

線材圧延における表面疵発生メカニズムの研究

串田 仁

目次

第1章 序論

| | |
|------------------------------|---|
| 1.1 本研究の背景と課題 | 1 |
| 1.2 従来の取組みと成果 | 1 |
| 1.2.1 実験的検討 | 1 |
| 1.2.2 数値解析的検討 | 2 |
| 1.3 本研究の対象 | 2 |
| 1.3.1 従来の研究で残された課題 | 2 |
| 1.3.2 圧延中に発生する表面疵の分類と研究対象の選定 | 3 |
| 1.4 論文の構成 | 4 |
| 参考文献 | 5 |

第2章 圧延変形における表面疵発生モデルの開発

| | |
|--------------------------|----|
| 2.1 諸言 | 10 |
| 2.2 基礎実験による表面疵の再現 | 10 |
| 2.3 数値解析による表面疵発生メカニズムの考察 | 11 |
| 2.3.1 表面疵予測モデル | 11 |
| 2.3.2 各実験条件での数値解析結果 | 15 |
| 2.4 結言 | 18 |
| 参考文献 | 19 |

第3章 スケールを考慮した表面疵発生メカニズムの解明

【スケール密着性評価手法の開発】

| | |
|--------|----|
| 3.1 緒言 | 30 |
|--------|----|

| | |
|-------------------------------|----|
| 3.2 熱間圧縮試験／引張試験を活用した加工後の密着性評価 | |
| 3.2.1 実験方法 | 31 |
| 3.2.2 実験結果 | 31 |
| 3.3 スケール／母材界面の剥離応力の推定 | |
| 3.3.1 引張試験中の界面剥離挙動の仮説 | 32 |
| 3.3.2 スケール／母材界面の剥離応力の推定方法 | 33 |
| 3.3.3 スケール／母材界面の剥離応力 | 38 |
| 3.4 解析による検証 | 38 |
| 3.5 圧延中のスケール剥離の考察 | 40 |
| 3.6 結論 | 41 |
| 参考文献 | 42 |

第4章 スケールを考慮した表面疵発生メカニズムの解明

【スケールを考慮した表面疵モデルの開発と検証】

| | |
|---------------------------------|----|
| 4.1 緒言 | 60 |
| 4.2 数値解析によるスケール層が表面疵に及ぼす影響の検討 | |
| 4.2.1 スケール層を考慮した数値解析モデル | 60 |
| 4.2.2 スケール層を模擬した解析での η の挙動 | 61 |
| 4.3 基礎実験によるメカニズムの検証 | |
| 4.3.1 供試材の加工 | 62 |
| 4.3.2 冷間圧延実験 | 63 |
| 4.3.3 極表層の硬化層が変形挙動に及ぼす影響 | 63 |
| 4.4 結言 | 65 |
| 参考文献 | 66 |

| | |
|--------------------------|----|
| 第5章 圧延条件が表面疵発生に及ぼす影響の定量化 | |
| 5.1 諸言 | 73 |
| 5.2 解析条件 | 73 |
| 5.3 各種圧延条件での数値解析結果 | |
| 5.3.1 摩擦係数の影響 | 74 |
| 5.3.2 張力の影響 | 75 |
| 5.4 結言 | 78 |
| 第6章 結論 | 93 |
| 謝辞 | 96 |
| 関連論文・業績リスト | 97 |

第1章

序論

1.1 本研究の背景と課題

熱間圧延された線材は、熱処理、酸洗、引抜きの後、種々の形状に鍛造される。線材の表面に疵があると、図 1-1 に示すようにその箇所が鍛造工程での割れの起点となる¹⁾。近年、鍛造加工の多様化や高精度化、工程省略の促進に伴って要求される表面品質もますます厳しくなっており、よりいっそうの表面疵の低減が求められている。

圧延材の表面疵は、大きく分けて鑄造工程起因（晶出物などの不純物、凝固時の偏析、未凝固：ピンホール・割れなど）と、本研究で対象とした圧延工程起因の2つに分類される。さらに圧延起因の表面疵は、鑄造疵・内部欠陥の成長に代表される圧延素材に元々基点がある疵と、圧延中に新たに発生する疵の2つ分類できる（図 1-2）。

圧延工程で発生する表面疵を低減する取組みは従来から様々な検討がなされてきたが²⁻¹⁸⁾、鋼片段階に存在していた疵の変形挙動を調査した例が主流であり、圧延変形独自で発生する疵に関して研究された例は少ない¹⁹⁻²¹⁾。特に線材において、素材から多段の圧延（30 パス前後）で線材に成形しており、圧延中のどの段階で表面疵が発生するのかを同定しにくく、その発生メカニズムも明らかになっていなかった。

1.2 従来の取組みと成果～圧延素材に元々基点がある疵～

1.2.1 実験的検討

線材は以下に示す工程で製造される。

- ① 連続鑄造で製造された 300mm×430mm 程度のブルームを分塊圧延で 155 角程度の鋼片まで圧延する。
- ② 冷却された鋼片を探傷し、問題となる欠陥を除去する。
- ③ 疵を除去した鋼片を圧延素材として線材工場に供給し、約 30 台の圧延機で

5.5mm～φ20mm 程度の線材に圧延する。

1960年代～1980年代にかけて、鋼片段階での疵深さや疵発生位置が、線材圧延特有の孔型圧延後の疵深さに及ぼす影響を実験的に定量化する研究が進められてきた^{2-7,11,15-18)}。例えば、正方形断面鋼片の断面内代表位置に矩形状の人工疵を付加した素材をラボ圧延機や実機圧延ラインで圧延し、各ステージの横断面疵深さなどを調査することで、鋼片段階の表面疵深さが最終製品の疵深さに及ぼす影響や、孔型系列による変形挙動を明らかにしてきた。

これらの研究成果は、鋼片疵取り工程における疵深さの水準管理（最終の表面疵を保証するための鋼片段階疵深さの定量化）に活用されると共に、素材疵除去の厳格化への対応として、自動探傷技術の高度化や疵取り装置の発展に繋がり、素材疵起因の表面疵への対策はほぼ完成の域まで到達した。

1.2.2 数値解析的検討

1980年代以降、計算機能力や数値解析技術の高度化が進み、2000年に入って各種欠陥を持った素材を圧延したときの、疵変形挙動を定量化する研究が開始された。例えば、板圧延において長手方向に部分的膨らみを持った素材に対し、2次元圧延変形解析により、折れ込み状疵の再現まで実現できており¹⁹⁻²⁰⁾、実操業への展開が期待されるところまできている。

1.3 本研究の対象

1.3.1 従来の研究で残された課題

上述の通り、素材段階で存在していた疵については、従来の実験的研究によって自動探傷装置や疵除去管理基準という形で実機化まで到達している。また、素材の局所的な欠陥が基点となる表面疵については、2次元での圧延数値解析を活用することで予測可能なレベルまできている。一方で、線材の圧延では、孔型圧延に起因する複雑な3次元

変形により、素材が無欠陥であっても圧延によって表面疵が発生することが確認されており、更なる表面疵の厳格化に対応するには、その発生メカニズムの解明と予測技術が必要となる。

1.3.2 圧延中に発生する表面疵の分類と研究対象の選定

線材圧延工程で発生する表面疵は、表 1-1 に示すように一般的に圧延後の外観によって分類される²²⁾。ここで、かき疵、折込疵の発生原因は、前者は圧延後のガイド装置との接触、後者は圧延中に孔型から噛み出した圧延材を続く圧延で押さえ込むことによって生じる疵であり、圧延後の外観、あるいは横断面の疵形状調査からの同定や対策は比較的容易である。また、スケール疵は、鋼材表面に部分的に残存した、あるいは鋼材表面から剥離したスケールが圧延によって押し込まれて生じる疵であり、圧延工程の最終段階近くで発生したものについては表 1-1 のような外観となる。

次にしわ疵は、主として自由圧縮面に生じる疵で、「しわ状」にみえることが特徴である。典型的なしわ疵の酸洗後外観写真と横断面光学顕微鏡写真を図 1-3 に示すが、疵発生位置には円周方向に規則性があり、酸洗後の外観では、複数の凹凸が密集したしわ状となっており、その疵の深さは一般的に 0.01~0.05mm 程度である。発生部位に規則性があることから圧延変形が起因していると想定できるが、同一条件で圧延しても発生頻度にばらつきがあり、その明確な発生原因は明らかになっていなかった。また、極表面に発生することから、スケールも影響していると考えられ、現場的にはスケール密着性の高い鋼種で発生頻度が高いことなどの知見はあるが、その因果関係は明確になっていなかった。

上述の通り、従来の研究では圧延中に発生するしわ疵を理論的に予測するまでには至っていない。そこで本報告では、圧延後にしわ状に発生するしわ疵を対象とし、しわ疵の発生を予測する技術の確立とスケールがしわ疵に及ぼす影響の明確化、および実操業でのしわ疵低減指針の導出に取り組んだ。

1.4 論文の構成

本論文は6章で構成されており、その内容を以下に示す。

第1章では序論として、熱間圧延線材における表面疵改善の位置付け、および表面疵の分類を示した上で、特に発生原因が明確化されていなかった「しわ疵」を研究対象としたことを述べた。

第2章では、表面疵発生機構として、圧延中に発生する表面疵を塑性座屈と仮定し、圧延変形前後の表層メタルフロー（表面節点の法線方向の変位増分）を幾何学形状と数値解析の速度ベクトルで定式化（ η , ψ ）し、変形過程における η , ψ の局所変化を表面疵（塑性座屈）の起点として判断する新たな評価指標を開発した。また、その評価指標で予測した表面疵発生位置と、基礎実験での表面疵発生位置を比較することでその妥当性を検証した。

第3章では、圧延ロールバイト入側で鋼材表層に作用する垂直応力によるスケール剥離有無を明確にするために、高温状態でのスケール／母材間の密着性を定量化する実験手法を開発した。この実験結果から、圧延ロールバイト入側に大きな垂直応力が作用したとしてもサブスケールは表層に残存しており、表面疵の変形挙動を理解するためには、極表層のスケールを加味した考察が必要であることを明らかにした。

第4章では、第3章で得られた知見を元に、第2章で開発したモデルを活用して、スケール層（表層硬質層）が表面疵生成に及ぼす影響を解析し、表層硬質層により表面疵の発生が助長されることを明らかにした。また、スケール（表層硬質層）を模擬した基礎実験を考案し、表層硬質層が存在すると表面疵が発生することを検証した。

第5章では、第2章で得られた塑性座屈を表現する ψ を活用し、表層硬質層を考慮した上で、各種圧延条件が表面疵発生に及ぼす影響を数値解析で検討した。

第6章では、結論として本研究で得られた結果を総括した。

参考文献

- 1) T.Fukuda,H.Hagita:*J.Jpn.Soc.Technol.Plust.*,**16**(1975),255.
- 2) S.Yanagimoto:*J.Jpn.Soc.Technol.Plust.*,**2**(1961),335.
- 3) T.Ohtake,S.Murayama,K.Matsukura:*Seitetsu Kenkyu*,**211**(1955),50.
- 4) T.Matsui,T.Ogata,M.Fujita,M.Asakawa:*Sumitomo Met.*,**26**(1974),324.
- 5) 加藤健三,齐藤好弘,森高満,碓幸雄,森賀幹夫:塑性加工春季講演会,(1979),485.
- 6) 加藤健三,齐藤好弘,森高満:塑性加工春季講演会,(1978),197.
- 7) T.Suwaki,K.Oda,K.Yamanaka,I.Chikushi: *Nakayama Steel Tech. Rep.*,**25**
(1986),30.
- 8) Son I.h., Choi S., Lee D.I.: *J Mater Process Technol*, Vol.201, No.1-3,
(2008),91.
- 9) Norden Kristina, Jonsson Stefan: *Steel Res Int*,Vol.78, No.12,
(2007),876.
- 10) Filipovic Mirjana, Eriksson Conny, Oeverstam Henrik: *Steel Res Int*
Vol.77, No.6,(2006),439.
- 11) Dosta L J : *Freiberg Forschungsh B*, No.246,(1985),31.
- 12) Kim Yongjin, Kim Hyunmin : *Metall Mater Trans A*, Vol.43, No.3,
(2012), 882.
- 13) Kim Yongjin, Kim Hyunmin, Shin Sang Yong, Lee Sunghak: *Metall Mater*
Trans A, Vol.42, No.10,(2011), 3095.
- 14) Taylor G, Mayland K, Bagshaw P A, Ingham P M : *EUR Rep Comm Eur*
Commun,(1986),182.
- 15) J.Neuhauss : *Arch.Eisenh*,(1971),391.
- 16) V.V.Getmanets,N.G.Slyusarenko : *Stal* ,Vol.12,(1975),1102.
- 17) N.A.Gourov,V.V.Getmanets : *Stal* ,Vol.8,(1975),713.
- 18) V.A.MONID,A.E.Medvednikov,S.I.Sinitsyn,T.V.Gorokhova,E.A.Bystrova

: *Stal*, Vol.9, (1976), 820.

19) T.Ishikawa, N.Yukawa, Y.Yoshida, Y.Tonohata: *Tetsu-to-Hagané*,

89(2003), 1142.

20) N.Yukawa, T.Ishikawa, Y.Yoshida, A.Koyachi: *Tetsu-to-Hagané*,

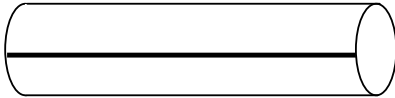



91(2005), 861.

21) H.Kushida, M.Takeda, S.Miyazaki, Y.Kubota: *Kobe Steel Eng.*

Rep., **61**(2011), 29.

22) 第3版鉄鋼便覧Ⅲ(2), 日本鉄鋼協会編, 丸善, 東京, (1980), 875.

表 1-1 圧延工程で発生する代表的な表面疵の分類²²⁾

| | Form | Feature |
|------------|---|---|
| Scratch |  | Defect scratched by groove or induction device, etc. |
| Overlap |  | Defect that overlaps along direction of rolling |
| Scale mark |  | Defect that scale sticks to surface |
| Wrinkle |  | Wrinkled defect chiefly caused on free compression side |

