *A Wavelet Tour of Signal Processing*. Academic Press.
- Mirjalili, S. A. (2003). Computer simulation of warp tension on weaving machine. *Journal of Textile Engineering*, 49 (1), 7-13.
- MATLAB User's Guide Image Processing Toolbox Version 2 Image Processing Toolbox™ , Users Guide, (The MathWorks, Inc., 2010).
- Mohamed, M. H. (1992). Yüksek hızlı dokumada tefe vuruşu, atkı sıklığı ve kumaş kalitesi. *VI. Uluslararası İzmir Tekstil Sempozyumu*, 267-273.
- Morton, W. E. & Williamson, R. (1939). The influence of varying warp tension on some physical properties of plain cotton cloth. *Journal of the Textile Institute*, 30 (10), T137-T156.
- Narter, M., A. (1985). *İki katlı pamuk ipliklerinden dokunan kumaşlarda örgüye bağlı olarak maksimum atkı sıklığının değişimi üzerine bir araştırma*. Yüksek Lisans Tezi. Ege Üniversitesi, İzmir.
- Owen, A., E. (1928). The tension in a single warp thread during plain weaving. *Journal of the Textile Institute (Transactions)*, 19 (11), T365 – T388.
- Özkan. G. (2005). *Dokunmakta olan kumaşlarda kıvrım gerginlik ilişkisinin araştırılması*. Doktora Tezi, Uludağ Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Bursa.
- Plate, D.E.A. & Hepworth, K. (1971). Beat-up forces in weaving part: I, *Journal of the Textile Institute*, 62 (10), 515-531.

- Plate, D.E.A. & Hepworth, K. (1973). Beat-up forces in weaving part: II , *Journal of the Textile Institute*, 64 (3), 233-249.
- Peirce, F.T. (1930). The handle of cloth as a measurable quantity. *Journal of the Textile Institute*, 21, T377-T416.
- Shin, J. K., Lee, J. G. & Choi, S. R. (2005). Multi-weft fully elastic model for finite element analysis of the beat-up process. *Journal of the Textile Institute*, 96 (3), 169 – 174.
- Shih, Y., Mohamed M.H., Bullerwell A.C., & Dao, D. (1995). Analysis of beat-up force during weaving. *Textile Research Journal*, 65 (12), 747-754.
- Sternheim, A. & Grosberg, P. (1991). The effect of sley motion on the beat-up force. *Journal of the Textile Institute*. 82, 325-331.
- Timoshenko, S.P. (1956). *Strength of Materials: Part II Advanced Theory and Problems*, 3rd. ed., D. van Nostrand Company, New York.
- Turhan, Y. (2003). *Dokuma makinelerinde makine ayarlarının dokunabilirlik sınırlarına etkilerinin araştırılması*. Doktora Tezi, Uludağ Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Bursa.
- Yıldırım, B. & Baser, G. (2009). Image processing approach for weft density measurement on the loom. *16th International Conference Strutex: Structure and Structural Mechanics of Textiles Fabrics*, 3-4 December 2009, Liberec/Czech Republic.
- Yıldırım, B. & Baser, G. (2011). Measurement of cloth fell position using image processing method. *Journal of the Textile Institute*. 82(3), 325-331.

Zhang, Z. & Mohamed, M.H. (1989). Theoretical investigations of beat-up. *Textile Research Journal*, 59 (7), 395–404.