

가역식 냉간 압연기에서 전기강판의 에지 파단에 관한 유한요소해석[§]

변 상 민^{*†}

* 동아대학교 기계공학과

Finite Element Analysis of Edge Fracture of Electrical Steel Strip in Reversible Cold Rolling Mill

Sang Min Byon^{*†}

* Dept. of Mechanical Engineering, Dong-A Univ.,

(Received May 29, 2012 ; Revised September 10, 2012 ; Accepted September 12, 2012)

Key Words: Cold Rolling(냉간압연), Edge Fracture(에지파단), Electrical Steel Strip(전기강판), Finite Element Analysis(유한요소해석)

초록: 전기강판은 모든 형태의 변압기나 모터의 코어 소재로 사용되고 냉간압연 공정에 의해 생산된다. 본 논문에서는 냉간압연 중에 발생하는 전기강판 에지에서 파단을 예측할 수 있는 손상역학에 기초한 접근법을 제시할 것이다. 손상개시 판단조건으로 수직 인장응력 조건을 도입하였고 손상진전 기법으로 손상 에너지법을 채용하였다. 전기강판 에지의 초기 노치로부터 크랙 발생과 전파 모사를 위해 유한요소법을 이용하였다. 유한요소해석에서 요구되는 물성치는 일반적인 판형 시편과 노치가 있는 판형 시편을 이용하여 인장 테스트를 통해서 확보하였다. 에지 크랙은 롤 바이트의 입측에서 시작되고 롤 바이트 출측에서 급격하게 진전되는 것으로 나타났다. 초기 노치의 길이와 강판의 전방 텐션릴 하중이 커짐에 따라 에지 크랙의 성장길이는 커지는 것으로 나타났다.

Abstract: An electrical steel strip is commonly used as a core material in all types of electric transformers and motors. It is produced by a cold rolling process. In this paper, a damage-mechanics-based approach that predicts the edge fracture of an electrical steel strip during cold rolling is presented. We adopted the normal tensile stress criterion and the fracture energy method as a damage initiation criterion and a damage evolution scheme, respectively. We employed finite element analysis (FEA) to simulate crack initiation and propagation at the initial notch located at the edges of the strip. The material constants required in FEA were experimentally obtained by tensile tests using a standard and a notched sheet-type specimen. The results reveal that the edge crack was initiated at the entrance of the roll bite and that it rapidly evolved at the exit. The evolution length of the edge crack increased as the length of the initial notch as well as the front tension reel force of the strip increased.

1. 서 론

전기강판(Electrical steel strip)은 일반강판에 비해 통전 시 고효율의 자기장을 형성하기 때문에 변압기나 모터의 철심으로 사용된다. 전기강판은 실리콘(Silicon)을 다량으로 함유하고 있는 것이 특징인데, 실리콘의 함량이 높으면 높을수록 고효율의

전자기 특성을 가지게 된다. 최근 들어 고유가에 의한 에너지 절약 문제와 전기자동차 산업 성장과 맞물려 고-실리콘 전기강판의 수요가 점차적으로 많아지고 있다. 그런데, 고-실리콘 전기강판을 압연공정으로 생산되는데 있어서 큰 문제점이 있다. 그것은 일반강판과 비교하여 고-실리콘 전기강판이 실리콘 함량이 많기 때문에 연성이 매우 취약한 약점을 가지고 있다.^(1,2) 따라서, 압연중에 판의 국부적인 파괴를 극복하기 위한 대책이 필요하다.

냉간압연 시 강판에 작용하는 인장응력이 강판의 파단강도를 초과하면 그 부분의 강판은 국부적으로 파단이 발생하게 된다. 냉간압연 공정에서

[§] 이 논문은 2012년도 대한기계학회 CAE 및 응용역학부문 춘계 학술대회(2012. 5. 10.-12., 제주 휘닉스아일랜드) 발표논문임

[†] Corresponding Author, smbyon@dau.ac.kr

© 2012 The Korean Society of Mechanical Engineers

강판의 중심에 생기는 국부 파괴는 지퍼 브레이크 (Zipper break)라고 하고 에지에서 발생하는 국부 파괴는 에지 크래킹(Edge cracking)이라고 한다.⁽³⁾ 냉간압연의 초기 소재인 열간압연 전기강판의 에지에는 취약한 연성으로 인해 다량의 미세 크랙이 잔존한다.⁽⁴⁾ 이것이 냉간압연에 초기 소재로 유입되어 에지에 많은 파단을 유발한다. 에지 크래킹은 고-실리콘 전기강판 냉간압연에서 생산성 저감의 직접적인 원인이 되므로 생산현장의 가장 중요한 문제중의 하나이다.