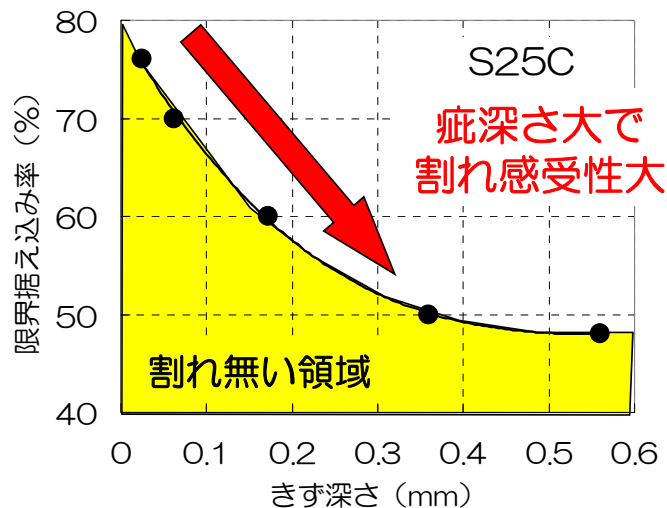


図 1-1 素材疵深さと限界据え込み率の関係¹⁾

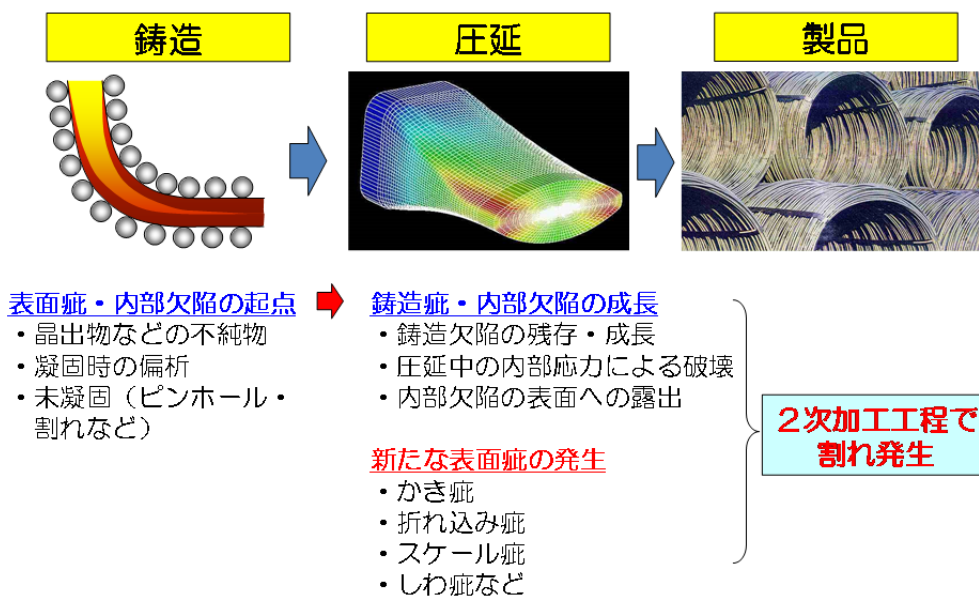


図 1-2 圧延材における表面疵の分類

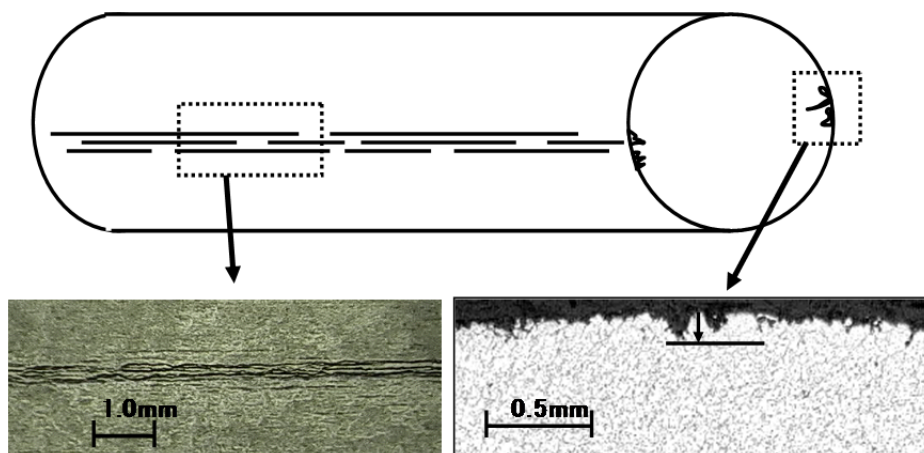


図 1-3 典型的なしわ疵の酸洗後概観形状と横断面の光学顕微鏡写真

第2章 圧延変形における表面疵発生モデルの開発

2.1 諸言

第1章で示した通り、しわ疵は、主として自由圧縮面に生じる疵で、「しわ状」にみえることが特徴であり、発生部位に規則性があることから圧延変形が起因していると想定される。このためには、従来から研究されてきた初期欠陥（人工疵¹⁻⁷や脱炭層⁸⁻¹¹）に対する圧延変形中の挙動解析ではなく、圧延変形で新たに表面疵が発生するメカニズムの解明と疵の発生を判断する解析手法の確立が重要となる。

そこで、本章では表面疵の発生原因を塑性座屈と仮定し、圧延中の素材表面の幾何学形状と、剛塑性 FEM 解析による表面節点速度ベクトルから、表面疵（塑性座屈）の基点となる圧延中の局所変形を表現する評価指標の開発に取り組んだ。また、この評価指標で予測した表面疵発生位置と基礎実験結果を比較することで妥当性を検証した。

2.2 基礎実験による表面疵の再現

線材特有の圧延変形によって表面疵が発生することを検証するために、テストミルでの基礎実験を実施した。実験に使用した孔型系列は、線材圧延で一般的に用いられる孔型系列の中でも経験的に疵が発生しやすい角一オーバル孔型系列とした。素材は JIS SWRCH45K、寸法は□20 とし、圧延変形によるメタルフローを変化させるために、角のコーナーR の形状を R=0 mm と 5 mm とした。大気中で 1000°C に加熱した角素材をオーバル孔型で 1 パス熱間圧延後、横断面を光学顕微鏡で観察し、疵深さを測定した。実験条件を表 2-1 に、基礎実験の模式図を図 2-1 に示す。

素材が□20 コーナーR=5mm の条件では表面疵は発生しなかったのに対し、□20 コーナーR=0mm の条件では素材段階で表面が健全であるにも関わらず、圧延変形後

にスケールを巻き込んだ表面疵が発生し、発生した表面疵の部位に幾何学的な規則性があることが確認できた。□20 コーナーR=0 mmにおける圧延後の横断面のマクロ的な疵発生位置と疵深さと光学顕微鏡による表面疵写真を図 2-2 に示す。

上段の図は横断面全周で疵深さ 0.02mm 以上の疵を測定して横断面位置にスケッチしたものである。表面疵の横断面発生位置については、素材が孔型に噛み込む際の回転方向のずれや、実験での素材温度分布やスケール剥離状態に起因していると考えられるばらつきはあるが、マクロ的には孔型接触面と自由面（孔型と接触していない面）の境界近くの孔型接触面で発生している。

2.3 数値解析による表面疵発生メカニズムの考察

前節の基礎実験結果では、圧延疵はスケールを巻き込んでおり、圧延中の自由表面から発生している。実機で対象とする表面疵もサブスケールを巻き込んだ疵であることが確認¹²⁾されており、本基礎実験は実機と同様なメカニズムで形成されたことが分かる。そこで、この基礎実験結果を対象にして、圧延中のメタルフローの解析を行った。

2.3.1 表面疵予測モデル

(1) 表面疵発生条件の仮定

対象としている表面疵は 100 μ m 以下のサイズ（図 2-2）であることから、FEM 解析で表面疵自身を再現するのは非常に細かい要素分割が必要となり、現実的ではない。他方、表面疵の形態からして、対象としている表面疵は自由表面の塑性座屈現象の一種であると考えられる。

そこで、まず疵自身を FEM で解析するのではなく、材料メタルフローの不連続点に注目し、変形中の幾何学形状と節点速度ベクトルから変形後の形状を定式化して、変形中の速度勾配が素材周方向にそって局所値をもつときに疵が発生すると仮定した。

(2) 変形後形状の定式化

圧延中の任意の断面において、外形形状の変形前後の形状を極座標を用いて定義し、それぞれ $r(\theta)$, $R(\theta)$ と定義し、 $R(\theta)$ を以下の手順で定式化した。模式図を図 2-3 に示す。図 2-3 は圧延中の任意断面における外形形状の変化を X-Y 座標系で示したものであり、素材中心を原点としている。

変形前の座標(O) : $(r(\theta) \cdot \cos(\theta), r(\theta) \cdot \sin(\theta))$

変形後の座標(●) : $(R(\theta) \cdot \cos(\theta), R(\theta) \cdot \sin(\theta))$

法線方向ベクトル : \vec{n} , 接線方向ベクトル : \vec{s}

節点速度ベクトル : \vec{v}

法線ベクトルと速度ベクトルとのなす角度 : β (対象としている面内での角度)

r 座標から R 座標に、微小時間 Δt で変位すると仮定すると、

$$R(\theta) \cdot \cos \theta = r(\theta) \cdot \cos \theta + v_x \cdot \Delta t$$

$$R(\theta) \cdot \sin \theta = r(\theta) \cdot \sin \theta + v_y \cdot \Delta t$$

$R(\theta)$ に対して、 Δt に関する 2 次の微小項を無視すると、

$$\begin{aligned} R(\theta) &= \sqrt{R(\theta)^2 \cos^2 \theta + R(\theta)^2 \sin^2 \theta} \\ &= r(\theta) \cdot \sqrt{1 + \frac{2 \cdot (\cos \theta \cdot v_x + \sin \theta \cdot v_y) \cdot \Delta t}{r(\theta)} + \frac{(v_x^2 + v_y^2) \cdot \Delta t^2}{r(\theta)^2}} \\ &\approx r(\theta) + (\cos \theta \cdot v_x + \sin \theta \cdot v_y) \cdot \Delta t \quad \cdot \cdot \cdot (1) \end{aligned}$$

規格化された接線ベクトルは、

$$\frac{\vec{s}}{|\vec{s}|} \approx \left(\frac{\frac{\partial r}{\partial \theta} \cdot \cos \theta - r(\theta) \cdot \sin \theta}{r(\theta) \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{\partial r}{r \partial \theta}\right)^2}}, \frac{\frac{\partial r}{\partial \theta} \cdot \sin \theta + r(\theta) \cdot \cos \theta}{r(\theta) \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{\partial r}{r \partial \theta}\right)^2}} \right)$$

$$= \left(\frac{\partial r}{r \partial \theta} \cdot \cos \theta - \sin \theta, \frac{\partial r}{r \partial \theta} \cdot \sin \theta + \cos \theta \right)$$

よって、法線ベクトル \vec{n} は、

$$\vec{n} = \left(\frac{\partial r}{r \partial \theta} \cdot \sin \theta + \cos \theta, -\frac{\partial r}{r \partial \theta} \cdot \cos \theta + \sin \theta \right)$$

速度ベクトル \vec{v} と法線ベクトル \vec{n} の内積をとると、

$$\vec{n} \cdot \vec{v} = \left(\frac{\partial r}{r \partial \theta} \cdot \sin \theta + \cos \theta, -\frac{\partial r}{r \partial \theta} \cdot \cos \theta + \sin \theta \right) \cdot (v_x, v_y)$$

$$= \{v_x \cdot \cos \theta + v_y \cdot \sin \theta\} + \frac{\partial r}{r \partial \theta} \cdot \{v_x \cdot \sin \theta - v_y \cdot \cos \theta\}$$

$$\equiv |\vec{v}| \cdot \cos \beta$$

ここで、

$$\frac{\partial r}{r \partial \theta} \equiv \frac{\partial(\ln(r))}{\partial \theta} \ll 1$$

と仮定すると、

$$v_x \cdot \cos \theta + v_y \cdot \sin \theta \approx |\vec{v}| \cdot \cos \beta \quad \dots (2)$$

(1)式,(2)式より

$$R(\theta) \approx r(\theta) + |\vec{v}(\theta)| \cdot \cos \beta(\theta) \cdot \Delta t \quad \dots (3)$$

(3)式の右辺第2項を $\eta(\theta)$ と定義し、

$$\eta(\theta) = |\vec{v}(\theta)| \cdot \cos \beta(\theta) \quad \dots (4)$$

(3) 表面疵発生の判断指標

次に(2)で定式化したパラメータ(4)式を活用した表面疵発生判断指標について、模式図を使って説明する。変形前後の素材表面形状の状態を図2-4に示す。図2-4の点線、実線はそれぞれ変形前後の表面形状、●○は変形前後の節点、添え字の*i*は周方向に隣り合う節点位置を示している。青矢印は速度ベクトル、赤矢印は表面節点の法線ベクトルと速度ベクトルの内積(法線方向への速度ベクトルの射影)、すなわち各表面節点の法線方向の変位増分であり、 η を表現している。

ここで、変形の異なる2つの場合(Case A, Case B)を考える。各Caseでの速度ベクトルと η の模式図を図2-5に、素材周方向の η と ψ (η の周方向の勾配)の模式図を図2-6に示す。Case Aは均一に変形している場合であり、赤矢印 η は隣り合う節点で局所的な変化は起きないため(図2-5)、 η 、 ψ の周方向の変化も滑らかな曲線を取る(図2-6実線)。他方、Case Bでは、局所的な変形により η 、 ψ に急激な変化が現れ(図2-5、図2-6一点鎖線)、このような局所変形が発生すると、その後、塑性座屈に発展すると考えられる。

すなわち、パラメータ η は各節点での表面の法線方向の変位増分、 ψ はこの変位増分の周方向に対する変化量であり、 η 、 ψ の局所変化を表面疵(塑性座屈)の起点として判断する評価指標として設定した。

(4) 数値解析結果からの η 算出方法

細かいメッシュサイズまでの計算を行うために、自由メッシュを使える汎用有限要素法(ABAQUS/Explicit)を用いて3次元非定常変形解析を実施した。以降、長手方向の同一座標(長手断面)で解析結果を評価した。

有限要素解析によって求めた圧延中のロールバイト内の断面形状と、式(3)の θ 、 β の

定義角度を図 2-7 に示す。なお、角度 θ は対象とする節点（図の●）と中心点とのなす角度であり、素材周方向の位置を示す。また、角度 β は、対象とする節点に隣り合う2つの節点で表面を円近似したときの法線ベクトル（図の点線矢印）と速度ベクトル（図の太線矢印）とのなす角度である。隣り合う3つの節点で形成される円の中心座標と対象とする節点座標から法線ベクトルを求めて β を算出し、速度ベクトルの絶対値から η を算出した。また、 ψ については以下の式(5)から算出した。

$$\psi(\theta) = \frac{d\eta}{d\theta} = \frac{|\vec{v}(\theta_{i+1})| \cdot \cos\beta(\theta_{i+1}) - |\vec{v}(\theta_i)| \cdot \cos\beta(\theta_i)}{(\theta_{i+1} - \theta_i)} \dots (5)$$

添字は、幅方向中心から $i, i+1$ 番目の表面節点

孔型圧延では、幅方向中心（角度 $\theta = 0^\circ$ ）での単純圧縮（角度 $\beta = -180^\circ, \cos\beta = -1$ ）から、圧下方向中心（角度 $\theta = 90^\circ$ ）での単純幅広がり（角度 $\beta = 0^\circ, \cos\beta = 1$ ）まで周方向に変化する。従って、 η は圧下方向が主体となるメタルフローでマイナス、幅広がり方向が主体となるメタルフローでプラス側の値となる。

2.3.2 各実験条件での数値解析結果

基礎実験で表面疵の発生しなかった□20 コーナーR=5mm、および表面疵の発生した□20 コーナーR=0mm の条件に対し、均一材料と仮定して解析を実施した。素材の変形抵抗は以下の式(6)で表し¹³⁾、摩擦係数はクーロン摩擦で0.4とした。

$$\sigma_{eq} = 167.0 \varepsilon^{0.21} \varepsilon_d^{0.13} \text{ (MPa)} \dots \text{式(6)}$$

σ_{eq} : 変形抵抗, ε : 相当ひずみ, ε_d : 相当ひずみ速度

□20 コーナーR=5mm, R=0mm について、圧延中の任意断面（A~F）における角度 θ と η の関係をそれぞれ図 2-8, 図 2-9 に示す。図中の L はロールバイト出口（最圧下位置）までの距離を示している。以降では、ロールと素材表面とが素材幅方向中心

に接触するまでの圧延初期と、完全に接触後の圧延後期に分けて $\theta - \eta$ の挙動を比較する。

(1) 素材コーナーRが圧延中の η に及ぼす影響

① 圧延初期における $\theta - \eta$ の挙動

ロールと素材表面とが素材幅方向の中心に接触するまでの圧延初期（A～C）について、 $\theta - \eta$ の関係を比較する。

□20 コーナーR=5mm（図 2-8(1)）において、ロールと素材とがコーナー部から接触を開始する A では、コーナー部の圧下によりロールとの接触部（ $31^\circ < \theta < 41^\circ$ ）で η がマイナス側に減少する。また、ロールと接触していない幅方向中心側では（ $\theta < 31^\circ$ ）、この変形にともなって若干圧下されている。この挙動は、素材がロールの幅中心まで接触する直前の C まで同様の挙動を示す。

これに対して、□20 コーナーR=0mm（図 2-9(1)）の条件では $\theta = 44$ 度の位置から点接触を開始し、幅方向中心部がロールと接触するまで局所的に加工され、 η が急激に変化していることが分かる。

② 圧延後期における $\theta - \eta$ の挙動

圧延が進行した D 以降（図 2-8(2), 図 2-9(2)）では、ロールと素材との接触境界部（図中矢印）は自由面側に移動していき、ロールとの接触面では圧下方向、自由面では幅広がり方向の変形となる。この挙動はコーナーRに関係無くほぼ同様であり、ロールと素材との接触境界部以外での局所的な変化は発生していない。

(2) 素材コーナーRが圧延中の ψ に及ぼす影響

□20 コーナーR=5mm, R=0mm における圧延中ロールバイト内各位置での $\theta - \psi$ の関係をそれぞれ図 2-10, 図 2-11 に示す。なお、断面内位置を示す角度 θ は、材料座標として圧延終了時の座標での θ （以下 θ' ）に変換して図示した。

