Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University 39:2 (2024) 847-858

Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi
Journal of The Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University
Elektronik / Online ISSN : 1304 - 4915
Basılı / Printed ISSN : 1300 - 1884

Modelling and analysis of wire ropes subjected to transverse impact load using peridynamic theory

Adem Candaş[1,2]*, Erkan Öterkuş[2], C. Erdem İmrak[1]
[1]Faculty of Mechanical Engineering, Istanbul Technical University, 34437, Beyoğlu, İstanbul, Türkiye
[2]PeriDynamics Research Centre, Department of Naval Architecture, Ocean and Marine Engineering, University of Strathclyde, Glasgow, United Kingdom

Highlights:

- Dynamic fracture under transverse impact load
- Wire rope damage modelling
- Crack propagation simulation using Peridynamic theory

Keywords:

- Peridynamics
- impact load
- wire rope
- crack propagation
- fracture

Article Info:

Research Article
Received: 28.12.2022
Accepted: 19.04.2023

DOI:

10.17341/gazimmfd.1217239

Correspondence:

Author: Adem Candaş
e-mail: candas@itu.edu.tr
phone: +90 555 683 7580

Graphical/Tabular Abstract

Crack propagation velocities in both m- and δ-convergence models are given in Figure A. The cracks start to propagate at 21.8 µs in all cases. After a transient zone after 34.8 µs, velocities show stable characteristics. Then, cracks propagate with a constant velocity until reaching to edges. m = 2 model differs from others in terms of average velocity and time for reaching to end.

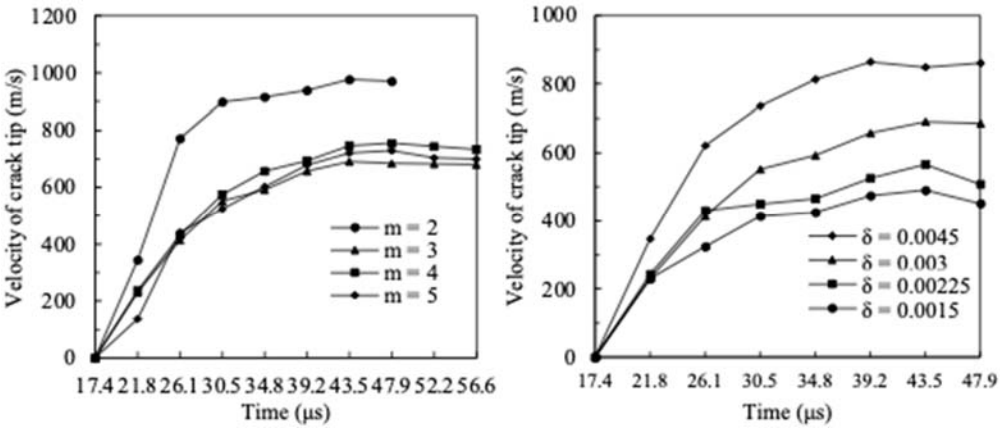


Figure A. Velocity of the crack tips in models m-convergence and δ-convergence

Purpose:
The aim of this study was to identify the most important parameters influencing crack propagation in a single wire before modelling more complex strand structures. In particular, we examined two main parameters in the simulation of dynamic fracture using Peridynamic theory: m (the number of material points in a horizon) and δ (radius of the horizon).

Theory and Methods:
Peridynamic theory was used in this study to model the crack propagation in a wire rope section. The wire rope structure subjected to transverse impact load was modelled within this framework. Two pre-defined crack line were located in a section of the wire. The crack propagation velocity and wave propagation were considered to examine the effect of numerical parameters on the failure mechanism.

Results:
m = 2 model seems inadequate to model a wire section. These results also indicate another important point in terms of increasing the number of family members. The crack propagation velocities and deflection characteristics in m= {3, 4, 5} models are very similar. Therefore, there is no need for increasing the m number, and computational time and cost. The models δ = 0.0045 and δ = 0.003 show similar velocity profiles and seem suitable for PD modelling of a wire section with given parameters. After a transient zone, between 21.8 and 30.5 µs, it can be said that the velocities tend to be constant over time.

Conclusion:
One of the important conclusions is that reducing the radius of the horizon by keeping the number of material points constant causes a decrease in crack propagation speed. Another conclusion is that the contact surface on which the impact load acts on the structure becomes smaller, resulting in a lot of damage to the surface. In addition, it has been shown that the effect of wave propagation on crack initiation and propagation can be modelled by the Peridynamic theory.

Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University 39:2 (2024) 847-858

Mühendislik Mimarlık Fakültesi Dergisi
Journal of The Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University
Elektronik / Online ISSN : 1304 - 4915
Basılı / Printed ISSN : 1300 - 1884

Enine darbe yükü altındaki tel halatların peridinamik teorisi ile modellenmesi ve analizi

Adem Candaş[1,2]*, Erkan Öterkuş[2], C. Erdem İmrak[1]
[1]İstanbul Teknik Üniversitesi, Makina Fakültesi, 34437, Beyoğlu, İstanbul, Türkiye
[2]PeriDynamics Research Centre, Department of Naval Architecture, Ocean and Marine Engineering, University of Strathclyde, Glasgow, United Kingdom

Ö N E Ç I K A N L A R

- Enine darbe yükü altında dinamik kırılma
- Tel halat hasar modellemesi
- Peridinamik teorisi ile kırık ilerleme simülasyonu

Makale Bilgileri
Araştırma Makalesi
Geliş: 28.12.2022
Kabul: 19.04.2023

DOI:
10.17341/gazimmfd.1217239

Anahtar Kelimeler:
Peridinamik,
darbe yükü,
tel halat,
kırık ilerlemesi,
kırılma

ÖZ

Çelik tel halatlarda hasar modellemesi çeşitli sayısal yöntemler kullanılarak literatürde geniş çapta incelenmiştir. Bununla birlikte, yapının karmaşıklığından dolayı dinamik yükleme ile ilgili nispeten az sayıda çalışma bulunmaktadır. Bu çalışmada, bir tel halat kesitindeki çatlak ilerlemesini modellemek için Peridinamik (PD) teorisi kullanılmıştır. Enine darbe yüküne maruz kalan tel halat Peridinamik teorisi ile modellenmiştir. Önceden tanımlanmış iki çatlak çizgisi tel kesiti içine yerleştirilmiştir. Kırık ilerleme hızı ve dalga yayılımı, parametrelerin etkisini değerlendirmek için kullanılmıştır. En önemli sonuçlardan biri ufuk yarıçapının aynı aile üyesi sayısı kullanılarak azaltıldığında kırık ilerleme hızında azalış meydana gelmesidir. Bir diğer sonuç darbe yükününün yapıya etkidiği temas yüzeyinin küçülmesi ile yüzeydeki hasarın artmasıdır. Bunlarla beraber, dalga yayılımının çatlak başlangıcı ve gelişimi üzerindeki etkisinin Peridinamik yöntemi ile modellenebileceği gösterilmiştir.

Modelling and analysis of wire ropes subjected to transverse impact load using peridynamic theory

H I G H L I G H T S

- Dynamic fracture under transverse impact load
- Wire rope damage modelling
- Crack propagation simulation using Peridynamic theory

Article Info
Research Article
Received: 28.12.2022
Accepted: 19.04.2023

DOI:
10.17341/gazimmfd.1217239

Keywords:
Peridynamics,
impact load,
wire rope,
crack propagation,
fracture

ABSTRACT

The problem of modelling of failure in steel wire ropes using various numerical methods has been widely addressed. However, there is a relatively small body of literature concerned with dynamic loading due to the complexity of the structure. Peridynamic (PD) theory was used in this study to modelling the crack propagation in a wire rope section. The wire rope structure subjected to transverse impact load was modelled within this framework. Two pre-defined crack line were located in a section of the wire. The crack propagation velocity and wave propagation were considered to examine the effect of numerical parameters on the failure mechanism. One of the important results is that reducing the radius of the horizon by keeping the number of material points constant causes a decrease in crack propagation speed. Another result is that as the contact surface on which the impact load acts become smaller, it results in significant damage on the surface. In addition, it has been shown that the effect of wave propagation on crack initiation and propagation can be modelled by the Peridynamic theory.

*Sorumlu Yazar/Yazarlar / Corresponding Author/Authors : *candas@itu.edu.tr, erkan.oterkus@strath.ac.uk, imrak@itu.edu.tr / Tel: +44 775 479 8007

1. Giriş (Introduction)

Çelik tel halatlar kaldırma ve taşıma makinalarının temel elemanlarından biridir. Yükün ağırlığını doğrudan taşımaları nedeniyle diğer elemanlara göre kritik öneme sahiptir. Bu nedenle düzenli bir bakım programı ile gözetim altında tutulmaları gerekmektedir [1]. Düzenli bakımı yapılmayan ve ağır kullanım şartları altında çalışan halatların hasar görmesi hem kullanım konforunu bozmakta hem de kazalara yol açmaktadır [2]. Bunu engellemek amacıyla hasar modellemeleri ile çalışma şartlarına bağlı kullanım ömrü tayinleri ve bakım programı iyileştirmeleri yapmak mümkündür. Çelik tel halatların kullanım amacı statik eksenel yükleri taşımaktır ve tasarımları bu doğrultuda yapılır. Bu nedenle kullanım sırasında halata etkiyen enine darbe yükleri ön görülmeyen bir durumdur ve halatın mekanik tepkisinde belirsizliğe yol açar [3]. Bununla birlikte çeşitli fiziki ve kimyasal çevresel faktörler ile uygun olmayan kullanım durumları halat mukavemetini ve dolasıyla kullanım ömrünü azaltır. Bu nedenle halatların kullanım ömrünü ve hasar mekanizmalarını belirlemek oldukça zordur.