고-실리콘 전기강판의 에지크랙 관련한 연구는 문헌에서 찾아 보기 매우 힘들다. 최근 들어, Byon⁽⁵⁾은 파이롯트(Pilot) 냉간압연 테스트를 통해서 실제 냉간압연에서 발생할 수 있는 고-실리콘 전기강판의 에지크랙을 최소화할 수 있는 방법을 간접적으로 제시하였다. 파이롯트 냉간압연기에 사용되는 협폭 소재에 웨이브(Waviness)를 구현하기 위해서 롤 형상을 설계하였다. 롤 형상은 볼록한 형상과 오목한 형상의 2 가지로 제작되었다. 이것은 실제 압연에서 롤의 양의 벤딩과 음의 벤딩을 구현하기 위한 실험적 방법이었다. 그러나, 이 연구는 실험에만 의존하고 압연중에 고-실리콘 전기강판의 에지크랙을 예측할 수 있는 어떤 모델도 제시하지 못하였다.

본 논문에서는 냉간압연 중 고-실리콘 전기강판의 에지파단을 예측할 수 있는 손상역학에 기초한 유한요소해석 기법을 제시하고자 한다. 손상개시 판단조건으로 수직 인장응력 조건을 도입하였고 손상진전 기법으로 손상 에너지법을 채용하였다. 유한요소해석에 필요한 물성치는 일반적인 판형 시편과 노치가 있는 판형 시편을 이용하여 인장 테스트를 통해서 구하였다. 실제 현장의 가역식 냉간 압연기를 대상으로 하였고, 압연조건에 의해 에지파단이 발생하는 거동을 분석하였다.

2. 손상 모델

Fig. 1 은 손상개시와 손상진전의 개념을 유동응력(Flow stress) 곡선에 나타낸 것이다. 구간 O-A 는 변형률 증가에 따라 저항이 증가하는 소재의 안정된 상태를 나타내고 있고, 반면에 구간 A-B 는 변형률 증가에 따라 저항이 감소하는 상태 즉, 소재가 손상되어 더 이상 저항하지 못하는 영역을 나타내고 있다. 만약, $\bar{\sigma}$ 를 손상되지 않은 유동응력이라고 한다면, 구간 A-B 에서 손상된 응력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\hat{\sigma} = (1 - D)\bar{\sigma} \tag{1}$$

여기서, D 는 손상변수를 나타낸다. 손상이 없는 구간(즉, 구간 O-A)에서는 D 는 0 인 반면에, 손상이 진전될수록 (즉, 구간 A-B) D 는 0 으로부터 1 에 접근한다. 소재가 완전히 손상 상태에 도달하게 되면(즉, 점 B), D 는 1 이 될 것이다. Fig. 1(a)와 (b)는 변형률($\bar{\epsilon}$)과 변위(\bar{u})에 대해서 유동응력을 각각 나타낸 것이다. 여기서, 손상에너지(G_f)는 손상구간 A-B 와 파단변위(\bar{u}_f) 사이로 이루어진 면적으로 정의된다.

2.1 손상개시 모델

본 연구에서 도입한 손상 개시 모델은 수직응력 조건식(Normal stress criterion)⁽⁶⁾이다. 이 모델은 소재 내부에 잠재되어 있던 미세한 결함들이 수직응력에 의해 거시적인 결함으로 성장하고 어느 정도 이상 성장하면 손상 개시(Damage initiation)로 귀결된다는 물리적 의미를 가지고 있다.

$$\int \frac{d\bar{\epsilon}}{\bar{\epsilon}_s(\eta)} = 1 \tag{2}$$

여기서, $\bar{\epsilon}$, $\bar{\epsilon}_s$, η 는 등가변형률(Equivalent strain; $((2/3)\epsilon_{ij}\epsilon_{ij})^{1/2}$), 손상개시에서의 등가변형률, 응력

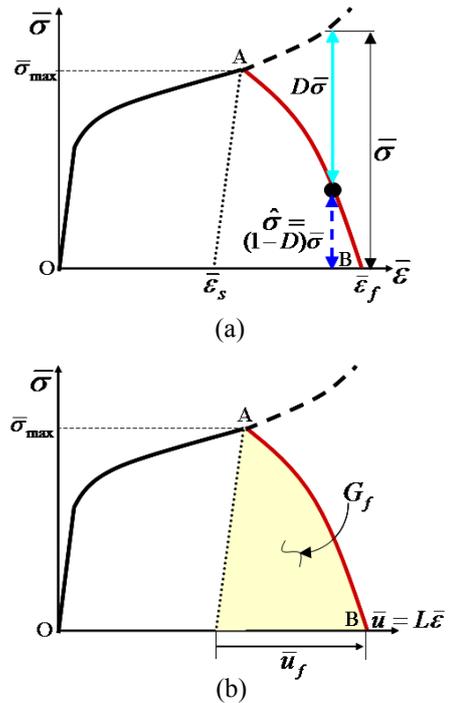


Fig. 1 A schematic of damage in (a) flow stress curve with respect to strain and (b) flow stress curve with respect to displacement