□20 コーナーR=5mm における ψ の挙動は、ロールと素材との接触境界部近傍において若干変化があるが、局所的に急激な勾配の変化は見受けられない。従って、この条件の変形では、素材周方向に局所的な速度勾配をもたない比較的均一な変形であることが分かる(図 2-10)。

それに対してコーナーR=0mm の条件では、前節で示した $\theta - \eta$ の関係における圧延初期の勾配変化が顕著に表現されており、特に A,B での $\theta' = 64^\circ$ の位置で勾配 ψ が急激に変化していることが確認できる(図 2-11(1))。また、圧延後期の D 以降ではコーナーR に依存せず、ロールと素材との接触境界部以外、急激な勾配変化は無い(図 2-10(2), 図 2-11(2))。

(3) 基礎実験結果と ψ の局所点との比較

□20 コーナーR=0mm の条件について、基礎実験での表面疵発生位置と、 $\theta' - \psi$ において急激な速度勾配の発生した角度 $\theta' = 64^\circ$ における、素材横断面位置と基礎実験での表面疵観察結果の関係を図 2-12 に示す。

ψ の局所点と基礎実験での表面疵発生位置とは、素材とロール接触面の自由面側の位置で対応しており、変形中の幾何学形状と節点速度ベクトルからメタルフローの不連続点を解析する本手法が、表面疵の発生位置予測に有益な手法であることが確認できた。

以上の結果から考察した表面疵の発生メカニズムを以下にまとめる。

- ① 角→オーバル孔型系列では、ロールと素材とは素材コーナー部から接触を開始する。
- ② 接触初期の段階で、ロールと素材との接触境界部の自由面側で、素材外周に対して局所的に速度勾配が変化する。
- ③ その結果、上記部位において局所的な塑性座屈が生じて凹みを形成する。
- ④ ロールと素材とが幅方向中心部まで接触後は比較的均一に圧延が進行するが、③で形成された凹みは圧延最終時まで残り、表面疵として残存する。

2.4 結言

線材の重要な要求品質の一つである表面疵の発生メカニズムに対し、圧延変形中の表面材料流動の観点から検討し、以下の結果を得た。

- (1) 圧延中の横断面において、表面節点の位置、速度ベクトル、法線ベクトルから、各表面節点の法線方向の変位増分 η 、その変位増分の周方向に対する変化量 ψ を定式化し、変形過程における η 、 ψ の局所変化を表面疵（塑性座屈）の起点として判断する新たな判断指標を導入した。
- (2) 圧延中の節点位置 θ に対する η の勾配変化（ ψ ）に局所値を持つ節点位置と、基礎実験でのマクロ的な表面疵発生位置とが対応することを検証した。
- (3) これらの結果から表面疵の発生メカニズムを推定し、表面疵の発生を判断する新たな解析手法を確立した。

参考文献

- 1) T.Matsui,T.Ogata,M.Fujita,M.Asakawa:*Sumitomo Met.*,**26**(1974),324.
- 2) 加藤健三,斉藤好弘,森高満,碓幸雄,森賀幹夫:塑性加工春季講演会,(1979),485.
- 3) 加藤健三,斉藤好弘,森高満:塑性加工春季講演会,(1978),197.
- 4) Son I.h., Choi S., Lee D.I.: *J Mater Process Technol*, Vol.201, No.1-3, (2008),91.
- 5) Norden Kristina, Jonsson Stefan: *Steel Res Int*,Vol.78, No.12, (2007),876.
- 6) Filipovic Mirjana, Eriksson Conny, Oeverstam Henrik: *Steel Res Int* Vol.77, No.6,(2006),439.
- 7) Dosta L J : *Freiberg Forschungsh B*, No.246,(1985),31
- 8) J.Neuhauss : *Arch.Eisenh.*(1971),391.
- 9) V.V.Getmanets,N.G.Slyusarenko : *Stal* ,Vol.12,(1975),1102.
- 10) N.A.Gourov,V.V.Getmanets : *Stal* ,Vol.8,(1975),713.
- 11) V.A.MONID,A.E.Medvednikov,S.I.Sinitsyn,T.V.Gorokhova,E.A.Bystrova : *Stal* ,Vol.9,(1976),820.
- 12) H.Kushida,M.Takeda,S.Miyazaki,Y.Kubota : *Kobe Steel Eng. Rep.*, **61**(2011),29.
- 13) Y.Misaka,T.Yoshimoto:*J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*,**8**(1967),414.

表 2-1 基礎実験条件

| | | |
|---------------------|---------|----------------------|
| Roll diameter | (mm) | 230.0 |
| Heating temperature | (°C) | 1000 |
| Rolling speed | (m/min) | 1.5 |
| Shape of groove | (mm) | R = 23.6 H = 5.00 |
| Roll gap | (mm) | S=3.0 |

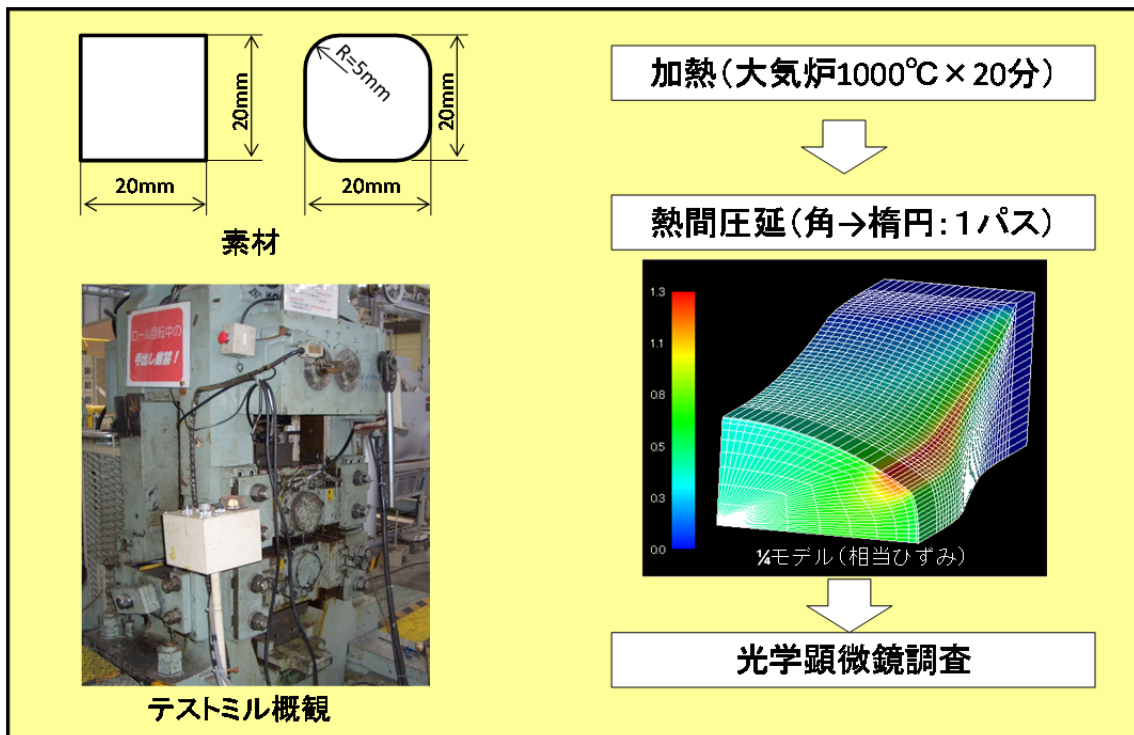
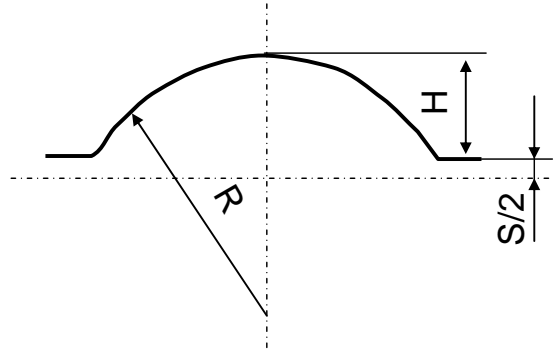


図 2-1 基礎実験の模式図

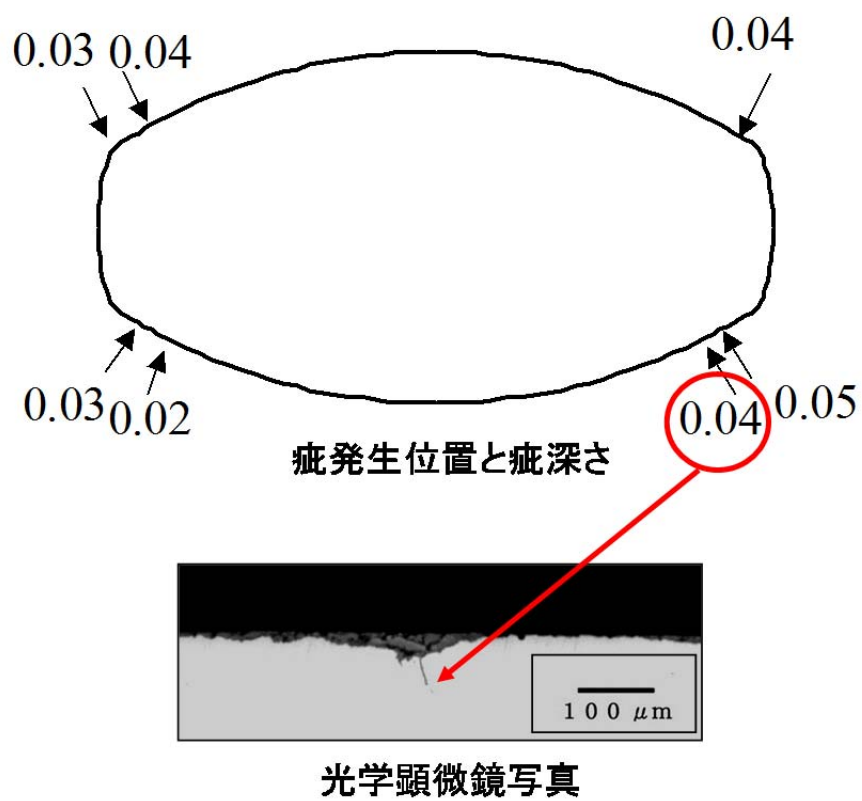


図 2-2 基礎実験での圧延後発生位置と疵深さ (□20mm, R=0mm)