Halat yapıların modellemesi ve farklı yükleme durumları altında incelenmesi konusunda birçok çalışma yapılmıştır. Cardou ve Jolicoeur [4] halatı oluşturan tellerin birbirine temas durumları hususunda farklı modeller önermişlerdir. Hobbs ve Raoof [5] katmanlar arasındaki tel temasını çizgisel ve noktasal olarak iki türlü tanımlamıştır. Foti ve Roseto [6] halat yapısının elasto-plastik davranışını sonlu elemanlar metodu (SEM) ile modellemiştir. İki katmanlı modellerin ilkinde dış teller yalnızca halat özüne temas etmekte; ikincisinde ise yalnızca kendi arasında temas durumundadır. Jiang vd. [7, 8] SEM kullanarak öz ve dış tellerin temasını modellemiştir. Jiang vd. [9] statik kararsız durumu ifade eden üç tel kesitin birbirine temas durumunda olduğu modeli çalışmıştır. Fontanati vd. [10] Warrington-Seale tipi halatların elasto-plastik mekanik davranışını SEM ile modellemiştir. Ardından, Fontanati vd. [11] teller arasındaki teması daha detaylı bir modelleme ile sunmuştur. Karathanasopoulos vd. [12] temas durumunu üç boyutta incelemiş ve teller arasında noktasal temaslar tanımlamıştır. Halat hasarını inceleyen çalışmalar tekrarlı yükleme durumlarında aşınma karakteristiklerinin incelenmesi [13] ve korozyonun halat ömrüne etkilerinin incelenmesi [14] ile genişlemiştir. İmrak ve Erdönmez [15–17] üç boyutlu halat modellemesi, SEM için ağ oluşturulması ve farklı yükleme koşullarında meydana gelen gerilmelerin analizi konularında çalışmalar yapmış ve halat modellemesi için algoritma ve programlar sunmuştur. Erdönmez [18] n-sayıda kompleks helisel geometrideki halat demeti için parametrik denklemler ürettiği çalışmasını yayınlamıştır. Bu çalışmalar eksenel yük altında halat uzaması [19] ve IWRC halatın modellenmesi ve eksenel yük altında incelenmesi [20] konularında genişletilmiştir. Kastratovic vd. [21] tek bir tel içinde mevcut kırığın eksenel yük altında ilerlemesini SEM yöntemi ile modellemiştir.

İncelenen çalışmalar genelde SEM kullanılarak yapılmaktadır. Bu nedenle halat modellemeleri ve ağ yapısı oluşturma çalışmaları öne çıkmaktadır. Ancak kırılma modellemesi gibi süreksizlik meydana gelen olaylarda SEM ancak bazı düzenlemeler ile kullanılabilmektedir [22]. Silling ve Askari [23] kırık oluşumu, modellemesi ve ilerlemesini doğal olarak modelleyen ve böylece klasik sürekli ortamlar mekaniğinde yaşanan süreksizlik sorunlarının üstesinden gelen Peridinamik (Peridynamics, PD) teorisini sunmuşlardır. Silling'in [24] temellerini attığı, sürekli ortamlar mekaniğinin yerel olmayan bir formu olan PD teorisi diferansiyel denklemler yerine integral tabanlı denklemler ile oluşturulmuştur. PD'de analize konu yapı malzeme noktaları (material points) ile ayrıklaştırılarak tanımlanır. Her bir malzeme noktası yalnızca, bir ufuk bölgesi (horizon) içinde kalan ve aile üyeleri (family members) olarak tanımlanan komşu noktalar ile etkileşim halindedir. Ufuk yarıçapı, malzeme noktasının etkileşimde olduğu aile üyesi sayısını kontrol etmektedir. Son yıllarda PD kullanılarak birçok kırılma modellemesi çalışması yapılmıştır [25–27]. Literatürde kırık ilerleme hızını PD ile modelleyen çalışmalar mevcuttur [28–31]. Dalga yayılımı çatlak başlaması, dallanma ve kırılma modları arası geçişi doğrudan etkilediğinden dinamik kırılmayı yönlendirmektedir [32]. Darbe yükü etkidiğinde gerilme dalgaları temas alanından itibaren ilerlemeye başlar ve arka yüzeyden yansır ve bu etki; darbe yükü altındaki kırılgan malzemede daha fazla dallanma ve parçalanmaya neden olur [33]. Morrisey ve Rice [34] ve Ramanathan ve Fisher [35] kırık ucu önü dalga ilerlemesini modellemişlerdir. Guo ve Gao [36] ve Candaş vd. [25] dalga yayılımının çatlak ilerlemesi ve dinamik kırılma üzerine olan etkilerini Kalthoff-Winkler modellerinde incelemişlerdir.

Tüm bu sunulan literatür çalışmaları ele alındığında; araştırma konuları bazı başlıklar altında derlenebilir. Yüklemeler genelde eksenel yöndedir. Zorlamalar eksenel yüklemeler ile çekme ve eğilme olarak ele alınmaktadır. Mekanik davranışlar genelde elastik sınırlar içinde incelenmekte; bazı örneklerde ise elasto-plastik davranış modellemeleri görülmektedir. Halat sistemlerinin kullanımda eksene dik darbe yüküne maruz kaldığı durumlar oldukça yaygınken, mevcut literatürde bu konuda bir çalışma görülmemiştir. Özellikle aşınma ve korozyon nedeniyle tellerin daha kırılgan olduğu, esnekliklerini kaybettiği ve bunun sonucunda ani hasar meydana geldiği göz önüne alındığında literatürde bu konuda bir boşluk olduğu söylenebilir. Çevresel etkiler sonucu meydana gelen korozyonun sadece tel profilinde/çapında kayba yol açmakla kalmadığı; aynı zamanda malzemede sünekliğin azaldığı bilinmektedir [37, 38]. Bunun sonucunda kırılgan hale gelen malzemenin az bir boyun verme ile ani kırılmalara yol açtığı görülmüştür. Bu nedenle bu çalışma kapsamında çevre koşulları nedeniyle malzeme sünekliğini yitirmiş ve kırılgan hale gelmiş durumdaki tel halatların enine darbe yükü altındaki davranışı incelenmiştir. Yapı içindeki ön-tanımlı kırıkların ilerleme hızlarının modellenmesi için Peridinamik yöntemi kullanılmıştır. Halatı oluşturan tel yapıların geometrilerinin dairesel kesitli olması nedeniyle gerekli yakınsama modelleri geliştirilmiş ve yapı içinde kırık ilerleme hızları ve dalga yayınımı incelenmiştir.

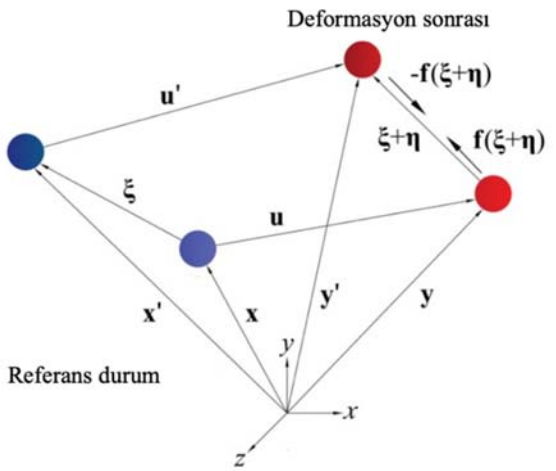
2. Peridinamik Teorisi (Peridynamic Theory)

Klasik sürekli ortamlar mekaniğinde mevcut süreksizlik sorunlarının üstesinden gelmek için süreksiz bölgelerde de kolaylıkla uygulanabilen Peridinamik (Peridynamics, PD) teorisi sunulmuştur [24]. Özellikle çatlak oluşumu ve yayılımı bulunan yapılarda teori doğal olarak; integral denklemlerine dayanan formülasyonu ile malzemede hem süreklilik hem de süreksizlik bölgelerinde geçerlidir. Sürekli ortamlar mekaniğinde yer değişimleri ve iç kuvvetlerin tanımlanması için kısmi türevlerin kullanılması, kırılma gibi süreksizlik olan bölgelerde denklemlerin tanımsız olmasına yol açmaktadır. PD'nin hareket denklemlerinin integral temelli olması teorinin hem süreklilik hem de süreksizlik bölgelerinde kullanılmasını sağlamaktadır. Bağ bazlı PD (bond based PD) teorisi ilk sunulduğunda iki malzeme noktası arasındaki kuvvet birbirine eşit, karşılıklı ve paralel olarak tanımlanmıştır. Bu formülasyon durum bazlı PD (state based PD) olarak Silling vd. [39] tarafından genişletilmiştir. Bu modelde malzeme noktaları arasındaki kuvvetler farklı olabilmektedir. Herhangi bir malzeme noktası $\mathbf{x}$ için PD teorisinde tanımlanan integral tabanlı hareket denklemi Eş. 1'deki gibi verilmiştir [23]:

$$\rho\ddot{\mathbf{u}}(\mathbf{x},t) = \int_{\mathcal{H}_{\mathbf{x}}} \mathbf{f}(\mathbf{u}(\mathbf{x}',t)-\mathbf{u}(\mathbf{x},t),\mathbf{x}'-\mathbf{x})\mathrm{d}V_{\mathbf{x}'} + \mathbf{b}(\mathbf{x},t) \qquad (1)$$

Burada $\mathbf{x}'$, ufuk (horizon) $\mathcal{H}_{\mathbf{x}}$ içinde bulunan; $\mathbf{x}$ malzeme noktalarına komşu malzeme noktasıdır. Ufuk hacminin veya bölgesinin yarıçapı δ ile gösterilmektedir. Burada ufuk herhangi bir malzeme noktası için

etkileşimde bulunduğu aile üyelerini (komşu malzeme noktaları) içeren bölge olarak tanımlanmaktadır. Üç boyutlu modellerde ufuk bölgesi hacim olurken; iki ve bir boyutlu modellerde dairesel alan ve çizgi olmaktadır. Kuvvet vektörü **f**, iki malzeme noktası **x** ve **x′** arasındaki karşılıklı kuvvettir. **u** yer değiştirme vektörünü, **b** iç kuvvetleri ifade etmektedir. Malzemenin yoğunluğu ρ iken; $dV_{\mathbf{x}'}$, **x′** noktasının sonsuz küçük hacmidir. Şekil 1 bir malzeme noktası ve ufuk alanı içinde yer alan bir aile üyesinin konum vektörlerini ve aralarındaki kuvvetleri göstermektedir [27]. Şekilde $\boldsymbol{\xi} = \mathbf{x}' - \mathbf{x}$ referans durumundaki göreli konumları temsil ederken, $\boldsymbol{\eta} + \boldsymbol{\xi} = \mathbf{y}' - \mathbf{y}$ malzeme noktalarının deformasyondan sonraki izafi konumlarını belirtir. Burada, $\boldsymbol{\eta} = \mathbf{u}(\mathbf{x}', t) - \mathbf{u}(\mathbf{x}, t)$ göreceli yer değiştirme vektörüdür [40].