확장도(Stress triaxiality)를 각각 나타낸다. η 는 다음과 같이 무차원 응력비로 정의된다.

$$\eta = \frac{-p}{\bar{\sigma}} \quad (3)$$

여기서, $-p$ 와 $\bar{\sigma}$ 는 평균 팽창 수직응력과 등가응력(Equivalent stress; $((3/2)\sigma_{ij}\sigma_{ij})^{1/2}$)을 나타낸다.

식 (2)에서 $\bar{\epsilon}_s(\eta)$ 는 실험에 의해 결정되어야 하는 소재 파손 물성치를 나타낸다. 이것은 일반적으로 다음과 같은 함수 형태를 가지고 있다.⁽⁶⁾

$$\bar{\epsilon}_s = C_1 \cdot \exp(C_2 \eta) \quad (4)$$

여기서, C_1 과 C_2 는 실험적으로 결정되어야 하는 재료 정수 이다.

2.2 손상진전 모델

손상의 진전 정도를 평가하기 위해 손상진전 에너지를 아래와 같이 계산하였다.

$$G_d = \int_{\bar{\epsilon}_s}^{\bar{\epsilon}_d} L \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} = \int_0^{\bar{u}_d} \bar{\sigma} d\bar{u} \quad (5)$$

여기서, $\bar{\epsilon}_d$, \bar{u}_d , L 는 손상 변형률, 손상 변위, 소재의 특성길이를 나타낸다. $\bar{\epsilon}_d$ (혹은 \bar{u}_d)가 파단 변형률, $\bar{\epsilon}_f$ (혹은 파단 변위 \bar{u}_f)와 같아질 때 소재는 완전손상에 도달되었다고 판단한다. 크랙 성장은 완전손상되는 위치에서부터 시작한다.

2.3 크랙성장 기법

유한요소해석에서 소재의 파손은 요소가 더 이상 하중에 저항할 수 있는 능력을 상실함을 의미한다. 즉, 요소의 강성(Stiffness)이 없어지는 현상이다. 이러한 물리적 상황에 기초하여 소재가 완전손상(즉, $D=1$)에 도달했을 때 요소의 강성을 제거시키는 방법으로 파손되는 부분의 크랙성장을 모사하였다. 강성이 0 이 되는 요소를 해석영역에서 연속적으로 제거시킴으로써 크랙의 성장 형상이 결과적으로 나타나게 된다.

3. 소재의 물성실험

손상해석에서 요구되는 소재의 물성값을 구하기 위해서 인장테스트를 도입하였다. 인장시편을 제작하기 위해서 열연 전기장판을 현장에서 절단하여 확보한 다음 ASTM A370 규격에 따라 개별 인장시편을 정밀 가공하였다. 인장시편의 게이지 길이는 60mm 이다. Fig. 2 는 인장테스트에 사용된 2 가지 형태의 인장시편 형상 및 치수를 보여주고

있다. 두 시편의 차이는 게이지 구간의 중심부에 노치(Notch)의 존재여부에 있다. Fig. 2(a)는 노치가 없는 일반적인 인장시편의 형상을 나타내고 Fig. 2(b)는 끝이 둥글게 가공된 노치가 게이지 중간에 위치한 노치 판형 인장시편을 나타내고 있다. 노치 끝의 둥근 형상 직경은 0.5mm 이었고 노치 길이도 0.5mm 이었다. Zwick Z100[®] 인장 테스트기를 사용해서 인장 테스트를 수행하였고 각 시편 별 유동응력-변형률 선도를 측정하였다.