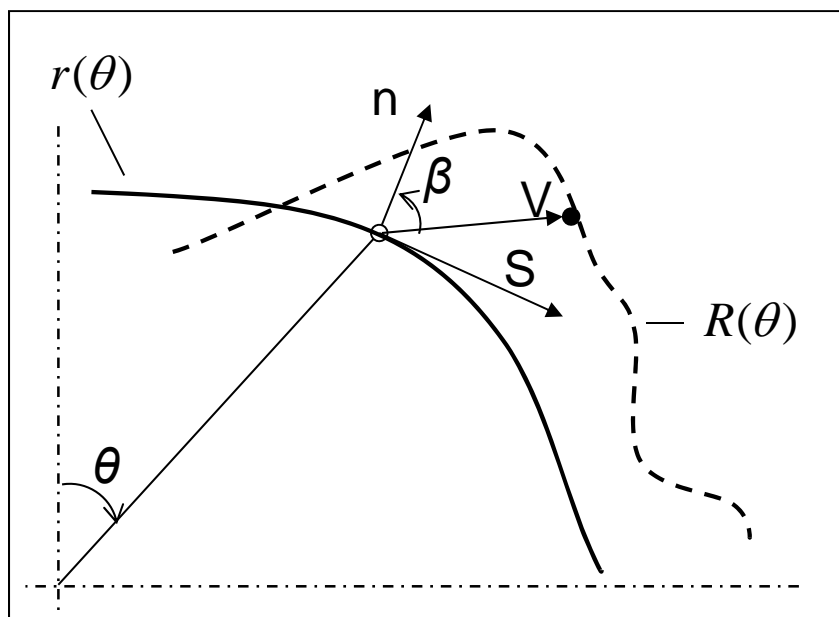


図 2-3 変形後形状定式化の模式図

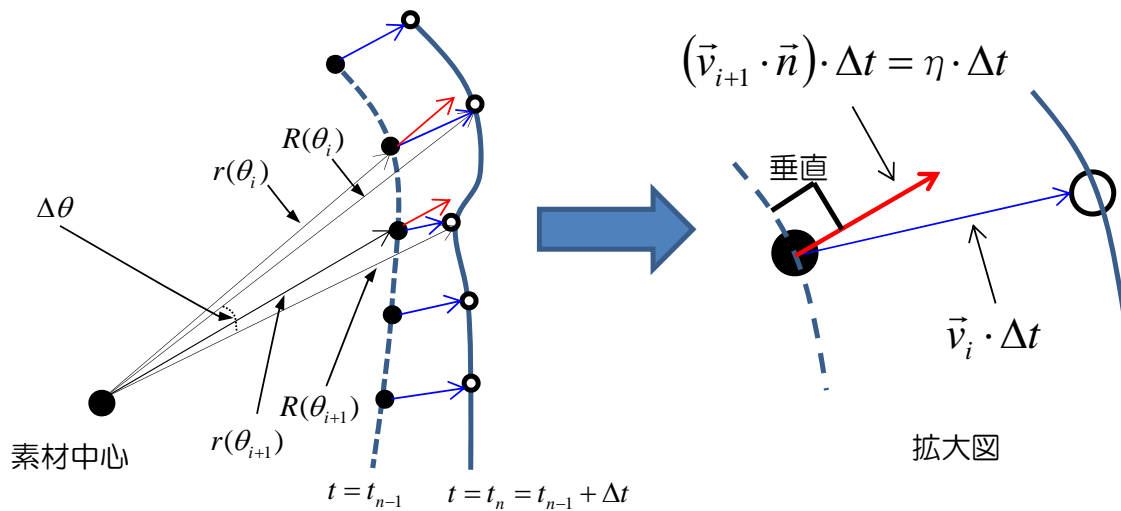


図 2-4 変形前後の速度ベクトルと η の模式図

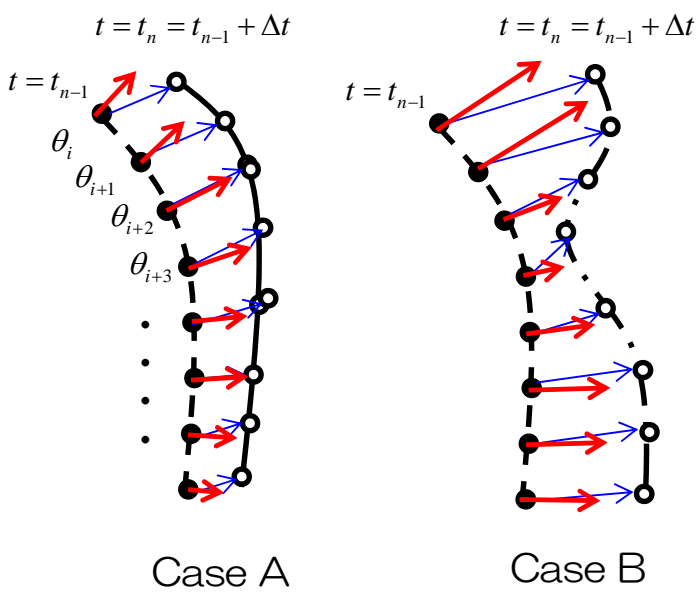


図 2-5 表面疵（塑性座屈）の起点を判断する
指標 η , ψ の模式図

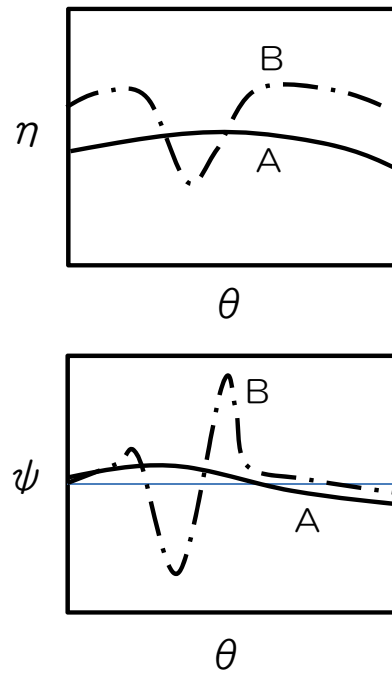


図 2-6 素材周方向の η と ψ の変化

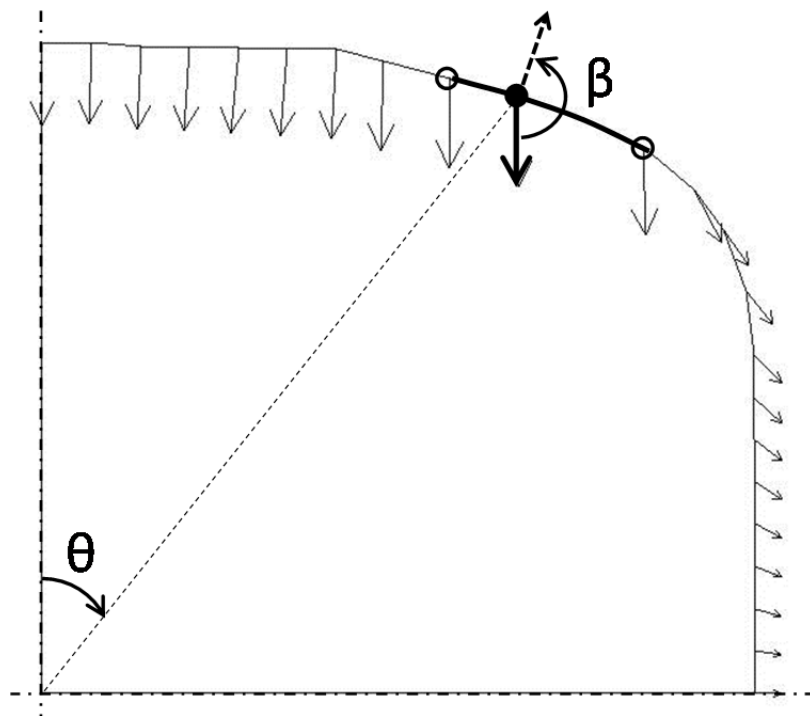
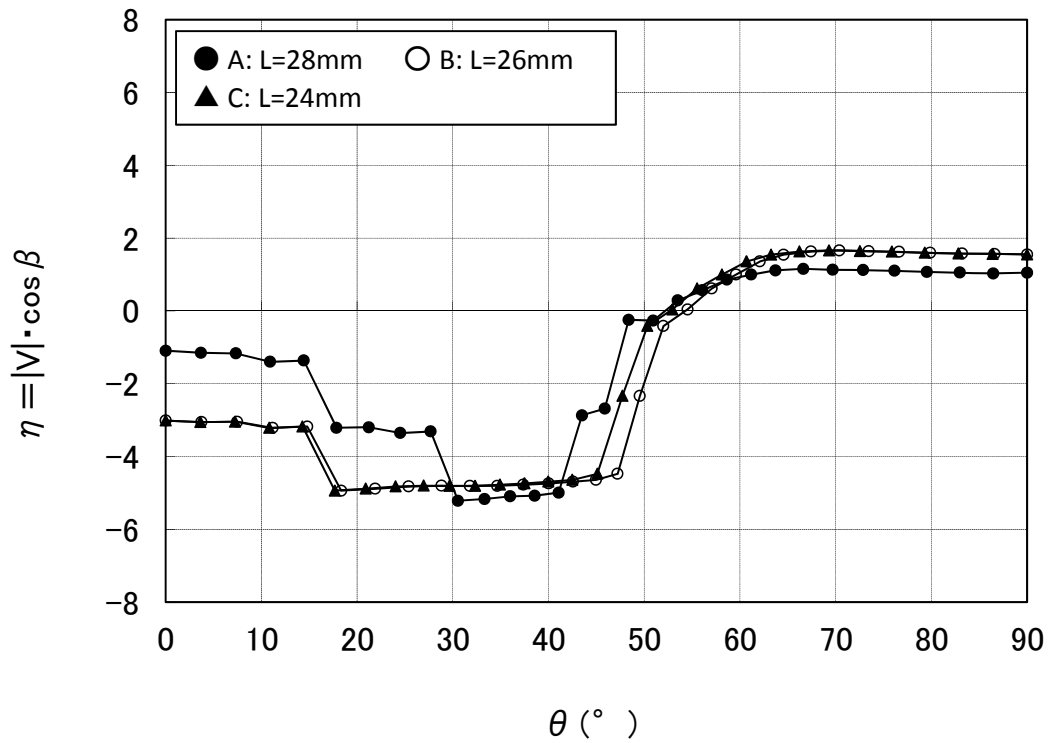
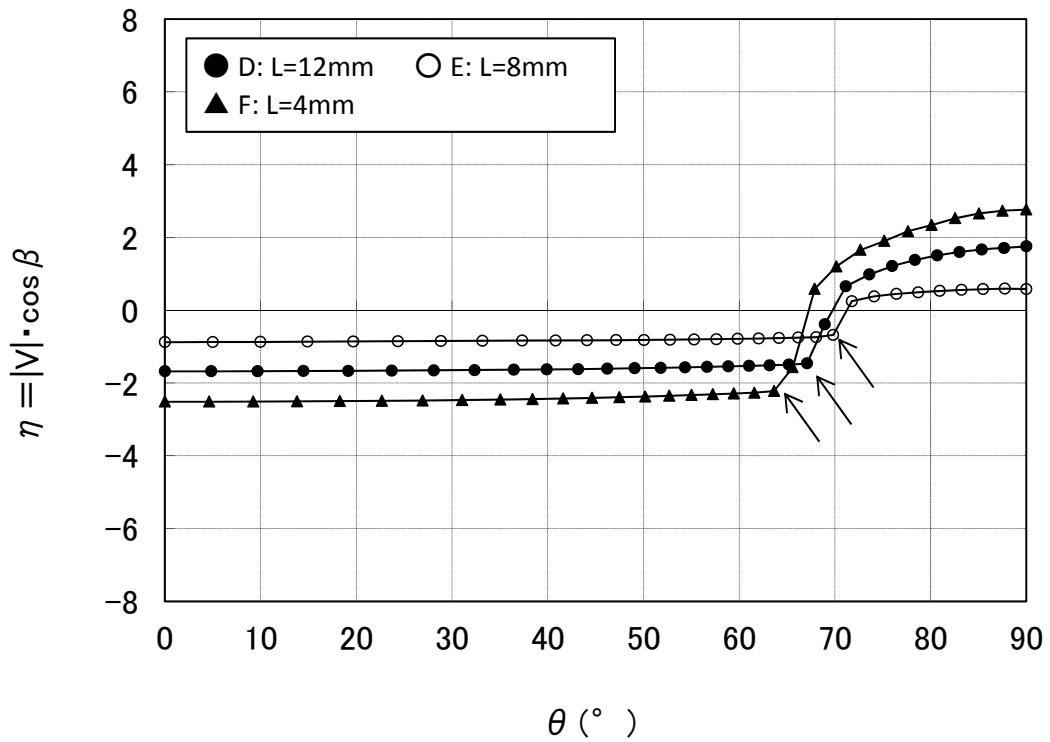


図 2-7 解析で得られた代表断面の速度ベクトルと角度 θ , β の定義 (式 3)