Şekil 1. İki malzeme noktasının konum ve kuvvet vektörleri
(Position and force vectors of two material points)

Malzeme noktaları arasındaki bağıl yer değiştirme göz önüne alındığında, iki malzeme noktası arasında bulunan bağdaki birim uzama, *s* Eş. 2'deki gibi ifade edilir:

$$s = \frac{(\mathbf{y}'-\mathbf{y})-(\mathbf{x}'-\mathbf{x})}{\mathbf{x}'-\mathbf{x}} = \frac{|\boldsymbol{\xi}+\boldsymbol{\eta}|-|\boldsymbol{\xi}|}{|\boldsymbol{\xi}|} \tag{2}$$

Bu eşitlik mikro elastik bir malzemede iki malzeme noktası arasındaki bağı elastik bir yay olarak tanımlar. Böylece, bağ bazlı PD'de bir bağdaki skaler mikro potansiyel fonksiyonu Eş. 3'te verildiği gibi olur.

$$w(\boldsymbol{\eta}, \boldsymbol{\xi}) = \frac{1}{2} c s^2 |\boldsymbol{\xi}| \tag{3}$$

Bu eşitlikte $c = 12E/\pi\delta^4$ üç boyutlu yapılar için bağ sabitidir ve elastiklik modülü (*E*) ve ufuk yarıçapı (δ) cinsinden ifade edilir [40]. Karşılıklı kuvvet fonksiyonu **f**, mikro potansiyel fonksiyonunun bağıl yer değiştirme vektörüne göre türevidir ve Eş. 4'deki gibi ifade edilir.

$$\mathbf{f}(\boldsymbol{\eta},\boldsymbol{\xi}) = \frac{\partial w}{\partial \boldsymbol{\eta}}(\boldsymbol{\eta},\boldsymbol{\xi}) = \frac{\boldsymbol{\xi}+\boldsymbol{\eta}}{|\boldsymbol{\xi}+\boldsymbol{\eta}|} f(|\boldsymbol{\xi}+\boldsymbol{\eta}|,\boldsymbol{\xi}) \quad \forall\, \boldsymbol{\eta}, \boldsymbol{\xi} \tag{4}$$

Burada f, bağ sabiti ve bağ birim uzamasına bağlı skaler değerli bir fonksiyondur. İki malzeme noktası arasındaki bağ ancak bu noktalar arasındaki ilk referans mesafesi, bir malzeme noktasının diğerleriyle etkileşimini sınırlayan ufuk içindeyse geçerlidir. Bu nedenle, malzeme noktaları arasındaki skaler değerli kuvvet fonksiyonu Eş. 5'deki şarta bağlı belirlenmektedir:

$$f(|\boldsymbol{\xi}+\boldsymbol{\eta}|,\boldsymbol{\xi}) = \begin{cases} cs\mu(t,\boldsymbol{\xi}) & \Leftrightarrow |\boldsymbol{\xi}| < \delta \;\; \forall \;\; \boldsymbol{\eta}, \\ 0 & \text{diğer durumlar} \end{cases} \tag{5}$$

Burada $\mu(t,\boldsymbol{\xi})$, bağ birim uzaması (*s*) değerinin önceden tanımlanmış bir kritik birim uzama değerini (s_c) aşıp aşmadığının kontrolünü sağlamak için zamana bağlı skaler değerli bir basamak fonksiyon olarak tanımlanmıştır. Bu koşul aynı zamanda, hasardan sonra bağın tekrar kurulamayacağını göstermekte ve böylece PD'de bir hasar kriteri tanımlanmasını sağlamaktadır. $\mu(t,\boldsymbol{\xi})$ fonksiyonu, bağ birim uzaması kritik birim uzamadan küçük olduğunda 1 (bir) değerini alır; aksi takdirde 0 (sıfır) olur ki bu iki malzeme noktası arasındaki bağın koptuğu anlamına gelmektedir. Bu tanımlar, PD teorisinin bir cisim içinde süreksizlikler bulunmasından etkilenmediğini göstermektedir. Böylece hem önceden tanımlanmış çatlaklar hem de çatlak ilerlemesi, ayrılma yüzeyindeki bağlar ortadan kaldırılarak modellenebilmektedir. Kritik birim uzama değeri bağ bazlı PD için Eş. 6'daki gibi tanımlanmıştır [40]:

$$s_c = \sqrt{\frac{5G_c}{6E\delta}} \tag{6}$$

Burada G_c enerji boşalma hızıdır (critical energy release rate), *E* elastiklik modülü, δ ufuk yarıçapıdır. Bir malzeme noktası için kopan bağlar göz önüne alındığında, yerel hasar değeri belirleme parametresi, (Eş. 7)

$$\varphi(\mathbf{x}, t) = 1 - \frac{\int_{\mathcal{H}\mathbf{x}} \mu(\mathbf{x},t,\xi)\, dV_\xi}{\int_{\mathcal{H}\mathbf{x}} dV_\xi}, \tag{7}$$

şeklinde verilir. Bu formülasyon bir malzeme noktası için kopmuş bağların diğer tüm bağlara oranıdır ve hasar miktarını belirlemede kullanılmaktadır. İntegral tabanlı hareket denkleminin analitik yolla çözülme zorluğu nedeniyle, cisim belirli hacimlere sahip ayrık hacimler olarak tanımlanır. Bir *k* malzeme noktası için, ufuk içindeki tüm noktalar dikkate alınarak, hareket denklemi Eş. 8'deki hali almaktadır.

$$\rho_k \ddot{\mathbf{u}}_k^n = \sum_j \mathbf{f}\left(\mathbf{u}_j^n - \mathbf{u}_k^n, \mathbf{x}_j - \mathbf{x}_k\right) V_j + \mathbf{b}_k^n \tag{8}$$

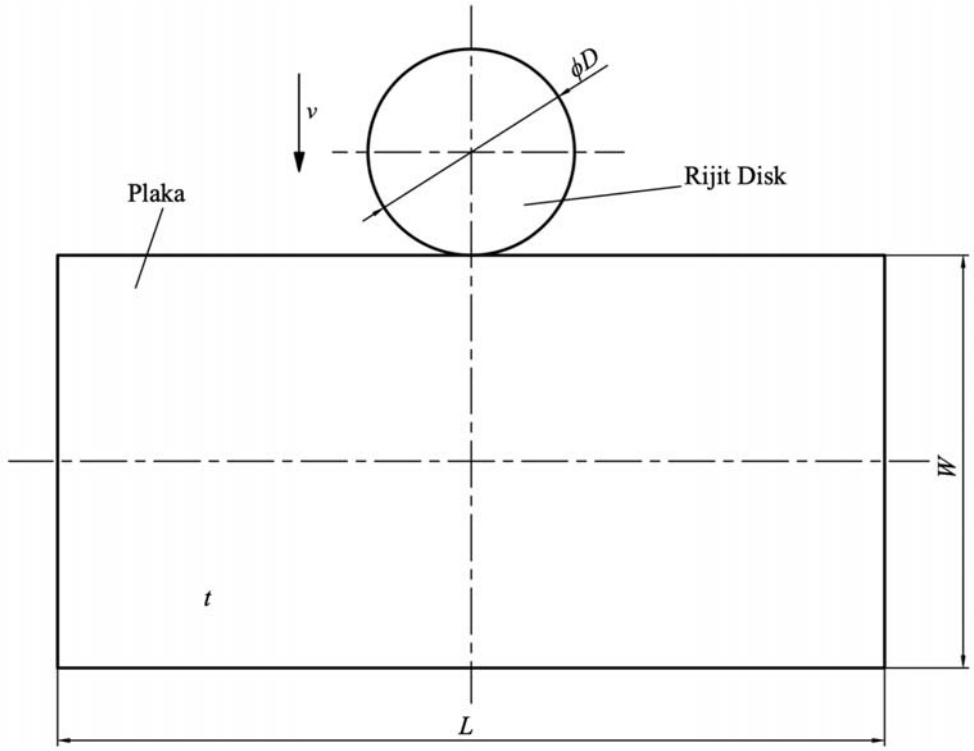
Bu eşitlikte, yer değiştirme vektörü *n*'inci zaman adımında, bir *k* malzeme noktası için $\mathbf{u}_k^n$ ile gösterilmektedir. Malzeme noktaları arasındaki mesafe Δx ile gösterilirken; son olarak, malzeme noktası *j*'nin kapladığı hacim $V_j = (\Delta x)^3$ olarak tanımlanmaktadır.

3. Sayısal Örnekler (Numerical Examples)

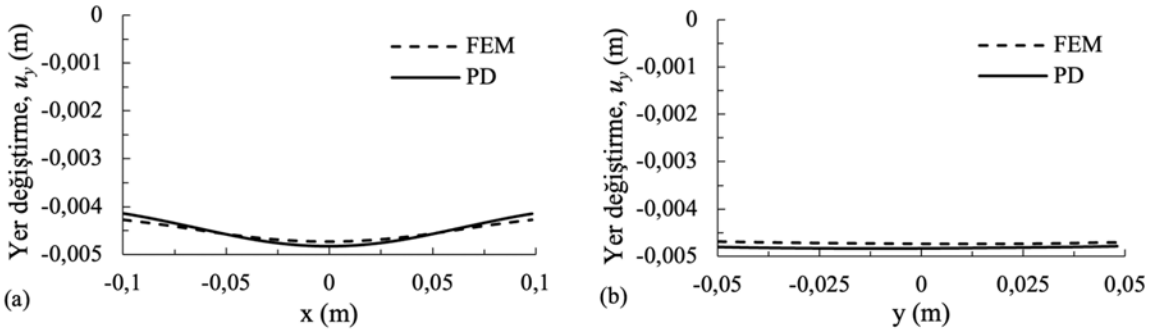
Bu bölümün ilk kısmında çalışmada kullanılan yöntemin doğrulama çalışması sunulmuştur. Modelin doğrulanması amacıyla rijit disk darbesine maruz kalan dikdörtgen plaka örneği ele alınmıştır. Peridinamik ile elde edilen sonuçlar sonlu elemanlar metodu sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Sonraki bölümde problem tanımı yapılmış ve m-yakınsaması ve *δ-yakınsaması bölümlerini takiben dalga ilerlemesi incelenmiştir.*

3.1. Doğrulama Çalışması (Validation Study)

Şekil 2'de görüleceği üzere bir rijit disk dikdörtgen bir plakaya üst kenardan çarpmaktadır. Plaka için bir sınır şartı tanımlanmamıştır. Peridinamik modelde elde edilen yer değiştirme sonuçları ile SEM modeli sonuçlarını karşılaştırmak amacıyla PD modelinde hasara izin verilmemiştir. SEM modelinde rijit disk tanımı için çok yüksek elastiklik modülü kullanılmıştır. Her iki model de iki boyutlu olarak ele alınmıştır. Plakanın boyu L = 0,2 m, genişliği W = 0,1 m ve kalınlığı t = 0,009 m'dir. Elastiklik modülü E = 191 GPa, Poisson oranı 0,33, yoğunluğu ρ = 8000 kg/m^3 olarak verilmiştir. Darbeyi oluşturan diskin çapı $D = \phi$0,05 m ve kalınlığı H = 0,009 m'dir. Diskin başlangıç hızı düşey eksen boyunca v = -32 m/s ve kütlesi 1,57 kg'dır.