4. 유한요소모델

4.1 손상 물성치 도출을 위한 유한요소모델

Fig. 3 은 인장테스트 유한요소해석에 사용한 시편의 기하학, 유한요소격자, 경계조건을 나타내고 있다. 해석시간을 줄이기 위해서 일반 판형 인장시편에서는 1/4 해석 모델을 사용하였다. 그러나, 노치 판형 인장시편에서는 노치가 한쪽 측면에만

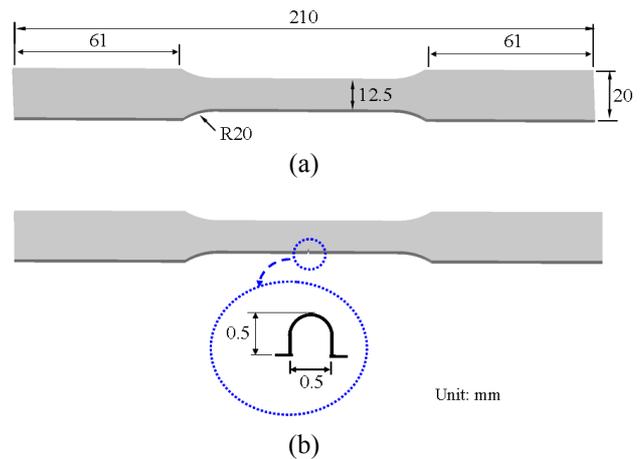


Fig. 2 Two types of tensile specimens (a) standard sheet-type specimen (b) notched sheet-type specimen

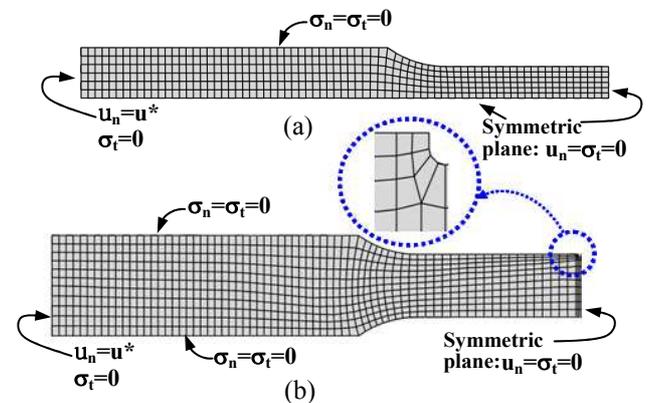


Fig. 3 FE meshes and boundary conditions for the analysis of tension test (a) standard sheet-type specimen (b) notched sheet-type specimen

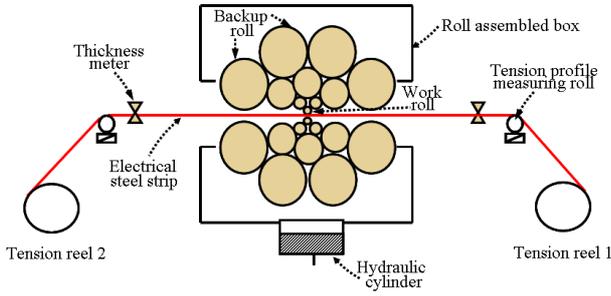


Fig. 4 Schematic of reversible 20-high cold rolling mill

존재하기 때문에 그림과 같이 1/2 해석모델을 사용하였다. 그림에서 n 과 t 는 각각 수직방향과 접선 방향을 의미한다.

Fig. 3(a) 및 (b)의 인장테스트 유한요소모델은 손상개시 등가변형률($\bar{\epsilon}_s$)에 대응하는 응력 확장도(η)를 계산하기 위해서 사용된다. 즉, 실험적으로 측정된 $\bar{\epsilon}_s$ 에 대응하는 응력성분을 유한요소해석을 통해서 파악하고 식 (3)에 의해 η 값을 계산한다. 두 가지 형태의 시편으로부터 두 개의 ($\bar{\epsilon}_s, \eta$) 값을 구하고 식 (4)에 의해 손상개시 함수를 도출한다.

4.2 냉간 압연해석을 위한 유한요소모델

Fig. 4 는 본 연구에서 적용하고자 하는 가역식 냉간 압연기의 개략도를 보여주고 있다. 상하에 각각 10 개의 롤로 구성되어 있는 20 단 냉간 압연기이다. 좌우 텐션릴에 의해 전후방 장력을 교번하면서 압연방향을 좌우로 바꾸어 목표 두께로 소재를 점차적으로 줄여 나가는 방식으로 되어 있다.

실제 냉간압연에서 소재의 두께가 폭 방향으로 다르고 또한 롤의 밴딩에 의해 롤갭량도 폭 방향으로 다르기 때문에 폭방향의 형상변화를 고려한 유한요소모델을 사용해야 한다. 20 개 롤의 탄성변형을 소재의 소성변형과 연동해석하여 롤갭을 유한요소해석으로부터 직접 예측하는 것은 계산시간과 복잡도 측면에서 비효율적이므로 실제 압연기의 롤 형상 계측기를 통해서 측정한 작업롤(Work roll)의 폭방향 형상을 롤의 폭방향 형상 모델링에 반영하였다. 소재의 폭방향 형상도 계측기를 통해서 실측한 형상을 모델에 반영하였다.