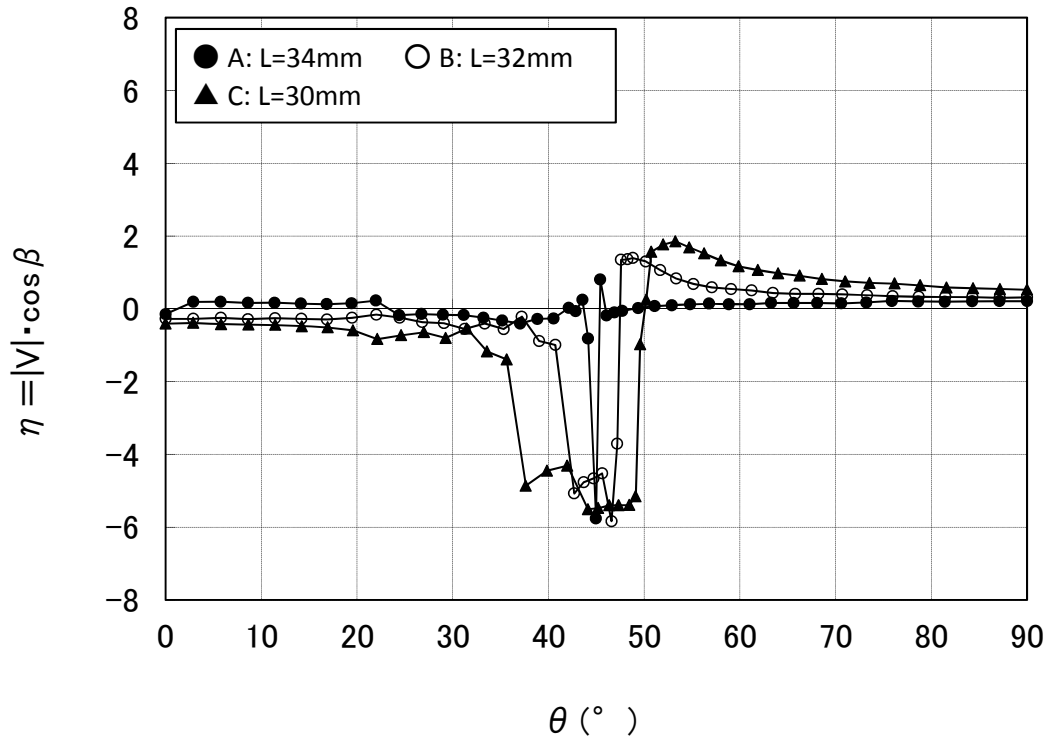


(1) □20mm R=5mm における任意断面(A~C)での角度 θ と η の関係

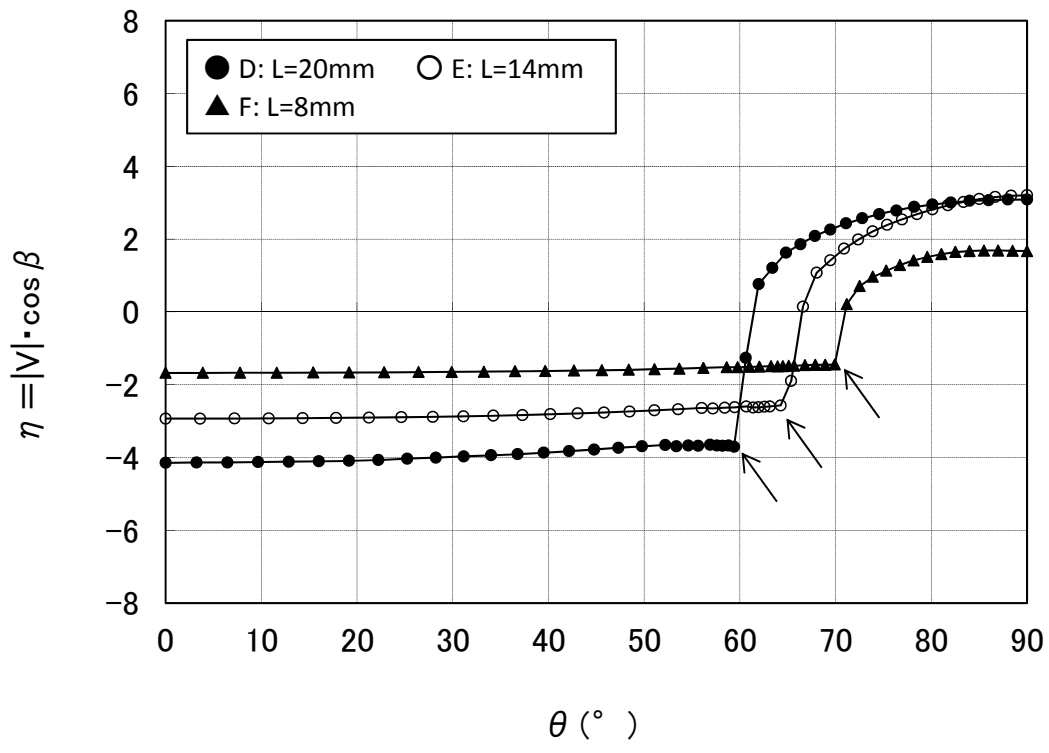


(2) □20mm R=5mm における任意断面(D~F)での角度 θ と η の関係

図 2-8 □20mm R=5mm における圧延中任意断面 (A~F) での角度 θ と η の関係

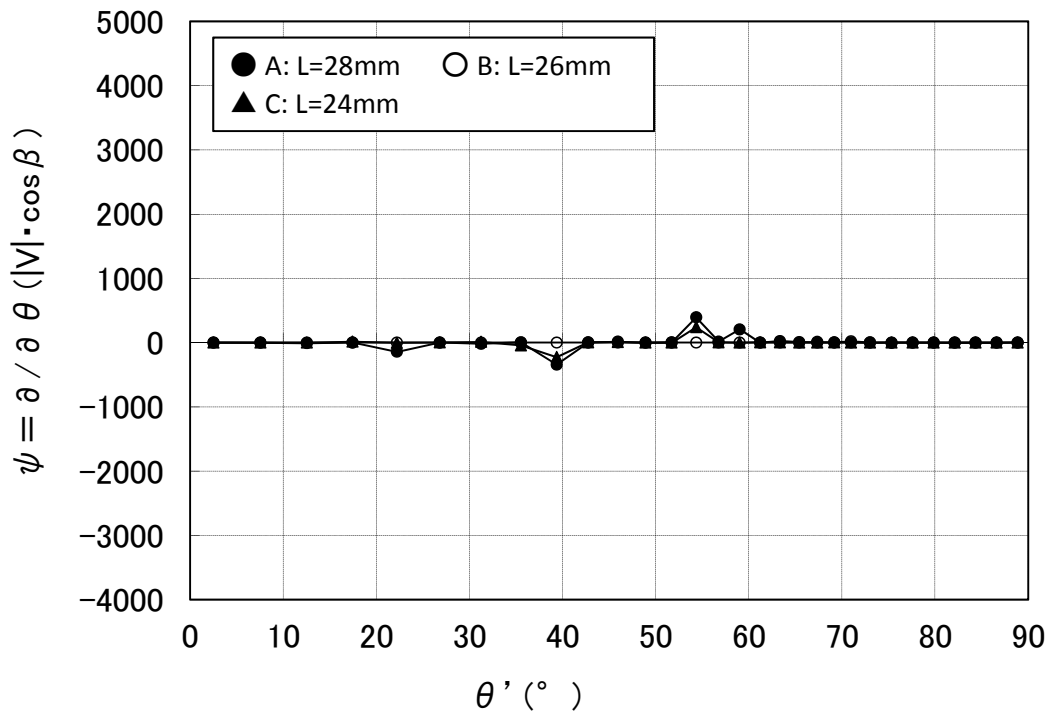


(1) □20mm R=0mm における任意断面(A~C)での角度 θ と η の関係

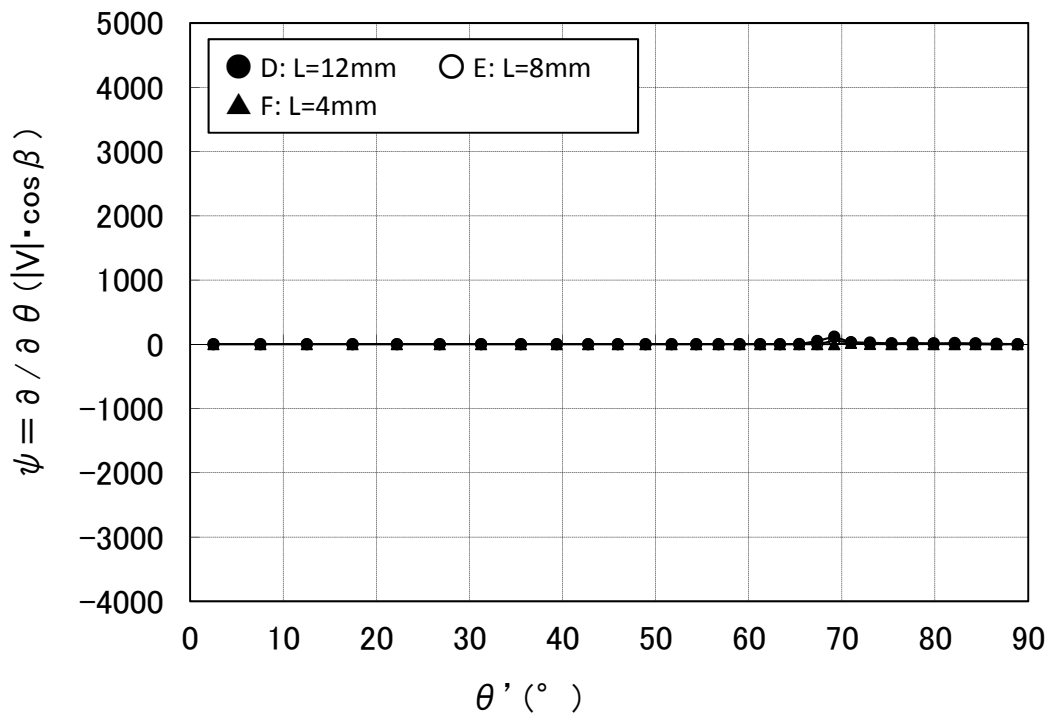


(2) □20mm R=0mm における任意断面(D~F)での角度 θ と η の関係

図 2-9 □20mm R=0mm における圧延中任意断面 (A~F) での角度 θ と η の関係

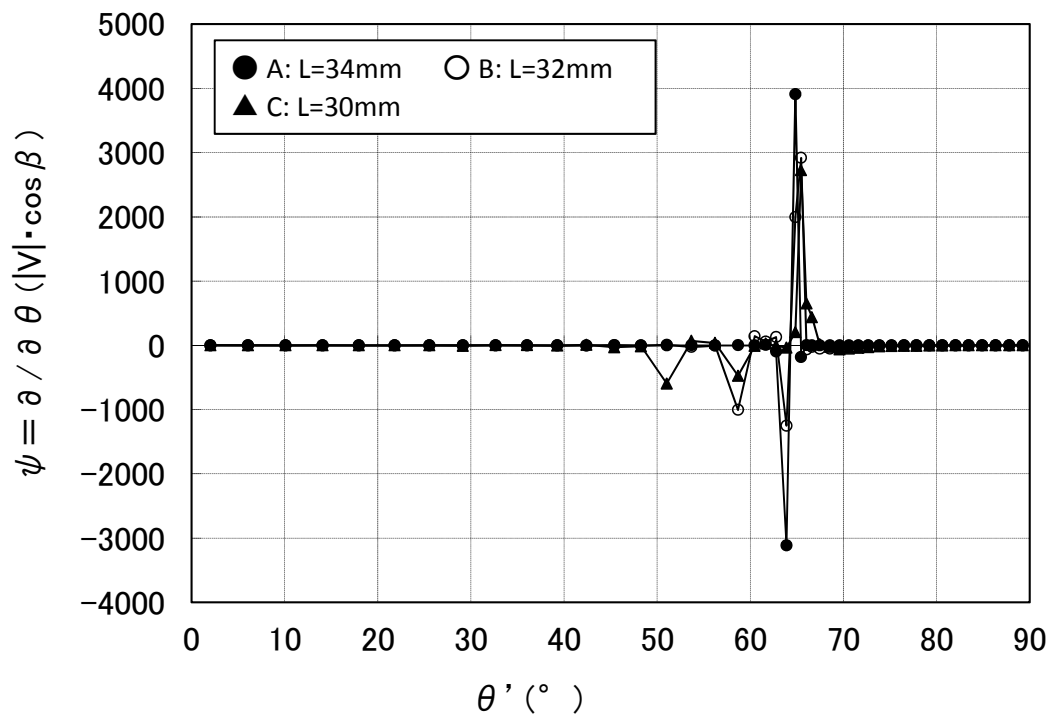


(1) □20mm R=5mm における任意断面(A~C)での角度 θ' と ψ の関係

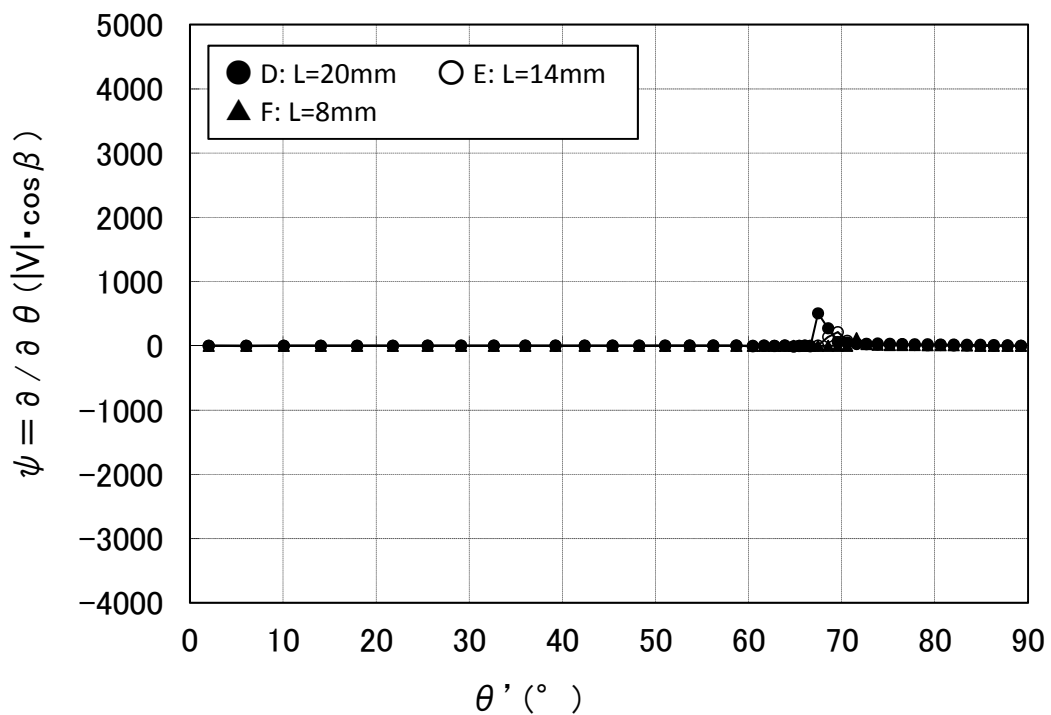


(2) □20mm R=5mm における任意断面(D~F)での角度 θ' と ψ の関係

図 2-10 □20mm R=5mm における圧延中任意断面(A~F)での角度 θ' と ψ の関係



(1) □20mm R=0mm における任意断面(A~C)での角度 θ' と ψ の関係



(2) □20mm R=0mm における任意断面(D~F)での角度 θ' と ψ の関係

図 2-11 □20mm R=0mm における圧延中任意断面(A~F)での角度 θ' と ψ の関係

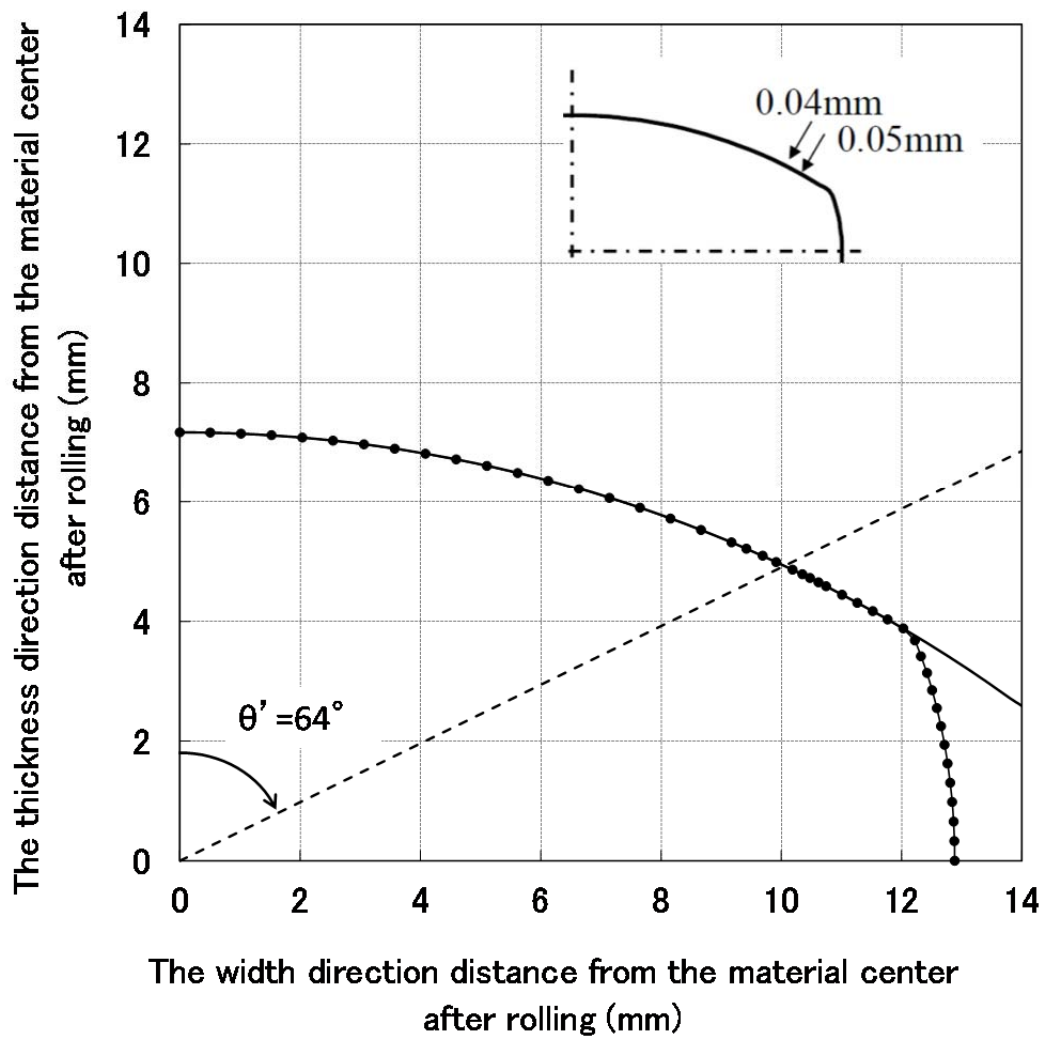


図 2-12 基礎実験での表面疵発生位置と、 $\theta' - \psi$ において急激な速度勾配の発生した角度との関係

第3章

スケールを考慮した表面疵発生メカニズムの解明 【スケール密着性評価手法の開発】

3.1 緒言

第2章では圧延変形による塑性座屈が表面疵の原因と推定し、数値解析を活用することでそのメカニズムを検証した。他方、熱間圧延では表面にスケールが生成しており、「塑性座屈による凹み内にスケールがトラップされて疵を助長する」、あるいは「スケールが表層に生成することで表層部の変形抵抗に分布が生じ、塑性座屈を助長する」などの可能性が考えられる。このため、これらの挙動を理解するには、熱間でのスケール密着性・剥離性評価を定量化する必要がある。

近年、スケールの局所的な剥離／残存が新たな疵として発生するなど、表面疵とスケールとの関係が注目されているが^{1,2)}、熱間でのスケール密着性・剥離性評価に関しては衝撃試験、引張・曲げ試験等若干の報告例^{3)~6)}はあるものの、剥離応力の定量値に関する報告は少ない。

圧延工程においては図3-1の模式図に示すように、ロールバイト入側の材料の延伸でスケールにクラックが生じ、この状態でロールバイト内に材料が入り込む時の曲げ変形によって、素材－スケール界面に垂直方向の応力が作用してスケールが剥離する。スケールは熱間において延性を持ち^{7,8)}、熱間圧延（1273K）ではスケール厚さ200 μ m程度までは、圧延中に母材と共に均一に変形することが知られており⁸⁾、またロールバイト内では静水圧応力が作用しているため、剥離を起こしても再度押し込まれてスケールと母材が圧着するか、母材の内部に押し込まれることになる。従って、圧延におけるスケール剥離には、ロールバイト入側でのロールと接触していない自由表面におけるスケール剥離（密着性）が重要であり、ここでは垂直方向の応力が支配的になる。

そこで、3章では特に圧延で加圧加工された2次スケールと母材との垂直方向の密着

性を評価することに着目し、熱間圧縮／引張試験を活用した加工後のスケール／母材界面の密着性（剥離応力）を定量的に評価する手法を開発^{9,10)}して、圧延工程におけるスケール剥離を評価した。

3.2 熱間圧縮試験／引張試験を活用した加工後の密着性評価

3.2.1 実験方法

熱間圧縮試験／引張試験を活用し、圧延加工後のスケール／母材界面の剥離応力を評価する新たな手法として、図 3-2 に示す実験方法を検討した。

実験に用いた試料は、鋼材とスケールとの密着性に影響を及ぼす Si, Ni を含む鋼種 A と、単純組成に近い鋼種 B として添加元素の影響を比較した。なお、上下円柱試料のセッティング時のずれを防止するために上下異なる直径（ $\phi 12$ 、 $\phi 18$ ）とし、かつ接合面のみのスケールの密着性を測定するため、 $\phi 12$ の試料側面部に Ni めっきを施し、側面から接合したスケールの影響を防止した。使用した試料の組成を表 3-1、実験条件を表 3-2 に、実験手順を以下に示す。

- ① $\phi 12$ と $\phi 18$ の丸棒を 900°C で 10 分加熱しスケールを生成させる。
- ② このサンプルを直ちに加圧、昇温して 1000°C で 10 分保持することにより、生成した表面スケール同士を拡散接合させる。
- ③ 拡散接合させた試料で引張試験を行い、ストロークー荷重の関係を測定する。

3.2.2 実験結果

加圧後の引張試験前と引張試験後における、試験片中央部と端部の断面写真をそれぞれ図 3-3、図 3-4 に示す。また、鋼種 A の加圧力 5MPa、10MPa、20MPa における引張試験中のストロークー荷重曲線を図 3-5 に示す。

加圧後の引張試験前の断面写真図 3-3 から、図中に黄色破線で示しているスケール／スケール界面に剥離は無く、全面で接合していることが確認できる。また、本実験条件

での界面スケール厚は約 $200\mu\text{m}$ であった。一方、引張試験後のスケール厚さは部位によって異なり、中央部で $100\mu\text{m}$ 、端部で $200\mu\text{m}$ となった。この理由は、加圧時全面で接合されたスケールは、引張試験において中央部ではスケール／スケール界面、端部ではスケール／母材界面で剥離しており、接合部位により剥離形態が異なっているためである。

このような試験中の各界面での混在した剥離挙動は段階的に発生し、ストローク荷重曲線での複数の荷重ピークとして現れる（図 3-5）。このことから、試験片断面積と荷重から単純にスケール／母材界面の剥離応力を算出できないことが分かる。

3.3 スケール／母材界面の剥離応力の推定

3.3.1 引張試験中の界面剥離挙動の仮説

引張試験後の断面観察、および引張試験でのストローク荷重曲線から、引張試験中の剥離挙動を考察した。

スケール／母材界面の剥離応力を F_{sm} 、スケール／スケール界面の剥離応力を F_{ss} とすると、中央部では、スケール／スケール界面、端部ではスケール／母材界面で剥離していることから、

$$\text{試験片端部では、 } F_{ss} > F_{sm}$$

$$\text{試験片中心部では、 } F_{sm} > F_{ss}$$

となる。ここで、スケールが形成された時点では、試験片端部と中心部のスケール／母材界面の剥離応力に差異が無いと考えられることから、端部と中心部のスケール／母材界面の剥離応力 F_{sm} が等しいと仮定すると、以下の関係となる。

$$F_{ss} (\text{端部}) > F_{sm} > F_{ss} (\text{中心部})$$

すなわち、加圧後のスケール／スケール界面は全面接合しているが、剥離応力は端部と中心部で状況が異なり、引張試験では、まず中心部でのスケール／スケール接合部から剥離し、次に端部のスケール／母材が剥離すると推定できる。