Şekil 2. Rijit disk darbesine maruz kalan dikdörtgen plaka (A rectangular plate subjected to rigid disk impact)



Şekil 3. Orta *y* ekseni boyunca 2000. adımda *y* yönündeki yer değişimlerinin PD ve SEM karşılaştırması (a) *x* ekseni boyunca, (b) *y* ekseni boyunca

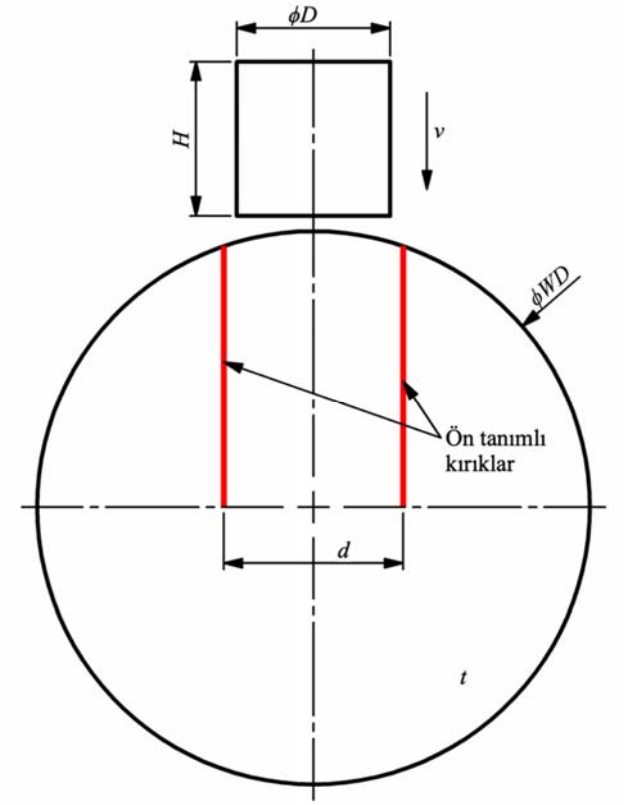
(PD and FEM comparison of *y* displacements at time step of 2000 (a) along the central *x* axis, (b) along the central *y* axis)

Peridinamik model ayrıklaştırmasında *x*, *y* ve *z* yönünde tanımlanan malzeme noktası sayısı sırasıyla 200, 100 ve 1'dir. Malzeme noktaları arası mesafe (Δ) 0,001 m ve ufuk yarıçapı δ = 3,015 Δ'dır. Zaman adımı $\Delta t = 1 \times 10^{-7}$ s ve toplam adım sayısı 2000'dir. ANSYS programında yapılan SEM analizinde "PLANE182" 4 nokta geometri, temas tanımlamalarında "TARGE169" ve "CONTA172" eleman tipleri kullanılmıştır. Plaka 20.204 elemandan oluşmaktadır. Sınır koşulu plakanın düşey orta ekseninde yatay yer değiştirmenin sınırlanması olarak tanımlanmıştır. Zaman adımı $\Delta t = 2 \times 10^{-4}$ s'dir. Şekil 3'te PD ve SEM ile yapılan analizler karşılaştırılmıştır. Her iki şekilde de plakanın orta *x* ve *y* eksenleri boyunca düşey yer değişimleri sunulmuştur.

Şekil 3'te görüleceği üzere 2000. adımda yer değiştirmeler karşılaştırıldığında PD ve SEM sonuçlarının birbirine oldukça yakın olduğu anlaşılmaktadır. Bu karşılaştırma rijit darbe modelinin Peridinamik teorisi yaklaşımında doğrulamasını göstermektedir.

3.2. Problem Tanımı (Problem Definition)

Peridinamik teorisinde analize konu yapı, sonlu elemanlar analizinin aksine; ağ yapısı (mesh) kullanılmadan ayrıklaştırma yapılarak modellenir. Bu ayrıklaştırma işleminde kullanılan parametreleri belirlemek için sayısal örnekler hazırlanmıştır. Bu örnekler bir halat teli kesitinin eksenine dik yönde darbe yüküne maruz kalması durumunda çatlak yayılımını tespit etmek amacıyla tasarlanmıştır. Şekil 4'te görüleceği üzere, tel kesitine iki adet simetrik çatlak yerleştirilmiştir. Bu çatlaklar üst yüzeyden kesitin orta eksenine kadar uzanmaktadır. Böylece darbe öncesinde tanımlanmış bu çatlaklar darbe sonrasında ilerleyecek çatlakların ilerleme yönünü tayin edebilecektir. Darbe sonrası çatlaklar ön tanımlı çatlakların etkisinde her durumda aynı yerden başlayacaktır. Darbe altındaki gövdeye hiçbir sınır koşulu uygulanmamıştır. Tel kesiti darbe öncesinde hareketsiz ve yer değiştirme sınırları uygulanmamış haldedir. Darbeyi oluşturan silindirin rijit olduğu kabul edilmiştir.



Şekil 4. Darbe yükü altındaki tek bir tel kesiti ölçüleri
(Dimensions of the single wire subjected to impact load)

Darbeyi oluşturan silindirin çapı, $D = \phi 0{,}025$ m ve yüksekliği, H = 0,025 m'dir. Silindirin kütlesi 0,785 kg; hızı ise y ekseni boyunca v = -32 m/s'dir. Tel kesitinin çapı $WD = \phi 0{,}09$ m'dir. Ön tanımlı çatlaklar arasındaki mesafe d = 0,029 m olmak üzere iki çatlak da orta dik eksene göre simetrik yerleştirilmiştir. Tel kesitinin kalınlığı t = 0,003 m'dir. Poisson oranı 0,25, elastiklik modülü E = 191 GPa, kütle yoğunluğu ρ = 8000 kg/m^3 olarak verilmiştir. Bu model yapısıyla bir tel kesiti için uygun parametreleri belirlemek amacıyla m-yakınsaması ve δ-yakınsaması örnekleri yapılmış ve çatlak ilerleme hızları tespit edilmiştir. Ardından, belirlenen en iyi model için dalga yayılımı ve çatlak ilerleme hızı sonuçları verilmiştir.

3.3. m-Yakınsaması (m-convergence)

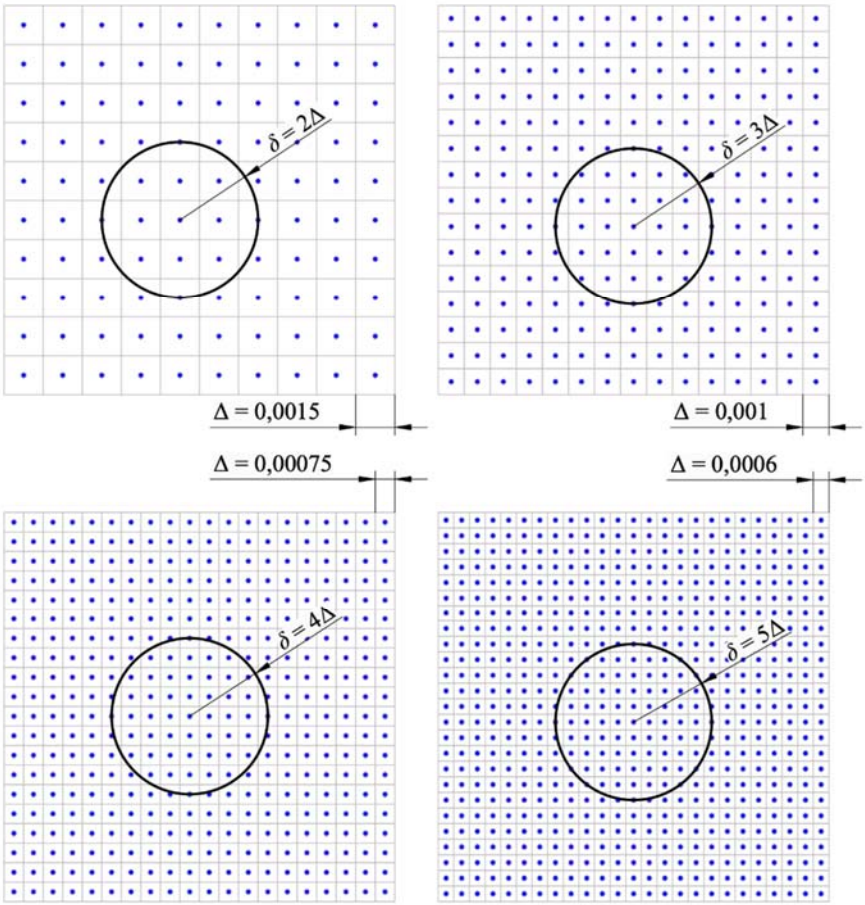
Peridinamik teorisinde yakınsama örnekleri ufuk yarıçapının (δ) büyüklüğü ve sabit bir ufuk yarıçapı içinde yer alan malzeme noktalarının sayısı ile yapılmaktadır [41]. Bu kapsamda, ilk bölümde m-yakınsaması modelleri tasarlanmıştır. Şekil 5'te görüleceği üzere, bu tür yakınsamada ufuk yarıçapı (δ) sabit tutularak, ufuk içinde kalan malzeme noktası (m) sayısı değiştirilmiştir. Bu iki malzeme noktası arasındaki mesafenin (Δ) değiştirilmesi ile elde edilmiştir. Ufuk yarıçapı boyutunun sabit tutulması için Şekil 5'te yer alan haliyle yukarıdan aşağı iki malzeme noktası arasındaki mesafe (Δ) 0,0015'den 0,0006'ya doğru azaltılmış; bunun sonucunda ufuk içinde kalan malzeme noktası sayısı (m) artmış; dolayısıyla tüm yapının malzeme noktası sayısı artmıştır. Bir diğer deyişle yapıyı ayrıklaştıran malzeme noktaları çoğalmıştır. Bu örnekte δ = 0,003 m olarak sabit tutulmuştur.

Bu bölümde analizi yapılan modellerin ve parametrelerin değerleri Tablo 1'de sunulmuştur. Tabloda x, y ve z eksenlerinin her biri için malzeme noktası sayısı sırasıyla *ndivx*, *ndivy*, *ndivz* olarak verilmiştir. Bu malzeme noktası sayısı iki malzeme noktası arasındaki mesafenin belirlenmesini sağlamaktadır; bu değerler yine x, y ve z eksenlerinin her biri için sırasıyla Δx, Δy ve Δz olarak verilmiştir. Halat teli kesiti boyutları ve ufuk yarıçapı (δ) sabit olduğu durumda bu değişimler m sayısı değişimini, bir diğer deyişle ufuk alanı içindeki malzeme sayısı değişimini kontrol etmektedir. Sabit ufuk yarıçapı δ = 0,003 m için m = 2, 3, 4 ve 5'tir. Toplam malzeme noktası sayısı m = 2 için 8.460, m = 3 için 25.440, m = 4 için 56.440 ve m = 5 için 105.984'tür. Her model için zaman adımı $\Delta t = 8{,}7 \times 10^{-8}$ s ve kritik birim uzama s_c = 0,01 olarak kullanılmıştır [40].