Fig. 5 는 전기강판 냉간압연 해석을 위한 유한요소모델을 보여주고 있다. 실측한 롤갭 폭 방향 형상을 12 개의 선으로 분할하여 롤을 모델링 한 결과를 Fig. 5(a)의 오른쪽 상단에 상세하게 나타내었고 실측한 소재 폭 방향 형상을 롤의 경우와 똑같은 방식으로 모델링 한 것을 Fig. 5(a)의 왼쪽 하

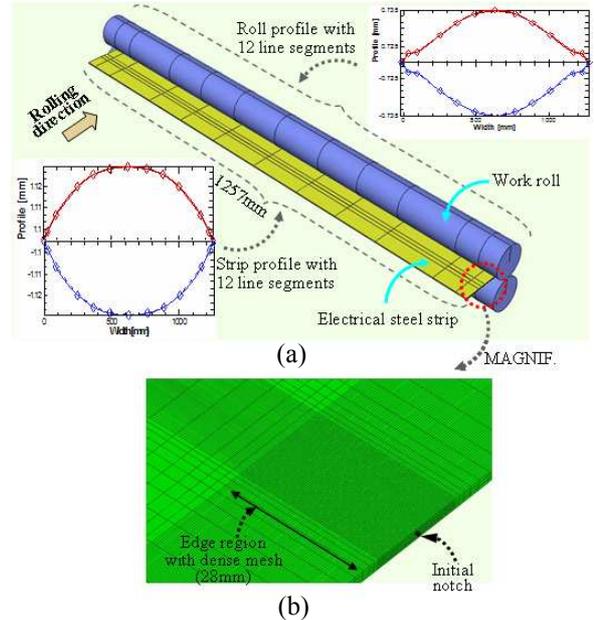


Fig. 5 Geometry of roll and strip and FE mesh of strip (a) roll and strip profile in the width direction (b) mesh structure around the initial notch of strip

단에 확대하여 나타내었다. 소재의 에지에 초기 노치를 모델링하고 그 주위에 조밀하게 격자를 생성시킨 격자구조를 Fig. 5(b)에 나타내었다. 이것은 크랙이 발생하고 성장하는 물리적 과정을 정밀하게 유한요소해석으로 모사하기 위한 격자구조이다. 에지영역의 격자는 이 영역의 바깥에 존재하는 최소 격자 크기의 20% 이하가 되도록 설정하였다.

5. 결과 및 고찰

5.1 손상개시 변형률 - 응력 확장도 선도

Fig. 6 은 손상개시 등가변형률($\bar{\epsilon}_s$)과 응력 확장도(η)를 인장 테스트(3 장)와 유한요소해석(4.1 장)으로부터 도출한 결과를 보여주고 있다. 그림에서 물성곡선 위의 두 개의 점은 일반 판형 인장시편과 노치 판형 인장시편에서 도출한 데이터를 각각 나타낸다. 이것으로부터 식 (4)의 상수 값을 도출하면 다음과 같은 식으로 나타낸다.

$$\bar{\epsilon}_D = 0.56Exp(-4.17\eta) \tag{6}$$

그림에서 곡선의 아래에 있는 영역은 손상으로 부터 안정한 상태를 나타내고 곡선의 윗부분에 있는 영역은 손상의 영향하에 있는 상태를 나타낸다. 식 (6)은 응력 확장도가 증가함에 따라 손상이 발생하기 보다 쉬운 상태가 된다는 것을 의미한다. 응력 확장도가 일반 판형 인장시편의 경우 ($\eta=0.34$)보다 2 배 이상 높은 노치 판형 인장시편

Table 1 Rolling conditions used in the finite element analysis

Process parameters	Values
Entry thickness of strip (mm)	2.25
Exit thickness of strip (mm)	1.48
Strip width (mm)	1257
Forward tension reel force (kN)	146 / 292 / 584
Backward tension reel force (kN)	16
Rolling speed (mpm)	107
Diameter of work roll (mm)	80

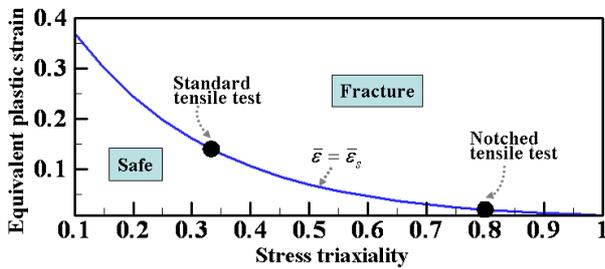


Fig. 6 Damage initiation strain – stress triaxiality curve of high-silicon steel

($\eta = 0.8$)에서는 손상이 개시되는 등가변형률이 1/10 이하로 현저히 낮아짐을 알 수 있다.