以上の考察から、引張試験における界面の破壊挙動を、図 3-6 のように考察した。まず、高温下での加圧による拡散接合により、スケール／スケール界面は全面接合する。この状態から引張試験での変位を増加させて行くと、剥離応力の低い中央部におけるスケール／スケール界面で剥離する（第 1 荷重ピーク）。更に変位が上昇すると、剥離応力の高い端部におけるスケール／母材界面で剥離する（第 2 荷重ピーク）。その後、直径の大きい下側試験片の端部（下側試験片の表層スケール）の剥離が発生し、上下試験片は完全に剥離する（第 3 荷重ピーク）。

3.3.2 スケール／母材界面の剥離応力の推定方法

(1) 剥離前後の接合面積の算出

剥離応力を算出するには、引張試験時の剥離前後の接合面積を定量化する必要がある。そこで、引張試験でのストローク－荷重曲線から、剥離残存面積を算出する方法を検討した。ストローク－荷重曲線の特徴量としては、それぞれの界面の剥離によるピーク荷重とその前後での曲線の傾き（以下ではシステム剛性と呼ぶ）である。そこで、これらの特徴量を表現できるように下記の定式化を行った。

スケール／スケール界面に作用する応力 σ_{SS}

スケール／母材界面に作用する応力 σ_{SM}

工具に作用する応力 σ_T

スケール／スケール界面の接合面積 S_{SS}

スケール／母材界面の接合面積 S_{SM}

工具の断面積 S_T

スケールの有効ひずみ ϵ_S

母材の有効ひずみ ϵ_M

工具の有効ひずみ ϵ_T

スケールのヤング率 E_S

母材のヤング率 E_M

工具のヤング率 E_T

スケールの厚さ $t_S = 0.0002m$

母材の厚さ $t_M = 0.040m$ (上下の和)

工具の厚さ $t_T = 0.690m$

工具の線膨張係数 α_T

とすると、測定される力は以下のようにあらわせる。

$$F = S_{SS} \cdot \sigma_{SS} = S_{SM} \cdot \sigma_{SM} = S_T \cdot \sigma_T \quad \text{---(1)}$$

ここで、変位に関しては、母材（試験片）は熱電対により一定温度に均一状態であるが、工具は熱容量が大きく温度勾配を持つため、試験中も平均温度は上昇している。この工具の平均的な温度上昇量を \dot{T}_T とすると、試験開始から Δt 時間後のストローク L は

$$L = t_S \cdot (1 + \varepsilon_S) + t_M \cdot (1 + \varepsilon_M) + t_T \cdot (1 + \varepsilon_T + \alpha_T \cdot \dot{T}_T \cdot \Delta t) \quad \text{---(2)}$$

となる。

界面が全て健全に接合している場合

$$\begin{aligned} S &= S_{SS} = S_{SM} \\ \sigma_{SS} &= E_S \cdot \varepsilon_S = \sigma_{SM} = E_M \cdot \varepsilon_M = F/S \\ E_T \cdot \varepsilon_T &= F/S_T \end{aligned} \quad \text{---(3)}$$

(3)式を(2)式に代入すると

$$L = t_S \cdot (1 + \varepsilon_S) + t_M \cdot (1 + \frac{E_S}{E_M} \cdot \varepsilon_S) + t_T \cdot (1 + \frac{S \cdot E_S}{S_T \cdot E_T} \cdot \varepsilon_S + \alpha_T \cdot \dot{T}_T \cdot \Delta t) \quad \text{---(4)}$$

(4)式の時間微分を取ると

$$\dot{L} = (t_S + t_M \cdot \frac{E_S}{E_M} + t_T \cdot \frac{S \cdot E_S}{S_T \cdot E_T}) \cdot \dot{\varepsilon}_S + t_T \cdot \alpha_T \cdot \dot{T}_T \quad \text{---(5)}$$

(3)式の F の時間微分は

$$\dot{F} = S \cdot E_S \cdot \dot{\varepsilon}_S \quad \text{---(6)}$$

従って、ストローク荷重の傾きをシステム剛性とする

$$\frac{dF}{dL} = \frac{\dot{F}}{\dot{L}} = \frac{S \cdot E_S \cdot \dot{\varepsilon}_S}{(t_S + t_M \cdot \frac{E_S}{E_M} + t_T \cdot \frac{S \cdot E_S}{S_T \cdot E_T}) \cdot \dot{\varepsilon}_S + t_T \cdot \alpha_T \cdot \dot{T}_T} \quad \text{---(7)}$$

となる。

次に、スケール/スケール界面が剥離した場合

$$\begin{aligned} S_{SS} < S = S_{SM} \quad \sigma_{SS} = F / S_{SS} = E_S \cdot \varepsilon_S \\ \sigma_{SM} = F / S = E_M \cdot \varepsilon_M \quad \text{---(8)} \\ \therefore \varepsilon_M = \frac{S_{SS} \cdot E_S}{S \cdot E_M} \cdot \varepsilon_S \end{aligned}$$

となり、(4)式の代わりに、ストロークは

$$\begin{aligned} L = t_S \cdot (1 + \varepsilon_S) + t_M \cdot (1 + \frac{S_{SS} \cdot E_S}{S \cdot E_M} \cdot \varepsilon_S) + \\ t_T \cdot (1 + \frac{S_{SS} \cdot E_S}{S_T \cdot E_T} \cdot \varepsilon_S + \alpha_T \cdot \dot{T}_T \cdot \Delta t) \quad \text{--- (9)} \end{aligned}$$

となる。従って、(7)式のシステム剛性は

$$\frac{dF}{dL} = \frac{\dot{F}}{\dot{L}} = \frac{S_{SS} \cdot E_S \cdot \dot{\varepsilon}_S}{(t_S + t_M \cdot \frac{S_{SS} \cdot E_S}{S \cdot E_M} + t_T \cdot \frac{S_{SS} \cdot E_S}{S_T \cdot E_T}) \cdot \dot{\varepsilon}_S + t_T \cdot \alpha_T \cdot \dot{T}_T} \quad \text{---(10)}$$

となる。

どの界面でも剥離が起こっていない健全な状態でのストローク荷重の関係より、実験でのシステム剛性は、 $1400\text{N}/0.0001\text{m} = 1.429 \times 10^7 \text{ N/m}$ となる。

$$S = 1.130 \times 10^{-4} \text{ m}^2 \quad (\phi 12)$$

$$St=7.068 \times 10^{-4} \text{ m}^2 \quad (\phi 30)$$

$$E_M=98.07 \text{ GPa}, E_S=50.01 \text{ GPa} \text{ とし }^{11,12),}$$

工具の線膨張係数を $10 \times 10^{-6} (/^\circ\text{C})$ とすると, 上昇温度 ($^\circ\text{C}/\text{sec}$) とシステム剛性の関係は図 3-7 (実線) のようになる. この関係から, 実験 (破線) でのシステム剛性と一致する上昇温度は約 $2.1^\circ\text{C}/\text{sec}$ であり, この時 $\dot{\epsilon}_s$ は 2.8×10^{-5} 程度となる.

一方, この条件において, (7)式および(10)式の分母の第1項, 第2項を計算すると, 第1項は第2項よりも小さくなり, 近似的には下の式が成り立つ.

$$\frac{dF}{dL} \approx \frac{S \cdot E_S \cdot \dot{\epsilon}_s}{(t_T \cdot \frac{S}{S_T}) \cdot \dot{\epsilon}_s + t_T \cdot \alpha_T \cdot \dot{T}_T} \approx \frac{S \cdot E_S \cdot \dot{\epsilon}_s}{t_T \cdot \alpha_T \cdot \dot{T}_T} \quad \text{---(11)}$$

$$\begin{aligned} \frac{dF}{dL} &\approx \frac{S_{SS} \cdot E_S \cdot \dot{\epsilon}_s}{(t_T \cdot \frac{S_{SS} \cdot E_S}{S_T \cdot E_T}) \cdot \dot{\epsilon}_s + t_T \cdot \alpha_T \cdot \dot{T}_T} \quad \text{---(12)} \\ &\approx \frac{S_{SS} \cdot E_S \cdot \dot{\epsilon}_s}{t_T \cdot \alpha_T \cdot \dot{T}_T} \end{aligned}$$

(11), (12)式から, システム剛性は近似的にスケール/スケールの表面積に比例する. 従って, 剥離前後のシステム剛性を測定すると剥離面積比が算出できる.

(2) 実験での剥離応力の解析方法

引張試験でのストローク-荷重の関係から, スケール/母材界面における剥離応力を推定する. 接合後の引張試験結果に対して, ストローク-荷重曲線と各ストロークでの接合状態の関係を図 3-8 に示す. 引張試験開始時を A 点, 中心部のスケール/スケール界面で剥離する直前の第 1 荷重ピークを B 点, 剥離後を C 点, スケール/母材界面で剥離する直前の第 2 荷重ピークを D 点とし, 各点での荷重を FA, FB, FC, FD とする. ストローク-荷重曲線での破線は, 全ての界面が健全に接合していると仮定したときの測定系全体の剛性 (初期のシステム剛性), 赤線は中心部のスケール/スケール界面で剥離後のシステム剛性を示す. また, A 点から B 点で求めたシステム剛性を, C 点

を基準として破線で示し、D点のストロークに対応する位置をD'点（荷重をFD'）と定義する。

B点では、スケール／スケール界面が剥離し、D点ではスケール／母材が剥離する（図3-7 下段模式図）。このとき、剥離応力を計算するためには、B点で剥離した面積とD点で剥離した面積を計算する必要がある。A点～B点およびC点～D点では剥離を起こしていないとすると、前節の考察から、初期システム剛性（CD'の傾き）と剥離後のシステム剛性（CDの傾き）の比が、B点で剥離後の残存した面積比であり、初期面積（全面接合）からCD間の残存接合面積が計算できる。従って、初期接合面積とB点での荷重FB、およびCD間での残存接合面積とD点での測定荷重FDから、B点、D点での剥離応力が計算できる。具体的な剥離応力計算の流れを以下に示す。

- 1) システム剛性（荷重－ストローク曲線の傾き）はスケール／スケール界面の接触面積に比例する一式(12)
- 2) ストローク－荷重曲線において、CD'の傾きとCDの傾きの比（=FD' /FD）から、B点で剥離後の残存接合面積を計算する。全面接合しているAB間での接合面積（=CD'間の接合面積）を A_{AB} 、CD間での接合面積を A_{CD} とすると、

$$A_{AB}/A_{CD} = FD' /FD$$

$$A_{CD}=FD/FD' \times A_{AB}$$

- 3) 2)から求めたCD間での残存接合面積とB点、D点での測定荷重から、B点、D点での剥離応力を計算する。

3.3.3 スケール／母材界面の剥離応力

(1) 加圧力がスケール／母材界面の剥離応力に及ぼす影響

鋼種 A について、前節の方法により求めた加圧力とピーク1，ピーク2剥離応力の関係を表 3-3，図 3-9 に示す。スケール／スケール界面の剥離応力（ピーク1），スケール／母材界面の剥離応力（ピーク2）ともに、加圧時の圧力上昇に従って密着性は増大する。また、界面の密着性は、スケール／母材界面の方が高く、スケール／スケール界面と比較して約 3.6 倍の剥離応力となる。

(2) 添加元素が剥離応力に及ぼす影響

鋼種 A,B について接合時の加圧力とスケール／母材の剥離応力（ピーク2）との関係を図 3-10 に示す。鋼種 A,B ともに加圧力が上昇するにともない、剥離応力が上昇することが確認できる。また、鋼種 A の剥離応力が高く、スケール／母材界面での剥離性が悪化していることが分かる。このような鋼種による剥離応力の差が、スケール／母材の界面特性と推定し、接合界面の性状を調査した。

加圧力 10MPa での本引張試験後の接合界面を酸洗し、レーザー顕微鏡を用いてスケール／母材界面の 3 次元形状測定を行った結果を図 3-11 に示す。図中の濃淡は表面凹凸の高低差を示し、高い部分を白色（凸部）、低い部分を黒色（凹部）で示している。鋼種 B（剥離応力 12MPa）と比較して、鋼種 A（剥離応力 20MPa）の方が粒界と考えられる部分の凹凸が大きく、表面粗さは鋼種 B での $Ra=0.5\mu m$ に対し、鋼種 A では 2 倍の $Ra=1.0\mu m$ であった。これは、合金元素により粒界酸化が促進されたためであり、スケールのくさび効果により剥離応力が上昇したと考えられる。

この結果から、鋼種による剥離応力の相違は、スケール／母材界面の凹凸に関係しており、凹凸が大きいほどスケール／母材界面の剥離応力が大きくなると言える。

3.4 解析による検証

前節で述べた剥離応力の妥当性を検討するために、有限要素法による数値解析を行っ

た。解析には、ABAQUS/Standard を用い、界面剥離を考慮するために、要素間の剥離を界面に作用する要素の応力で判断できる要素モデル（以下 剥離界面要素）を適用した。図 3-12 にモデルの全体図を示す。φ 12mm×10mm 高さの 1/4 モデルであり、界面に 100 μm のスケール要素（黄色）を設定した。またスケール要素には、厚さ 10 μm の 3 種類の剥離界面要素 A、B、C を与えた。実験で観察された界面の特徴を考慮して、剥離界面要素 A はスケール/スケール界面、剥離界面要素 B はスケール/母材の界面、剥離界面要素 C は最外周の強固なスケール/母材の界面とした。

一般的な剥離界面要素では剥離基準を応力で与え、(13) 式に示す、各要素に作用する垂直応力 t_n 、せん断応力 t_s 、 t_t のどれかが基準値 (t_n^0 、 t_s^0 、 t_t^0) に達すると損傷が起こると仮定する。今回の測定では、 t_n^0 のみ測定であり、主応力が界面に垂直方向であるため、せん断成分である t_s^0 、および t_t^0 での剥離が起こらないように、せん断成分は垂直成分の 10 倍を採用した。

$$\max\left(\frac{t_n}{t_n^0}, \frac{t_t}{t_t^0}, \frac{t_s}{t_s^0}\right) = 1 \quad \dots (13)$$

各剥離界面要素の損傷基準応力は前章の実験値より求めた値（表 3-3：15MPa の条件）を採用した。各剥離界面要素の損傷基準応力、および損傷基準せん断応力を表 3-4 に、表 3-4 の条件で材料の上部に強制変位を与えたときの、変位-荷重曲線と変位の途中での母材内部の垂直方向応力分布を図 3-13 に示す。

図 3-13 の①点までは、界面は全て接合したままで想定通りほぼ均一な応力が作用し、系全体が弾性変形を起こしている。①点から②点にかけて、小さな荷重ピークが現れており、垂直応力分布図の②でもスケール/スケール界面での母材応力が開放されている。②点から③点までの変位と荷重の関係はほぼ直線上に増加し、この間は接合している剥離界面要素領域 B、C（図 3-12）により力が保持されている。次に④点は、剥離界面要素領域 B が剥離を続けている状態であり、完全に剥離した⑤点まで荷重は減少する。

最後に、残りの剥離界面要素領域 C が接合したままで、スケール/スケール界面で剥離した剥離界面要素領域 A とスケール/母材で剥離した剥離界面要素領域 B との間で、

スケール層に応力が作用している。

図 3-13 の変位－荷重曲線の傾きであるシステム剛性と変位の関係を図 3-14 に、モデルで設定した第 1 回目と第 2 回目の剥離後面積率と解析結果での剥離後面積率との比較を図 3-15 に示す。図 3-14 より、各粘着要素が剥離するまではシステム剛性はほぼ一定となっており、第 1 回目と第 2 回目のシステム剛性は、初期の傾きのそれぞれ 75%、および 8%の値となっている。一方、図 3-15 に示すように、この値はモデルで設定した各剥離界面要素の面積比と対応していることが分かる。

以上から、前章で示した実験結果からの剥離応力推定方法で仮定した、

- ① 変位－荷重曲線に複数のピークが表れる原因は、複数の界面の剥離が発生したためである。
- ② スケール／スケールおよびスケール／母材の剥離した面積比はシステム剛性に比例する。

ことが数値解析でも再現できた。

3.5 圧延中のスケール剥離の考察

基礎実験結果を元に、圧延中でのスケール残存有無について考察した。引張試験後の母材側の EPMA 分析結果（Steel A、接合時の加圧 20MPa）を図 3-16 に示す。図中に赤丸で示した部分は SEM 写真、○ 濃度からスケール、Si、Cr が濃化していることからサブスケールと判定でき、引張試験後もサブスケールとして母材側に残存していることが分かる。