Şekil 6'da m = 2, 3, 4 ve 5 değerleri ile yapılan ayrıklaştırma sonucu elde edilen sonuçlar görülmektedir. Sonuçların görüntülemesinde OVITO [42] programı kullanılmıştır. İlk satırda t = 0 anında, darbe öncesi anda ön tanımlı çatlaklar görülmektedir. Hasar oranını gösteren renk ölçeği, Eş. 7'de tanımlanan hasar oranını ifade etmektedir ve her bir malzeme noktası için kopmuş durumda olan bağlarının, başlangıç durumundaki bağ sayısına oranı olarak tanımlanmıştır. Bu değer 0 ila 1 arasında değişmektedir. Şekilde kopan bağların oranını belirtmek için hasar ölçeği yüzdelik olarak tanımlanmıştır. 0 (sıfır) değeri bir malzeme noktası için tüm bağların sağlam durumda olduğunu belirtirken; değerin artması kopan bağ sayısının yani hasarın arttığını göstermektedir. PD teorisi kullanılan çalışmalarda kırık ve hasar tanımlaması için farklı yüzdesel oranların kullanıldığı görülmektedir. Madenci ve Öterkuş [40] bir malzeme noktasının hasar gördüğü durumu 0,38 (%38) yerel hasar oranı ile değerlendirmiştir. Cheng vd. [43] kırık ilerlemesini 0,3 oranı (%30) üzerinde hasarlı noktalarla izlemiştir. Özdemir vd. [30] çalışmalarında; Ha ve Bobaru [44] tarafından kullanılan 0,35 (%35) oranını tercih etmiştir. Bu çalışmada kırık ilerleme hızı 0,3 (%30) oranı ile takip edilmiştir. Başlangıç durumunda yer alan ön tanımlı çatlaklar, çatlak boyunca malzeme noktaları arasındaki bağların kırılmış olduğunu göstermektedir. Şekildeki her bir modelin en üst kısmında yer alan tek malzeme noktası, çarpma yüzeyinde düz bir yüzey elde etmek amacıyla ihmal edilmiştir.

Tüm simülasyonlarda çatlak ilerlemesi 21,8 µs'de başlamıştır. İkinci satırda 47,9 µs anındaki çatlak ilerlemeleri verilmiştir. Bu anda m = 2 modelinde çatlağın kenara ulaştığı ve tam kırılmanın meydana geldiği görülmektedir. m = 3, 4 ve 5 modellerinde henüz tam kırılma meydana gelmemiştir. Üçüncü satırda 60,9 µs anında oluşan çatlaklar verilmiştir. Burada tüm modellerde çatlak ilerlemesinin sona erdiği ve hasarın tamamlandığı görülmektedir. Üçüncü satırda yer alan modeller incelendiğinde, darbe yükünün etkidiği üst yüzeylerde meydana gelen hasarlar arasında önemli farklar olduğu görülmektedir. Tablo 1'de verildiği üzere m değeri 2'den 5'e doğru artarken üst yüzey alanının; yani çarpan silindir ile temas yüzeyinin 0,0210'dan 0,0144'e kadar daraldığı görülmektedir. Darbe yükünü etkiyen silindir ile kesit arasındaki temas m değeri arttıkça azalmaktadır. m = 2 modelinin üst yüzeyindeki geniş temas alanının buradaki noktalar için bir koruma meydana getirdiği söylenebilir. Temas alanının küçülmesi ile m = 5 modelinde de görüleceği üzere temas bölgesinde hasarlar daha görünür hale gelmektedir.

Darbe yükünün farklı m değerleri için tam kırılma oluşturduğu anların belirlenmesi çatlak ilerleme hızı hakkında bilgi vermektedir. Bu nedenle, Şekil 7'de hızların karşılaştırılması zamana bağlı olarak verilmiştir. Her ne kadar modellerin tam çalıştırılma süresi darbe yükünü etkiyen silindir hareketinin başladığı andan itibaren 117,5 µs de olsa modeller arasında karşılaştırma yapabilmek amacıyla şekilde 17,4 ila 56,6 µs arasındaki hızlar verilmiştir. Şekildeki tüm modeller 21,8 µs anında aynı anda çatlak ilerlemesine başlamıştır. 21,8 ila 34,8 arasında çatlağın hız kazandığı geçiş bölgesi görülmektedir. Sonrasında hızların görece yatay seyrettiği söylenebilir. m = 2 modeli diğerlerinden 8,7 µs önce; 47,9 µs anında kenara ulaşmıştır.



Şekil 5. m-yakınsaması 2-boyutlu şematik gösterimi, sabit δ = 0,003 m
(2-Dimensional m-convergence schematic view with constant δ = 0.003 m)

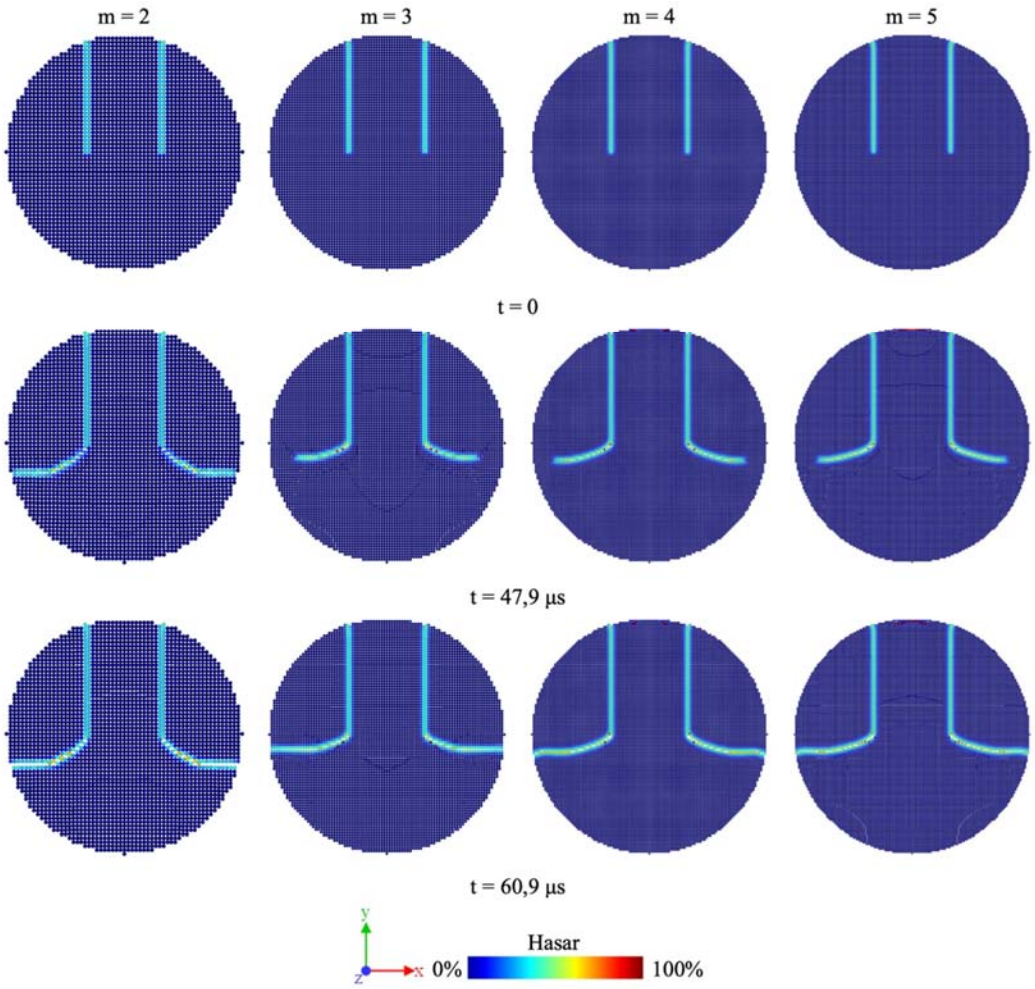
Tablo 1. m-yakınsama testi model ve parametre değerleri (m-convergence test model and parameters values)

m	2	3	4	5
Ufuk yarıçapı, δ (m)	0,003	0,003	0,003	0,003
ndivx	61	91	121	151
ndivy	61	91	121	151
ndivz	3	4	5	6
Tel kesit çapı (m)	0,09	0,09	0,09	0,09
z-ekseninde kalınlık (m)	0,003	0,003	0,003	0,003
Δx, Δy, Δz (m)	0,001500	0,001000	0,000750	0,000600
Malzeme noktası hacmi (m^3)	3,38E-09	1,00E-09	4,22E-10	2,16E-10
Toplam nokta sayısı	8.460	25.440	56.440	105.984
Temas tabakasında nokta sayısı	15	19	21	25
Temas boyu (m)	0,0210	0,0180	0,0150	0,0144

Çatlak ilerleme hızları m = 2 modelini diğer modellerinden ayrıştırmaktadır. Bu farklılık yer değiştirmelerde de görülmektedir. Şekil 8'de tel kesitlerinin merkezi *x* ekseni boyunca 56,6 µs anında yer değiştirmesi verilmiştir. Grafikte siyah renkli 0 (sıfır) çizgisi başlangıç durumunu gösterirken renkli çizgiler merkez x ekseninin çökme miktarını göstermektedir. Görüldüğü üzere; darbe yükünün etki ettiği çatlaklar arasında kalan bölgenin yer değiştirmesi kenar bölgelerinden daha fazladır. Ancak bu farkın m = 2 modelinde diğer modellerden daha fazla olduğu ve m = 5'e doğru farkın azaldığı görülmektedir. Bu nedenle, verilen parametrelerle yapılacak modelleme çalışmalarında m = 2 modelinin yetersiz kaldığı; diğer modellerin giderek birbirine yaklaştığı ve daha uyumlu sonuçlar verdiği söylenebilir. Çatlak ilerleme hızları ve çökme miktarlarının m = 3, 4 ve 5 modelleri için oldukça yakın olduğu ve bu nedenle m sayısını daha fazla artırmanın hesaplama zamanı ve maliyeti açısından faydalı olmayacağı görülmüştür.