5.2 롤 바이트에서의 에지크랙 성장과정 고찰

Table 1 은 본 연구에 사용된 공정조건을 정리한 것이다. 냉간압연 전기강판의 초기 소재 즉, 열연판의 두께가 2.25mm 이고 폭은 1257mm 인 광폭재를 대상으로 하였다. 두께 대비 폭이 매우 넓은 광폭재는 폭 방향으로 두께 편차가 증대되므로 이로 인해 에지 파단이 일어날 가능성이 높다. 전방 텐션릴 하중 변화로 판 형상을 일부분 제어하기 때문에 3 가지 수준의 전방 텐션릴 값을 설정하고 해석을 수행하였다.

Fig. 7 은 전기강판 에지에 초기 노치가 존재할 때 압연후에 크랙으로 성장하는 과정을 보여주고 있다. 에지의 초기 노치가 롤 바이트(Bite) 중심부에서 크랙으로 성장한 양에 비해 롤 바이트 출측부에 성장한 양이 현저한 것을 알 수 있다. 롤 바이트 중심부에서는 압축응력이 주로 작용하기 때문에 유효응력($\bar{\sigma}$)에 비해 평균 팽창 수직응력($-p$)이 작다. 따라서, 중심부에서는 응력 확장도(η) 크기가 작은데 비해서 출측부에서는 텐션릴에 의한 인장력이 팽창 수직응력에 해당되므로 이로 인해 응력 확장도가 매우 커진다. 이와 같은

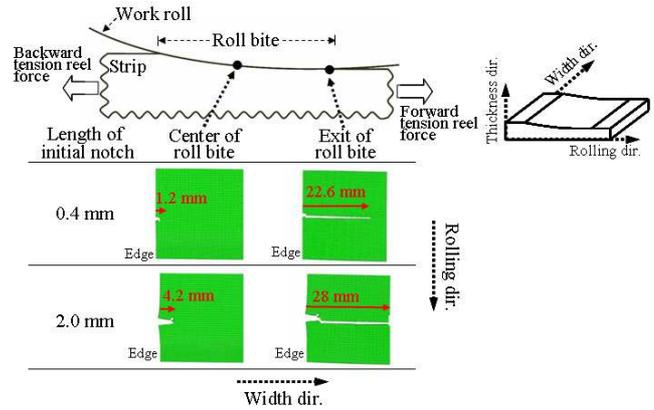


Fig. 7 Edge fracture of electrical steel strip at roll bite during cold rolling when the forward tension reel force is 292kN

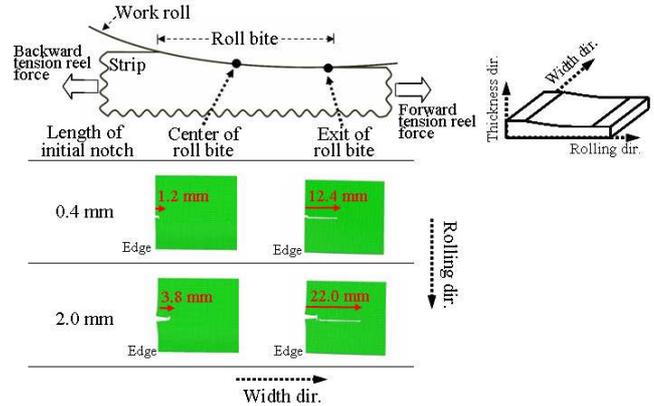


Fig. 8 Edge fracture of electrical steel strip at roll bite during cold rolling when the forward tension reel force is 146kN

상황은 Fig. 6 에서 보는 바와 같이 손상 개시 및 진행을 훨씬 되기 쉬운 상태로 만들기 때문에 롤 바이트 출측부에서 크랙 성장량이 현저한 것으로 나타난 것으로 고찰된다. 초기 에지 노치의 크기가 커짐에 따라서 롤 바이트 내에서 성장한 크랙의 크기와 롤 바이트 출측부에서의 크랙의 크기 모두 증가한 것으로 나타나고 있다.