すなわち、Si、Cr などの添加元素が含まれている鋼種では、圧延機入側での垂直方向引張応力により、界面上層部のスケール（FeO 主体）は剥離するが、FeO／サブスケール（Fe、O と Si、Cr などの酸化物）界面で破壊し、サブスケールは母材に残存して素材と共に変形していくことが分かった。

3.6 結論

熱間圧延中のスケールの剥離を定量的に評価するために、新たなスケールの剥離応力測定方法を開発し、以下の点を明らかにした。

- (1) 熱間圧延中のスケールの剥離を定量的に評価する、新たなスケールの剥離応力測定方法を考案し、数値解析で検証することで、スケール／母材間の剥離応力データベース構築の上で広く活用できる評価手法を開発した。
- (2) スケール／母材界面の剥離応力は、接合時（圧延時）の応力によって変化し、圧力が高いほど剥離応力が大きくなることが分かった。
- (3) 組成の異なる試料での剥離応力解析値と実験後の表面性状の比較から、スケール／母材界面の凹凸が大きいほど、スケール／母材界面の剥離応力が大きくなることを確認した。
- (4) Si, Cr などの添加元素が含まれている鋼種では、界面上層部のスケール(FeO 主体)は剥離するが FeO／サブスケール界面で破壊し、サブスケールは母材に残存して素材と共に変形していくことが分かった。

参考文献

- 1) KRZYZANOWSKI Michal and BEYNON John :
CAMP-ISIJ,Vol.14(2001), 315.
- 2) Y.Hidaka,T.Anraku and N.Otsuka:
CAMP-ISIJ,Vol.13(2000),1099.
- 3) J.Robertson : Mater.Sci.Technol.,6(1990),81.
- 4) M.Baroux : Wire J.(1979) May, 62.
- 5) M.Schutze : Oxid.Metals, 44(1995), Nos.1/2, 29.
- 6) M.Takeda,T.Onishi,H.Kushida,M.Toyama and F.koizumi :
CAMP-ISIJ,Vol.15(2002),1092.
- 7) 日高康善, 大塚伸夫, 安楽敏朗 : 日本鉄鋼協会 材料の組織と特性部会シンポジウム「鋼材表面特性に及ぼすスケール性状の影響」(2005), 27
- 8) 原健一郎 : 大阪大学大学院工学研究科博士学位論文「鋼板の熱間圧延における表面酸化皮膜の変形と圧延特性に及ぼす影響」(2013),46.
- 9) H.Kushida and Y.Maeda : CAMP-ISIJ,Vol.19(2006),No.2,398.
- 10) H.Kushida and Y.Maeda : CAMP-ISIJ,Vol.20(2007),No.5,983.
- 11) 金属材料の弾性係数,日本機械学会,(1980),78.
- 12) 武田実佳子 : 学位論文「鉄鋼材料製造過程に生成するスケールの性状と高温物性に関する研究」大阪大学(2010).

表 3-1 供試材の組成 (mass%)

| Material | C | Si | Mn | P | S | Cu | Ni | Cr |
|----------|------|------|------|-------|-------|------|------|------|
| A | 0.15 | 0.36 | 1.48 | 0.006 | 0.001 | 0.15 | 0.1 | 0.01 |
| B | 0.05 | 0.02 | 0.19 | 0.016 | 0.014 | 0.02 | 0.02 | 0.06 |

表 3-2 実験条件

| Material | Heating condition | | Compression condition | | | Tensile condition | |
|----------|-------------------|------------|-----------------------|----------------|------------|-------------------|-------------------|
| | Temp. (°C) | Time (min) | Temp. (°C) | Pressure (MPa) | Time (min) | Temp. (°C) | Velocity (mm/min) |
| A | 900 | 10 | 1000 | 5 | 10 | 1000 | 1.0 |
| | 900 | 10 | 1000 | 10 | 10 | 1000 | 1.0 |
| | 900 | 10 | 1000 | 15 | 10 | 1000 | 1.0 |
| | 900 | 10 | 1000 | 17 | 10 | 1000 | 1.0 |
| | 900 | 10 | 1000 | 20 | 10 | 1000 | 1.0 |
| B | 900 | 10 | 1000 | 5 | 10 | 1000 | 1.0 |
| | 900 | 10 | 1000 | 10 | 10 | 1000 | 1.0 |
| | 900 | 10 | 1000 | 15 | 10 | 1000 | 1.0 |

表 3-3 実験での加圧力とピーク1, ピーク2剥離応力の関係

| Material | Pressure (MPa) | Exfoliating stress | |
|----------|-------------------|--------------------|-----------------|
| | | Peak 1 (MPa) | Peak 2 (MPa) |
| A | 5 | 4.2 | 19.2 |
| | 10 | 9.2 | 20.3 |
| | 15 | 6.0 | 26.5 |
| | 17 | 8.8 | 28.0 |
| | 20 | 13.0 | 47.4 |

表 3-4 各剥離界面要素の損傷基準応力と損傷基準せん断応力

| | tn0 (MPa) | ts0 (MPa) | tt0 (MPa) |
|----------|--------------|--------------|--------------|
| Element① | 6.0 | 60.0 | 60.0 |
| Element② | 26.5 | 265.0 | 265.0 |
| Element③ | 50.0 | 500.0 | 500.0 |