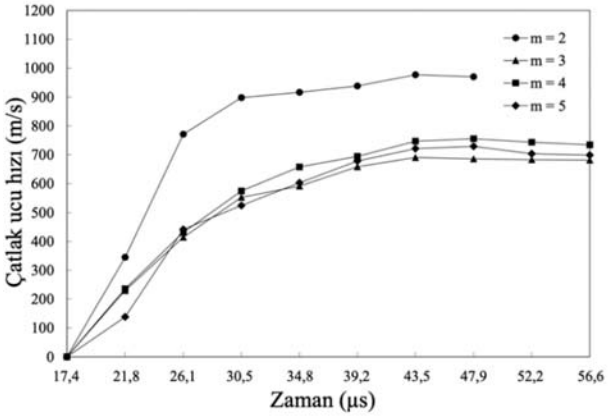
3.4. δ-Yakınsaması (δ-convergence)

İkinci tip yakınsama *δ*-yakınsamasıdır. m-yakınsamasının aksine burada, ufuk alanı içerisinde yer alan malzeme noktası sayısı sabit iken ufuk yarıçapı, dolayısıyla bir malzeme noktasının etkileşimde bulunduğu diğer malzeme noktalarını (aile üyelerini) içeren alan azalmaktadır. Şekil 9'da görüleceği üzere ufuk yarıçapı boyutu

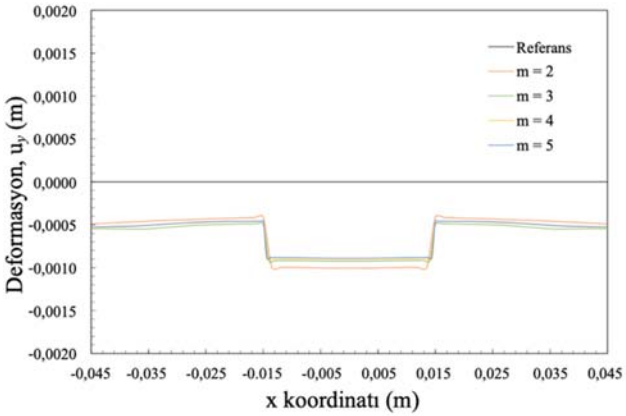


Şekil 6. m-yakınsaması kırık ilerlemeleri, sabit δ = 0,003 m (The crack propagation in m-convergence models with constant δ = 0.003 m)

küçülmektedir ancak ufuk içinde kalan malzeme noktası sayısı sabit kalmaktadır. m-yakınsama testinde olduğu gibi burada da *ndivx*, *ndivy* ve *ndivz* değerleri malzeme noktaları arasındaki mesafeyi belirlemektedir. Dört testte de m = 3 sabit değeri tutulmuş; ufuk yarıçapı (δ) değeri azaltılmıştır. Malzeme noktaları arasındaki mesafeler (Δx, Δy ve Δz) m sayısını sabit tutabilmek amacıyla ayarlanmıştır.

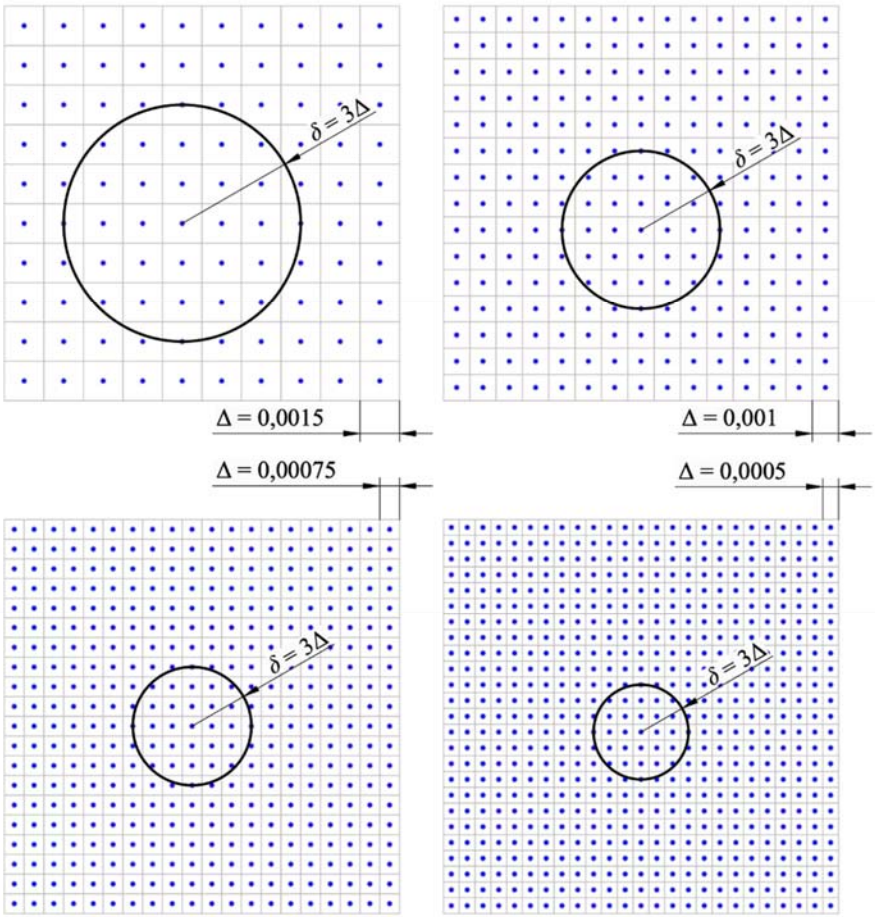


Şekil 7. Çatlak ilerleme hızları: m-yakınsaması
(The crack propagation velocities: m-convergence)



Şekil 8. m-yakınsama modellerinde y-ekseni yönünde merkezi *x* ekseni boyunca 56,6 µs anında yer değiştirmeler
(Displacement in the y-direction of m-convergence models along the central *x* axis at 56.6 µs)

Tablo 2'de δ-yakınsaması modelinde kullanılan boyut ve parametreler verilmiştir. Şekil 9 ile uyumlu olarak her bir malzeme noktasının etkileşimde bulunabildiği diğer malzeme noktalarının sayısı bu modelde sabit kalmaktadır. Ancak, ufuk yarıçapı daralmaktadır. Yani daha dar bir hacimde daha çok malzeme noktası yerleştirilmiştir. Her



Şekil 9. δ-Yakınsaması 2-boyutlu şematik gösterimi, sabit m = 3 (2-Dimensional δ-convergence schematic view with constant m = 3)

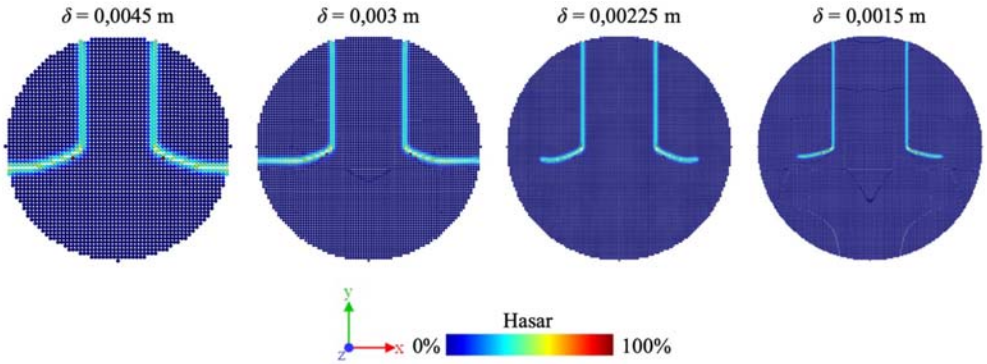
Tablo 2. δ-yakınsama testi model ve parametre değerleri (δ-convergence test model and parameters values)

Ufuk yarıçapı, δ (m)	0,0045	0,003	0,00225	0,0015
m (sabit)	3	3	3	3
ndivx	61	91	121	181
ndivy	61	91	121	181
ndivz	3	4	5	7
Tel kesit çapı (m)	0,09	0,09	0,09	0,09
z-ekseninde kalınlık (m)	0,003	0,003	0,003	0,003
Δx, Δy, Δz (m)	0,001500	0,001000	0,000750	0,000500
Malzeme noktası hacmi (m^3)	3,38E-09	1,00E-09	4,22E-10	1,25E-10
Toplam nokta sayısı	8.460	25.440	56.440	178.108
Temas tabakasında nokta sayısı	15	19	21	27
Temas boyu (m)	0,0210	0,0180	0,0150	0,0130
s_c	0,008	0,01	0,012	0,014

model için $\Delta t = 8{,}7 \times 10^{-8}$ s'dir. Kritik birim uzama s_c Eş. 6'da verilen formüle göre ufuk yarıçapı ile değişmektedir (Tablo 2).

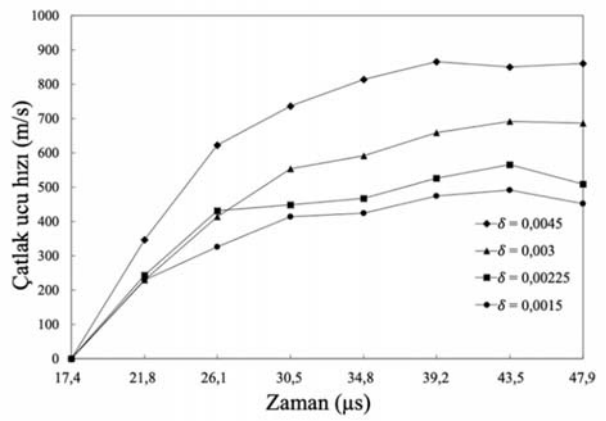
Bu yakınsama modellerinde kırıkları t = 60,9 µs anındaki konumu Şekil 10'da verilmiştir. δ = 0,0045 modelinde ayrıklaştırma oldukça kabadır. Çünkü ufuk yarıçapı büyük olmasına rağmen içinde yer alan malzeme noktası sayısı diğer modellerle aynıdır. Şekildeki modeller aynı satırda soldan sağa doğru kabadan inceye doğru sıralanmıştır. t = 0 anında yapılara etkiyen bir kuvvet yoktur ve modellerde ön tanımlı kırıklar mevcuttur. Tüm modellerde m-yakınsama simülasyonlarında olduğu gibi kırılma 21,8 µs anında başlamıştır. Bu anda şekilde de görüleceği üzere, kırık ucu en çok, en kaba ayrıklaştırma yapılan δ = 0,0045 modelinde mesafe kaydetmiştir. δ = 0,0045 modelinin kenara 52,2 µs anında ulaşmıştır. Bu değer δ = 0,003 için 60,9 µs'dir. δ = 0,00225 ve δ = 0,0015 modellerinde ise kırık ilerlemesi sırasıyla 60,9 ve 56,6 µs anlarında durmuş, sonrasında kırık ucu yönü değişerek kırılma devam etmiştir. Bu nedenle karşılaştırma maksadıyla Şekil 10'da yalnızca 60,9 µs anına kadar olan hızlar verilmiştir.