5.3 전방 텐션량에 따른 에지크랙의 크기 고찰

Fig. 8 은 전방 텐션릴 하중을 Fig. 7 에서의 경우 보다 1/2 배로 설정한 경우에 롤 바이트 중심부와 출측부에서의 에지 크랙의 성장 크기를 보여주고 있다. 전방 텐션릴의 직접적인 영향은 롤 바이트 출측부에서 더 현저함을 알 수 있다. 초기 노치의 길이가 0.4mm 일 때 출측부 에지 크랙의 길이가 Fig. 7 의 경우보다 45% 감소한 것을 알 수 있다. 초기 노치의 길이가 2mm 일 때도 미리 설

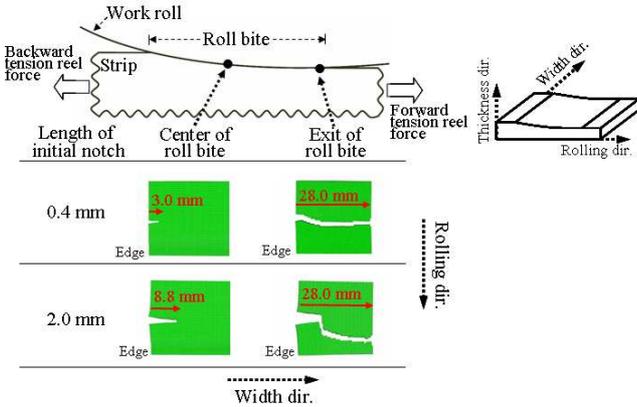


Fig. 9 Edge fracture of electrical steel strip at roll bite during cold rolling when the forward tension reel force is 584kN

정해 둔 최대 크랙 성장길이 28mm (Fig. 5) 이내인 22mm 로 크랙 성장이 멈춘 것을 알 수 있다.

Fig. 9 는 전방 텐션릴 하중을 표준조건(즉, Fig. 7) 보다 2 배로 설정한 경우에 에지부의 크랙 성장 크기를 보여주고 있다. 표준조건 이하(Fig. 7 과 8)에서 텐션릴 하중 변화에 따라 롤 바이트 중심부에서의 크랙 길이는 큰 영향이 없는데(텐션릴 하중이 146kN 에서 292kN 으로 증가 시 크랙 성장 길이 10% 증가) 비해 본 경우에는 초기 노치 길이 2.0mm 기준으로 중심부의 크랙 성장 길이 변화가 2 배 이상 발생하였다. 롤 바이트 출측부에서의 크랙 성장 길이도 중심부보다 더 현저히 전방 텐션릴 하중 증가에 따라 커졌다. 특히, 초기 노치 길이가 2.0mm 일 때, 롤 바이트 출측부의 크랙 형상을 관찰하면 일직선으로 크랙 성장이 관찰되지 않고 전방 텐션릴 하중 방향으로 뜯겨져 나간 형태를 보여주고 있다. 이것은 전방 텐션릴 하중이 작고 초기 노치 길이가 작은 경우에는 노치 팁에서 점진적으로 크랙 성장이 이루어 지는데 반해, 두 가지 모두 큰 경우에는 노치 팁을 포함한 에지 전체 영역이 큰 인장력을 받아서 급격한 파단을 일으키는 것으로 고찰된다.

5.4 초기 노치크기에 따른 에지크랙 발생 고찰

Fig. 10 은 전방 텐션릴 하중이 표준조건(292kN) 일 때, 초기 노치가 없는 경우부터 초기 노치 길이가 0.1mm, 0.2mm, 0.3mm, 0.4mm 로 증가함에 따라 롤 바이트의 중심부와 출측부에서 크랙 성장길이를 나타낸 것이다. 점선이고 사각형 기호가 롤 바이트의 중심부 결과이며 실선이고 원형 기호가 롤 바이트 출측부의 결과이다. 롤 바이트의 중심부에서는 초기 노치 길이가 증가함에 따라 크랙의

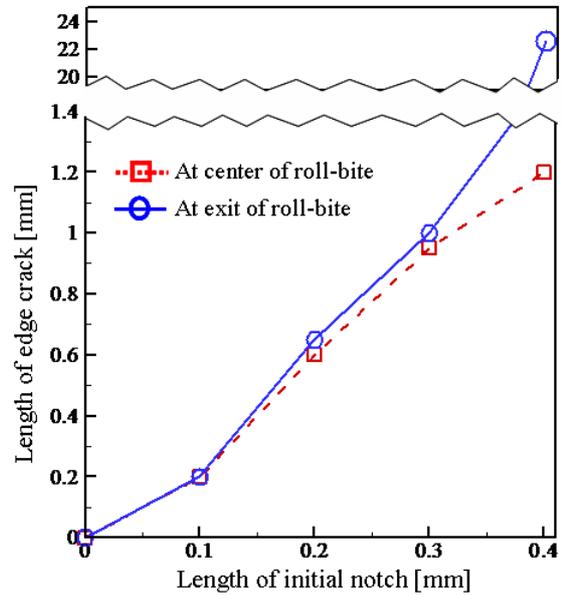


Fig. 10 Variation of the length of edge crack with the increase of the length of initial notch