Önceki bölümde yapılan m-yakınsama modellemelerinde görüldüğü gibi δ-yakınsama modellerinde de kesitlerin üst yüzeylerinde hasarlar görülmüştür. Temas boyları δ = 0,0045 modelinde 0,0210; δ = 0,003 modelinde 0,0180; δ = 0,00225 modelinde 0,0150 ve δ = 0,0015 modelinde 0,0130 olarak belirlenmişti. Bu durumda ufuk yarıçapının



Şekil 10. δ-yakınsaması kırık ilerlemeleri, sabit m =3 (The crack propagation in δ-convergence models with constant m = 3)

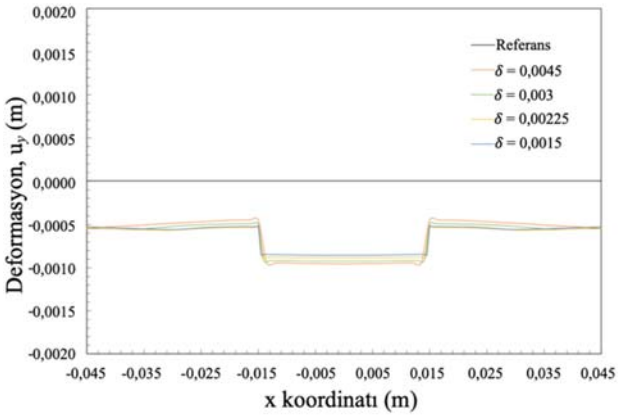
azalması durumunda aynı kesit alanlı tel kesitinin dairesel yapısı gereği tel eksenine dik yönde bir darbeye maruz kalması durumunda temas yüzeyinin azalması durumu ortaya çıkmaktadır. Küçülen temas yüzeyinde daha çok hasar ortaya çıkmıştır. Şekil 11'de δ-yakınsama modellerinde çatlak ilerleme hızları karşılaştırılmıştır. Modellerin karşılaştırılması amacıyla 17,4 ila 47,9 µs arasındaki hızlar verilmiştir. Kırılma başlangıcı tüm modeller için 21,8 µs anıdır. 21,8 ila 39,2 µs arasındaki geçiş bölgesi sonrasında hızların artışında azalma meydan geldiği ve hızların sabitlenmeye başladığı söylenebilir. Kırık ilerleme hızının azalan ufuk yarıçapı ile azaldığı anlaşılmaktadır. δ = 0,00225 ve δ = 0,0150 modellerinde hız değişim grafiklerinin birbirine yakın olduğu görülmektedir. Verilen parametreler ile ufuk yarıçapının bu değerlerden tutulması yeterli olacaktır.



Şekil 11. Çatlak ilerleme hızları: δ-yakınsaması
(The crack propagation velocities: δ-convergence)

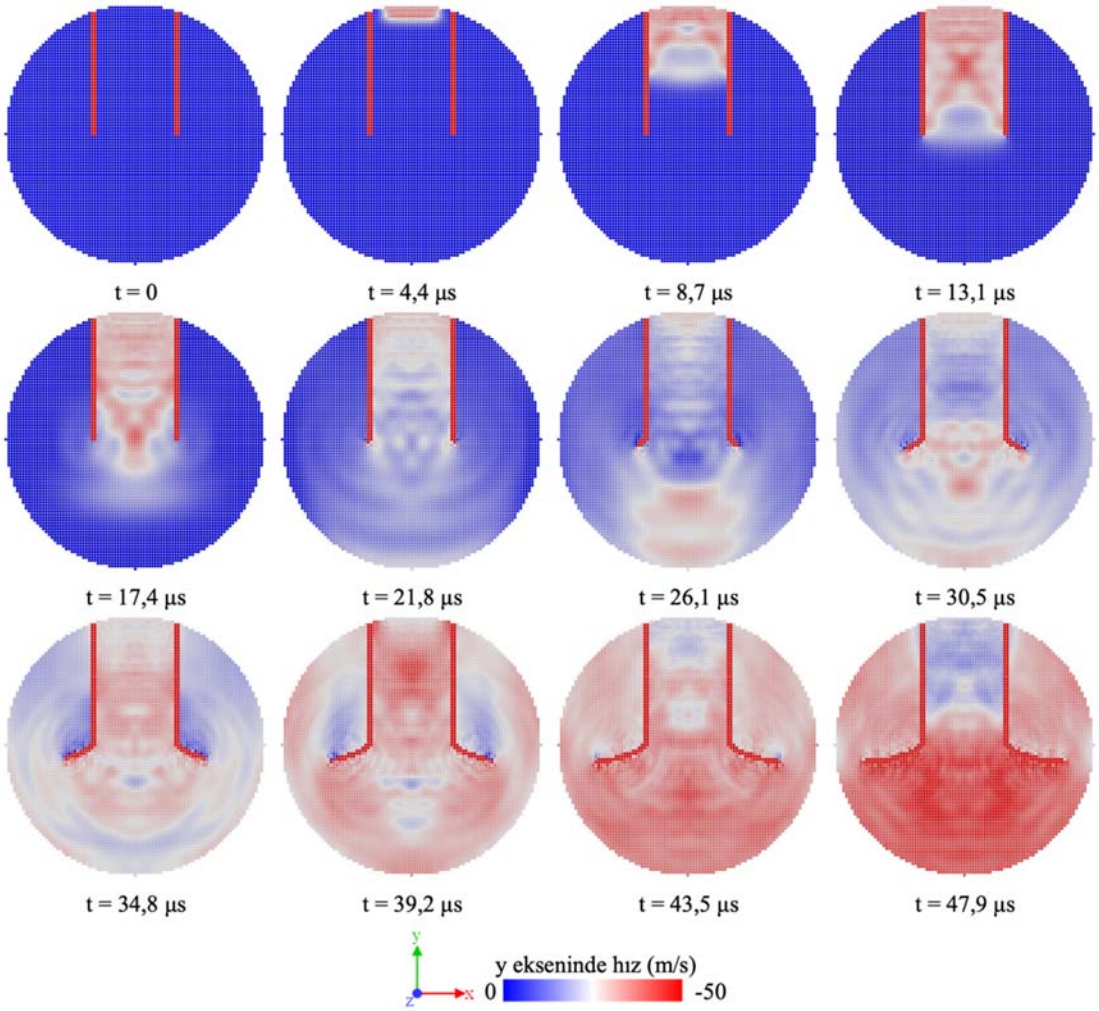
Önceki bölümde olduğu gibi bu bölümde de darbe yükünün kesit alanında meydana getirdiği çökme incelenmiştir. Şekil 12'de δ-yakınsama modellerinde, 56,6 µs anında, y ekseni boyunca merkezi x ekseninde meydana gelen yer değiştirmeler verilmiştir. x ekseninin başlangıç durumu siyah düz çizgi ile 0 (sıfır) çizgisinde belirtilmiştir. Burada, m-yakınsama modellerinden farklı olarak, darbenin doğrudan etkidiği ön tanımlı çatlaklar arasındaki bölgede meydana gelen çökmelerin birbirine çok yakın olduğu görülmektedir. En büyük deformasyonun δ = 0,0045 modelinde olduğu; δ = 0,0015 modeline doğru ufuk yarıçapı küçülürken yer değiştirmenin azaldığı görülmektedir. Modellerin birbirine çok yakın sonuçlar verdiği söylenebilir.

Şekil 10'daki δ = 0,003 modeli tekrar incelenecek olursa, kırılmanın x eksenine göre belirli bir açı ile başladığı, sonra 47,9 µs anı civarında yön değiştirerek x ekseni boyunca ilerlediği görülmektedir. Bu yön değiştirme kırılma modundaki değişimi ifade etmektedir. Kırılma önce Mod-II (düzlem içi kayma) şeklinde başlamaktadır. Ardından kırık ilerleme yolu x eksenine paralel hale gelirken Mod-I (açılma) daha baskın hale gelmektedir. Bu geçiş δ = 0,00225 modelinde de az da olsa görülmektedir. Mod geçişi δ = 0,0015 modelinde oluşmamaktadır. Şekil 12'de yer alan, ön tanımlı kırıklardan kenarlara doğru olan çökme miktarlarındaki farklılıklar mod geçişleri ile ilişkili görülmektedir. Mod-I kırılmanın baskın olduğu modelde kırılma bölgelerinde çökmenin daha fazla olduğu görülmektedir.



Şekil 12. δ-yakınsama modellerinde y ekseni yönünde merkezi x ekseni boyunca 56,6 µs anında yer değiştirmeler
(Displacement in the y direction of δ-convergence models along the central x axis at 56.6 µs)

Bu iki bölümde yapılan m- ve δ-yakınsama modellerinden elde edilen ortalama kırık ilerleme hızları Tablo 3'te verilmiştir. Son sütunda referans modellere göre kırılma hızlarında meydana gelen yüzdelik değişim görülmektedir. Seçilen referans model m = 3 ve δ = 0,003 modelidir. Hız farklılıklarının incelenmesi sonucunda; ufuk alan içinde kalan malzeme noktası sayısının ölçüsü olan m sayısının; verilen parametreler ile modelleme yapılmak istendiğinde en azından 3 olarak seçilmesi gerektiği; 2 sayısının yetersiz olduğu görülmektedir. Çünkü m = 2 ile m = 3, 4 ve 5 modelleri arasında büyük bir fark ortaya çıkmaktadır. m = 2 dışındaki modellerdeki ortalama hızlar birbirine oldukça yakındır. δ-yakınsama modellerinde modeller arasındaki farkın daha çok olduğu görülmektedir. Buna göre verilen parametreler ile kırık ilerleme hızı üzerinde, ufuk yarıçapı değerinin ufuk alanı içinde bulunan malzeme noktası sayısına göre daha etkili olduğu söylenebilir. δ = 0,00225 ve δ = 0,00150 modellerinde kırık ilerlemesinin durması nedeniyle ortalama hız bu durma anına kadar geçen sürede değerlendirilmiştir.



Şekil 13. m = 3 ve δ = 0,003 modelinde dalga yayılımı (The wave propagation in the model m = 3 and δ = 0.003)

Tablo 3. Tüm modellerin ortalama hızları
(Average velocity data for all models)

Model	Hız (m/s)	Referansa göre (%)
m-yakınsama		
m = 2	831	+42
m = 3 (ref.)	587	-
m = 4	627	+7
m = 5	592	+1
δ-yakınsama		
δ = 0,00450	745	+27
δ = 0,00300 (ref.)	587	-
δ = 0,00225	459	-22
δ = 0,00150	399	-32

3.5. Dalga Yayılımı (Wave propagation)

Şekil 13'te referans model olarak seçilen m = 3 ve δ = 0,003 modeli için y ekseni boyunca malzeme noktalarının hızı ile ifade edilen zamana bağlı dalga yayılımı görülmektedir. Verilen zaman aralığı 0 ila 47,9 µs arasını kapsamaktadır. Çünkü bu andan itibaren dalga yayılımının bozulduğu ve karmaşık bir hal aldığı görülmüştür. t = 0 anında kesite henüz darbe uygulanmamıştır. Temas 4,4 µs anında başlamaktadır. İlerleyen dalganın ön tanımlı kırıkların ucuna 13,1 µs anında ulaştığı görülmektedir. Bu an dalga ilerlemesi nedeniyle Mod-II kayma yükünün oluşmaya başladığı andır. Ancak kırılma başlangıcı dalganın alt tabana ulaştığı 21,8 µs anında görülmektedir. Burada tabandan yansıyan dalga ön tanımlı kırık ucunda yoğunlaşan bir etki ile kırılmayı başlatıp ilerlemeyi hızlandırmaktadır. Sonrasında yükleme devam etmektedir. Darbe nedeniyle yeni dalgalar oluşmaktadır. Tabandan yansıyarak geri dönen dalgalar nedeniyle dalga profillerinde 47,9 µs anından sonra bozulma meydana gelmektedir.

4. Sonuçlar (Conclusions)

Bu çalışma darbe yükü altındaki halat tellerinde meydana gelen ani kırılmanın Peridinamik yöntemi ile modellemesi amacıyla yapılmıştır. Tasarlanan m-yakınsama ve δ-yakınsama modellerinde çatlak yayılım profilleri, hızları ve dalga yayılımı incelenmiştir. Modeller karşılaştırıldığında m-yakınsama testlerinde verilen boyutlar ve parametreler ile m sayısının en az 3 olarak seçilmesi gerektiği ve m = 3, 4 ve 5 modellerinde ortalama hızların önemli ölçüde değişmediği görülmüştür. Ufuk yarıçapının (δ) ufuk içinde kalan malzeme noktası sayısına (aile üyesi sayısı) göre kırık ilerleme hızları üzerinde daha etkili olduğu görülmüştür. δ = 0,00225 ve δ = 0,00150 modellerinde kırık ilerleme hızının birbirine daha yakın olduğu görülmüştür. Bir diğer sonuç darbe yükününün yapıya etkidiği temas yüzeyinin küçülmesi ile yüzeydeki hasarın artmasıdır. Bunlarla beraber, dalga yayılımının çatlak başlangıcı ve gelişimi üzerindeki etkisinin Peridinamik yöntemi ile modellenebileceği gösterilmiştir.

Halat yapısının karmaşık geometri tasarımı, teller arasındaki etkileşim ve temas modellemesi gelecekte bu çalışmanın devamı niteliğinde araştırma konuları olarak önerilebilir.

Kaynaklar (References)

1. Sancak A., Candaş A., Imrak C.E., Analysis and Comparison of Elevator Cabin Guide Rail Bracket Designs Under Earthquake Load, European Journal of Science and Technology, 24 (1), 60–66, 2021.
2. Candaş A., Sancak A., Imrak C.E., Noise Measurement in Elevators, European Journal of Science and Technology, 24 (1), 75–80, 2021.
3. Sancak A., Imrak C.E., Candaş A., Deprem bölgelerindeki asansör tesislerinin deprem önlemleri ve hesaplama esaslarının karşılaştırılması,. X. İzmir Asansör Sempozyumu, Makina Mühendisleri Odası, İzmir, 95–104, 2021.
4. Cardou A., Jolicoeur C., Mechanical models of helical strands, Applied Mechanics Reviews, 50 (1), 1–14, 1997.
5. Hobbs R.E., Raoof M., Behaviour of cables under dynamic or repeated loading, Journal of Constructional Steel Research, 39 (1 SPEC. ISS.), 31–50, 1996.
6. Foti F., de Luca di Roseto A., Analytical and finite element modelling of the elastic–plastic behaviour of metallic strands under axial–torsional loads, International Journal of Mechanical Sciences, 115–116 (1), 202–214, 2016.
7. Jiang W.G., Yao M.S., Walton J.M., A concise finite element model for simple straight wire rope strand, International Journal of Mechanical Sciences, 41 (2), 143–161, 1999.
8. Jiang W.G., Henshall J.L., Walton J.M., Concise finite element model for three-layered straight wire rope strand, International Journal of Mechanical Sciences, 42 (1), 63–86, 2000.
9. Jiang W.G., Warby M.K., Henshall J.L., Statically indeterminate contacts in axially loaded wire strand, European Journal of Mechanics, A/Solids, 27 (1), 69–78, 2008.
10. Fontanari V., Benedetti M., Monelli B.D., Elasto-plastic behavior of a Warrington-Seale rope: Experimental analysis and finite element modeling, Engineering Structures, 82 (1), 113–120, 2015.
11. Fontanari V., Benedetti M., Monelli B.D., Degasperi F., Fire behavior of steel wire ropes: Experimental investigation and numerical analysis, Engineering Structures, 84 (1), 340–349, 2015.
12. Karathanasopoulos N., Reda H., Ganghoffer J., Finite element modeling of the elastoplastic axial-torsional response of helical constructions to traction loads, International Journal of Mechanical Sciences, 133 (1), 368–375, 2017.
13. Argatov I.I., Gómez X., Tato W., Urchegui M.A., Wear evolution in a stranded rope under cyclic bending: Implications to fatigue life estimation, Wear, 271 (11–12), 2857–2867, 2011.
14. Salman O., Imrak C.E., Experimental investigation of corrosion effect on bending fatigue of the wire ropes, Indian Journal of Engineering and Materials Sciences, 27 (03), 770–775, 2020.
15. Erdem Imrak C., Erdönmez C., On the problem of wire rope model generation with axial loading, Mathematical and Computational Applications, 15 (2), 259–268, 2010.
16. Erdonmez C., Imrak C.E., A finite element model for independent wire rope core with double helical geometry subjected to axial loads, Sadhana - Academy Proceedings in Engineering Sciences, 36 (6), 995–1008, 2011.
17. Erdönmez C., Imrak C.E., Modeling techniques of nested helical structure based geometry for numerical analysis, Strojniski Vestnik/Journal of Mechanical Engineering, 57 (4), 283–292, 2011.
18. Erdönmez C., N-Tuple Complex Helical Geometry Modeling Using Parametric Equations, Engineering with Computers, 30 (4), 715–726, 2014.
19. Erdönmez C., Computational Design of the Compacted Wire Strand Model and Its Behavior Under Axial Elongation, International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, 20 (11), 1957–1968, 2019.
20. Erdönmez C., Analysis and design of compacted IWRC meshed model under axial strain, International Journal of Mechanics and Materials in Design, 16 (3), 647–661, 2020.
21. Kastratović G., Vidanović N., Grbović A., Mirkov N., Rašuo B., Numerical Simulation of Crack Propagation in Seven-Wire Strand,. Lecture Notes in Networks and Systems, 76–91, 2020.
22. Zhou X., Wang Y., Qian Q., Numerical simulation of crack curving and branching in brittle materials under dynamic loads using the extended non-ordinary state-based peridynamics, European Journal of Mechanics, A/Solids, 60 (1), 277–299, 2016.
23. Silling S.A., Askari E., A meshfree method based on the peridynamic model of solid mechanics, Computers and Structures, 83 (17–18), 1526–1535, 2005.
24. Silling S.A., Reformulation of elasticity theory for discontinuities and long-range forces, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 48 (1), 175–209, 2000.
25. Candaş A., Oterkus E., Imrak C.E., Dynamic crack propagation and its interaction with micro-cracks in an impact problem, Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, 143 (1), 1–10, 2021.
26. Candaş, A., Oterkus, E., İmrak, C.E., Peridynamic simulation of dynamic fracture in functionally graded materials subjected to impact load. Engineering with Computers, 39 (1), 253-267, 2023.
27. Candaş A., Constitutive Failure Modelling and Analysis of Steel Wire Rope Structures Subjected to Impact Loading, Doctoral dissertation, Graduate School, Istanbul Technical University, Istanbul, 2021.
28. Basoglu M.F., Zerin Z., Kefal A., Oterkus E., A computational model of peridynamic theory for deflecting behavior of crack propagation with micro-cracks, Computational Materials Science, 162 (1), 33–46, 2019.
29. Vazic B., Wang H., Diyaroglu C., Oterkus S., Oterkus E., Dynamic propagation of a macrocrack interacting with parallel small cracks, AIMS Materials Science, 4 (1), 118–136, 2017.
30. Ozdemir M., Kefal A., Imachi M., Tanaka S., Oterkus E., Dynamic fracture analysis of functionally graded materials using ordinary state-based peridynamics, Composite Structures, 244 (1), 112296, 2020.
31. Kaya K., Olmuş İ., Dördüncü M., Investigation of fracture behaviour of one-dimensional functionally graded plates by using peridynamic theory, Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University28 (1), 319–329, 2023.
32. Hu W., Peridynamic models for dynamic brittle fracture, Doctoral dissertation, University of Nebraska-Lincoln, 2012.
33. Woodward R.L., Baxter B.J., Pattie S.D., McCarthy P., Impact Fragmentation of Brittle Materials, Le Journal de Physique IV, 01 (C3), C3-259-C3-264, 1991.
34. Morrissey J.W., Rice J.R., Crack front waves, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 46 (3), 467–487, 1998.
35. Ramanathan S., Fisher D.S., Dynamics and instabilities of planar tensile cracks in heterogeneous media, Physical Review Letters, 79 (5), 877–880, 1997.
36. Guo J.S., Gao W.C., Study of the Kalthoff–Winkler experiment using an ordinary state-based peridynamic model under low velocity impact, Advances in Mechanical Engineering, 11 (5), 1–11, 2019.
37. Mahmoud K.M., Fracture strength for a high strength steel bridge cable wire with a surface crack, Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 48 (2), 152–160, 2007.
38. Chen Y., Qin W., Wang Q., Tan H., Influence of corrosion pit on the tensile mechanical properties of a multi-layered wire rope strand, Construction and Building Materials, 302 (1), 124387, 2021.
39. Silling S.A., Epton M., Weckner O., Xu J., Askari E., Peridynamic states and constitutive modeling, Journal of Elasticity, 88 (2), 151–184, 2007.
40. Madenci E., Oterkus E., Peridynamic theory and its applications, Springer New York, New York, NY, 2014.
41. Bobaru F., Yang M., Alves L.F., Silling S.A., Askari E., Xu J., Convergence, adaptive refinement, and scaling in 1D peridynamics, International Journal for Numerical Methods in Engineering, 77 (6), 852–877, 2009.
42. Stukowski A., Visualization and analysis of atomistic simulation data with OVITO-the Open Visualization Tool, Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, 18 (1), 2010.
43. Cheng Z., Zhang G., Wang Y., Bobaru F., A peridynamic model for dynamic fracture in functionally graded materials, Composite Structures, 133 (1), 529–546, 2015.
44. Ha Y.D., Bobaru F., Studies of dynamic crack propagation and crack branching with peridynamics, International Journal of Fracture, 162 (1–2), 229–244, 2010.