성장 길이도 점차적으로 비례하여 증가하는 것을 알 수 있다. 단, 크랙의 성장 길이는 크지 않은 수준이었다(0.0~1.2mm). 그런데, 롤 바이트 출측부에서는 초기 노치 길이가 0.3mm 까지는 중심부의 크랙 성장 크기와 큰 차이가 나타나지 않았으나 초기 노치 길이가 0.4mm 에서는 성장한 크랙의 크기가 22.6mm 까지 도달한 것을 알 수 있다. 이것으로부터 초기 노치의 크기가 0.3mm 이하로 적을 경우에는 에지 파단이 발생할 가능성이 적지만 그 이상에서는 에지 파단의 발생 가능성이 큰 것으로 고찰된다. 즉, 냉간 전기강판 압연의 소재인 열연 전기강판의 에지에 존재하는 결함 크기를 0.3mm 이하로 관리해야 함을 알 수 있다.

6. 결 론

전기강판 압연 시 빈번하게 발생하는 에지 파단을 예측할 수 있는 유한요소해석 방법론을 본 연구에서 제시하였다. 본 방법은 요소의 손상 개시와 진전을 예측하고 완전 손상이 되었을 때 크랙을 생성하고 성장시켜 에지 파단이 되는 과정을 직접적으로 예측할 수 있다는 특징을 가지고 있다. 이러한 특징을 전기강판 실제 냉간압연 공정에 적용하여 다음과 같은 몇 가지 결론을 도출하였다.

첫 번째로 에지 크랙의 성장은 롤 바이트 중심부에서 보다 롤 바이트 출측부에서 현저함을 파악하였다. 이것은 중심부에서는 압축력이 주로 작용하지만

출측부에서는 전방 텐션릴 하중이 인장력으로 크게 작용하여 손상 개시를 일으키는 응력 확장도를 크게 증대시키기 때문인 것으로 고찰되었다. 두 번째로 전방 텐션릴 하중의 크기가 클수록 또한 초기 노치 길이가 길수록 에지 크랙의 길이를 증대시키는 것으로 파악되었다. 이것은 전방 텐션릴 하중의 크기가 클수록 손상시키는 요소의 영역을 더 확장하고 초기 노치 길이가 길수록 이 효과가 더 용이하게 작용하는 것으로 분석되었다. 세 번째로 에지 파단에 영향을 미치는 임계 초기 노치의 길이가 존재하는 것으로 파악되었다. 본 냉간압연 공정에서는 0.3mm 까지의 초기 노치 길이는 롤 바이트 출측부에서 급격한 에지 크랙으로 이어지지 않지만 그 이상에서는 급격한 에지 크랙을 유발하는 것으로 나타났다. 따라서, 본 냉간압연의 초기 소재인 열연 전기강판의 에지 결함의 크기를 일정 한도 이하로 관리해야 함을 알 수 있었다.

후 기

이 논문은 2009 년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초 연구사업임(2009-0072509).

참고문헌

- (1) Hilbert, H. G., Roemmen, H. J. and Boucke, K. E., 1976, "MKW Cold Mill – Rolling Silicon Steel Strip," *Iron and Steel Engineer*, No. 9, pp. 25~31.
- (2) Espenhahn, M. and Giermann, G., 1988, "Modernization of a Cold Rolling Mill for High-Alloy Si Strips," *Metall. Plant Technol.*, Vol. 11, pp. 70~76.
- (3) Dieter, G. E., *Mechanical Metallurgy*, McGraw-Hill, New York, pp. 601~605.
- (4) Han, M. H., Lee, S., Kim, N. J., Lee, K. J., Chung, T. and Byun, G., 1999, "Analysis and Prevention of Edge Cracking Phenomenon During Hot Rolling of Non-Oriented Electrical Steel Sheets," *Materials Science and Engineering*, Vol. A264, pp. 47~59.
- (5) Byon, S. M. and Lee, Y., 2011, "Experimental Study on The Prohibition of Edge Cracking of High-Silicon Steel Strips During Cold Rolling," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, PART B: Journal of Engineering Manufacture*, Vol. 225, No. 10, pp. 1983~1988.
- (6) Hooputra, H., Gese, H., Dell, H. and Werner, H., 2004, "A Comprehensive Failure Model for Crashworthiness Simulation of Aluminium Extrusion," *Int. J. Crashworthiness*, Vol. 9, pp. 449~464.