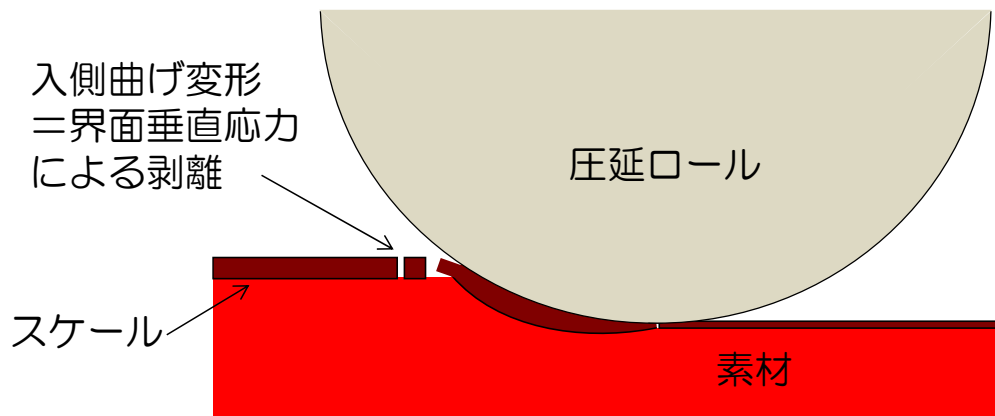


図 3-1 圧延におけるスケール剥離挙動

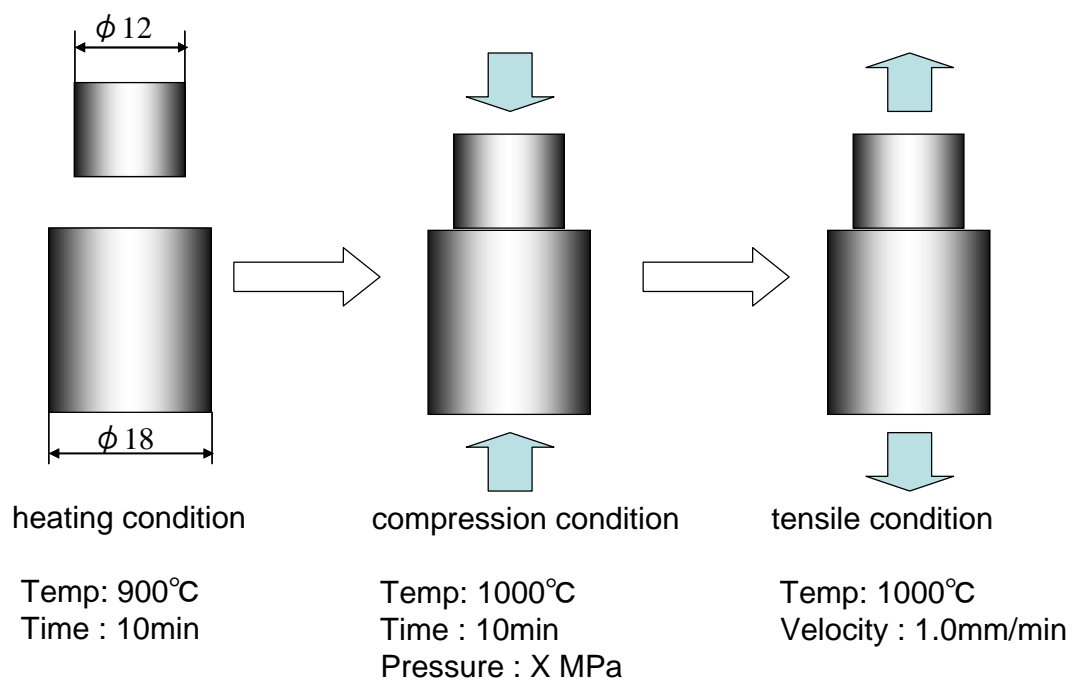


図 3-2 圧延加工後のスケール／母材界面の剥離応力を評価する実験方法

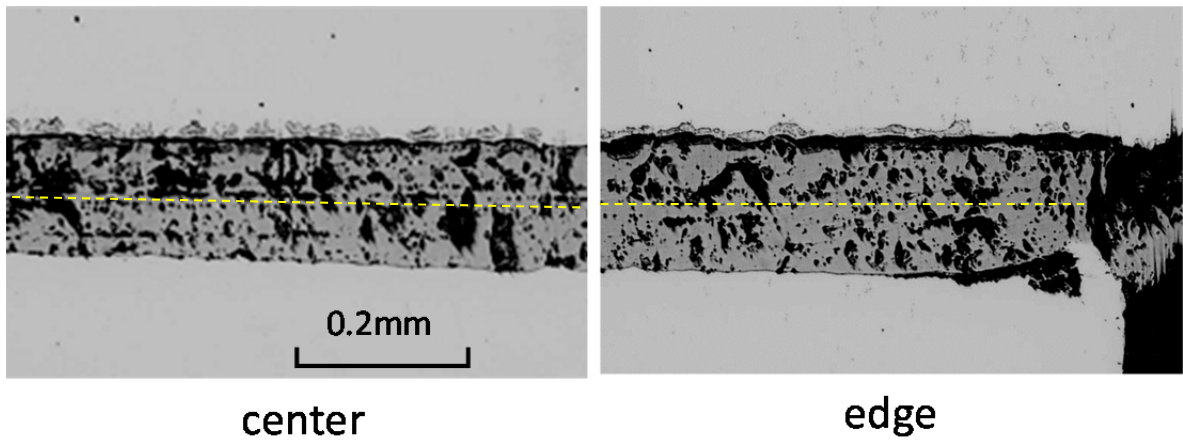


図 3-3 加圧工程後の断面写真

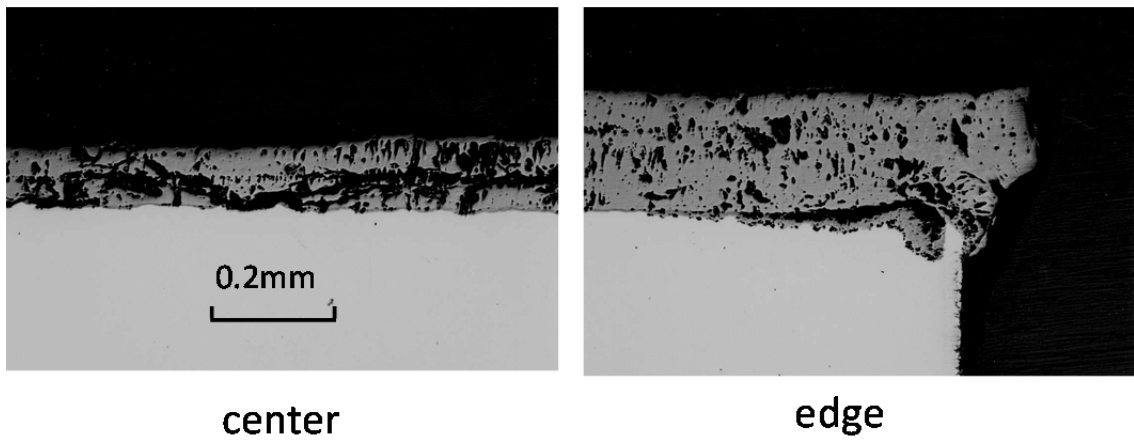


図 3-4 引張試験（破断後）の断面写真

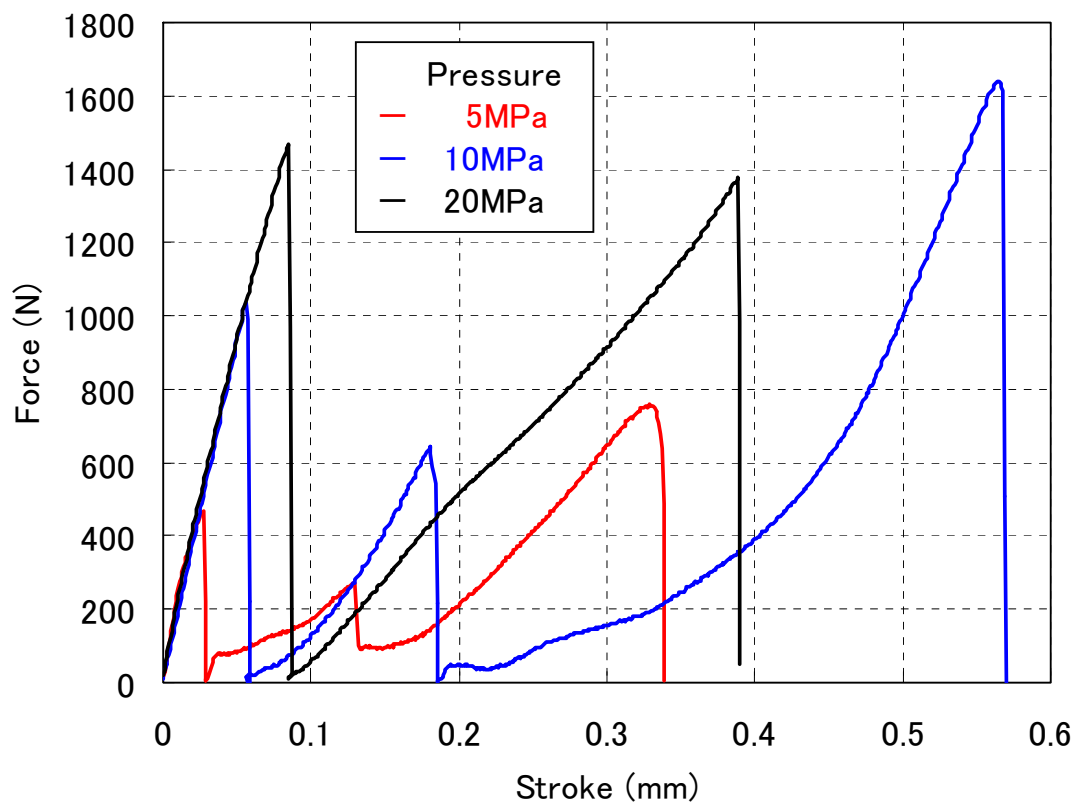


図 3-5 引張試験でのストローク-荷重曲線

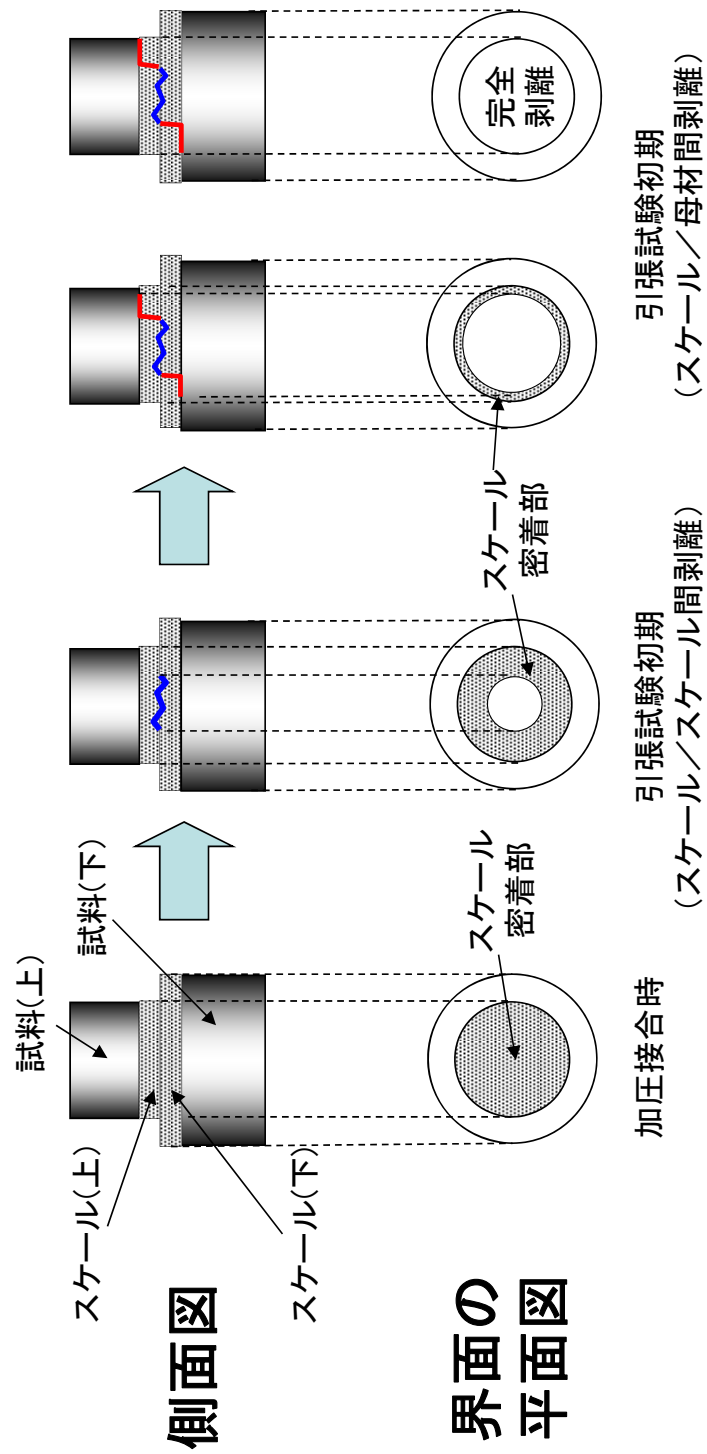


図 3-6 引張試験における界面の破壊挙動模式図

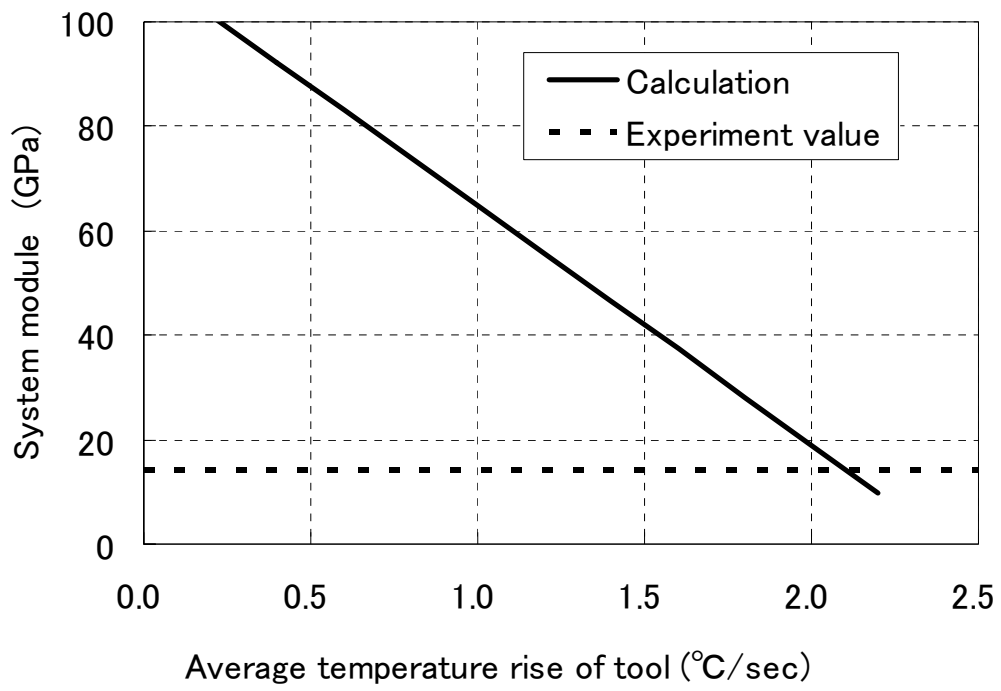


図 3-7 工具上昇温度とシステムモジュールとの関係

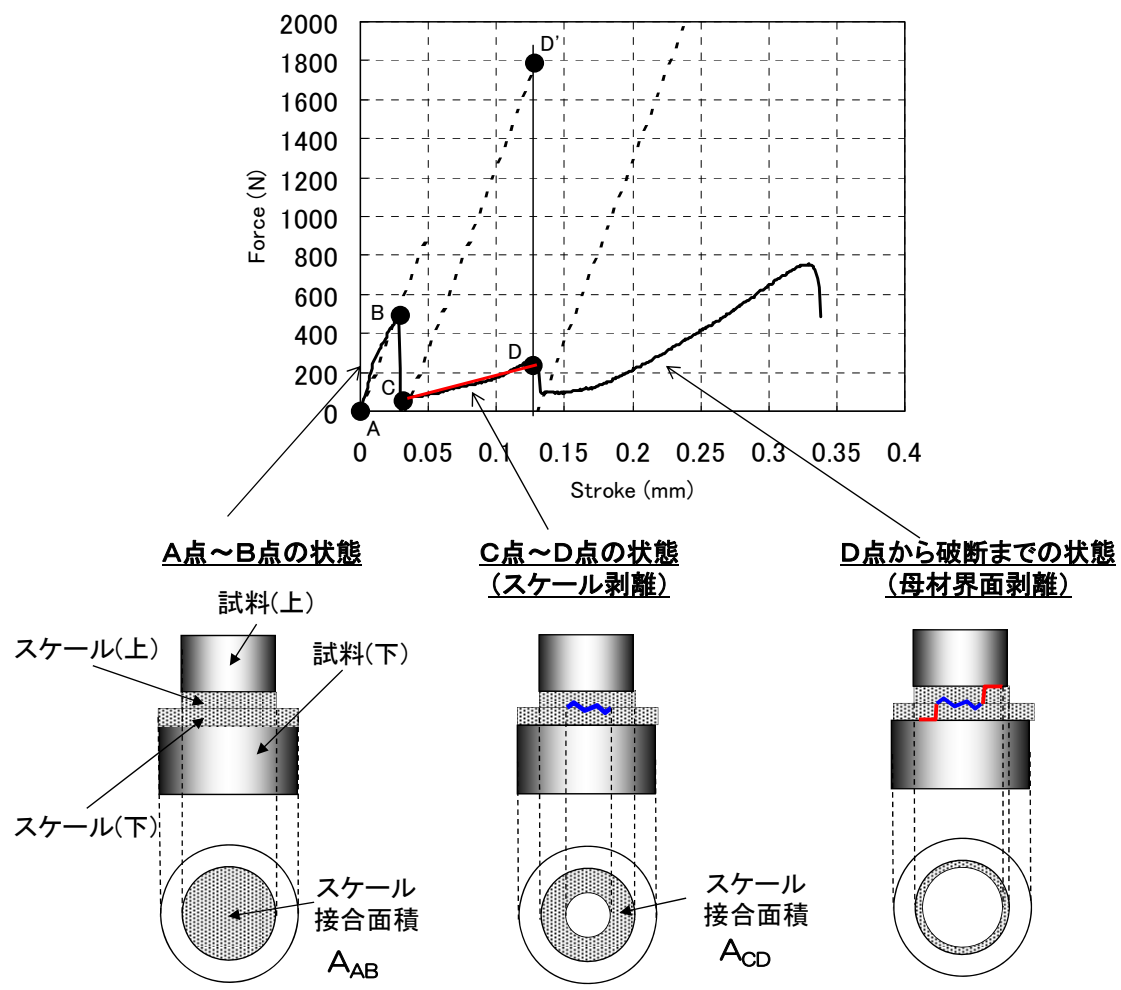


図 3-8 引張試験での接合状態と、荷重—ストローク曲線とシステムモジュールの関係
(加圧 5MPa Steel A)

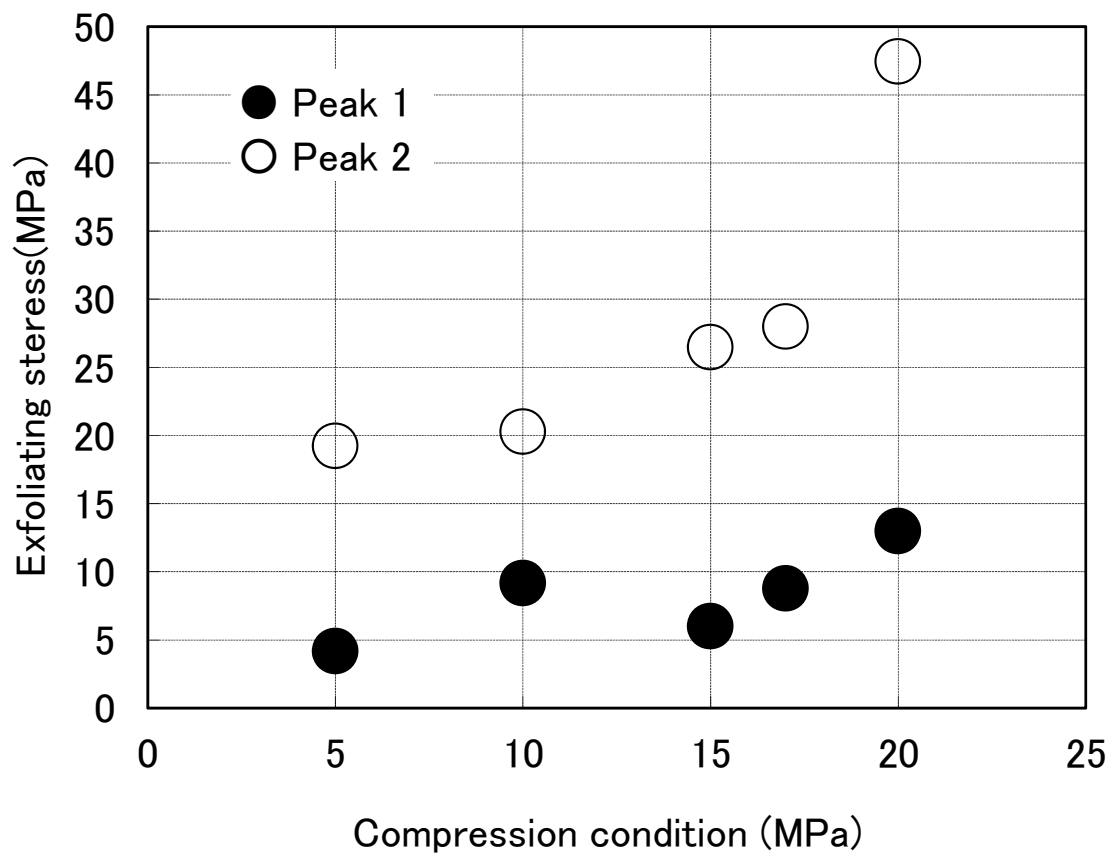


図 3-9 接合時の加圧条件と剥離応力の関係 (○ : Peak 1 , ● : Peak 2)

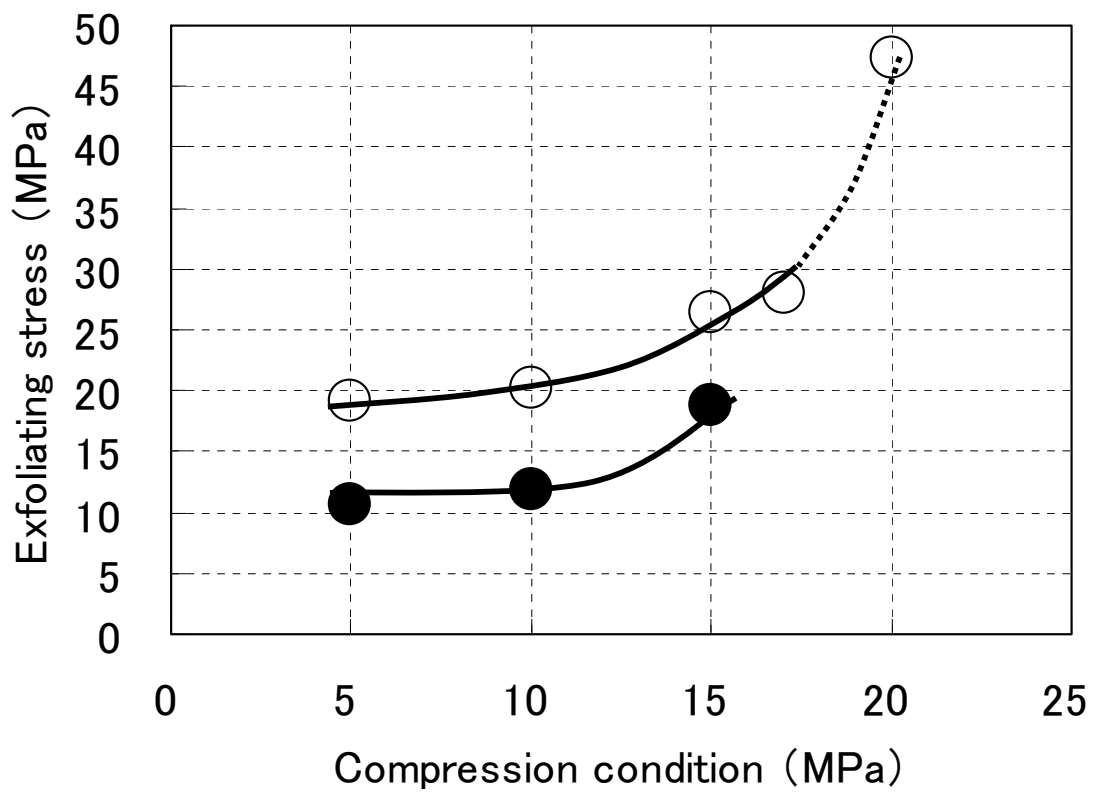


図 3-10 接合時の加圧力とスケール／母材の剥離応力（ピーク2）との関係

(○ : Steel A , ● : Steel B)

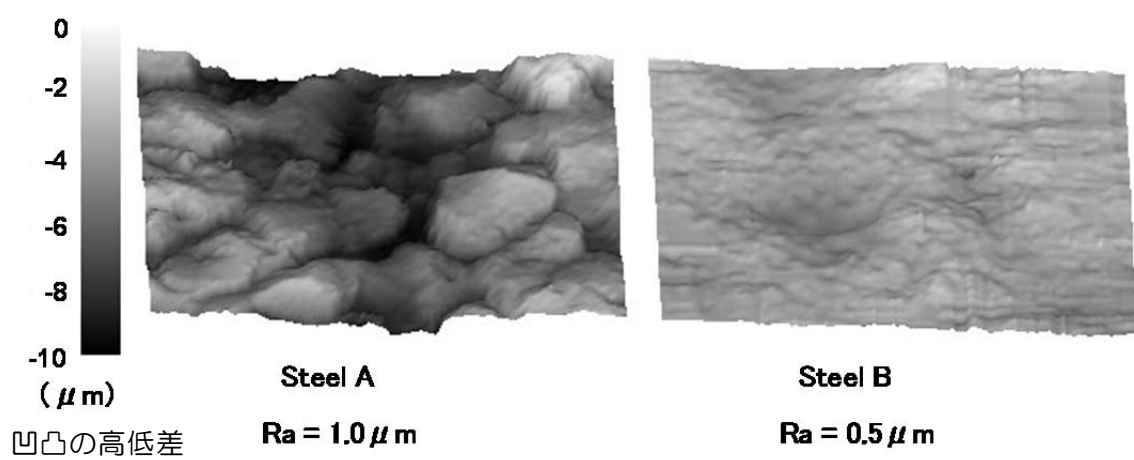
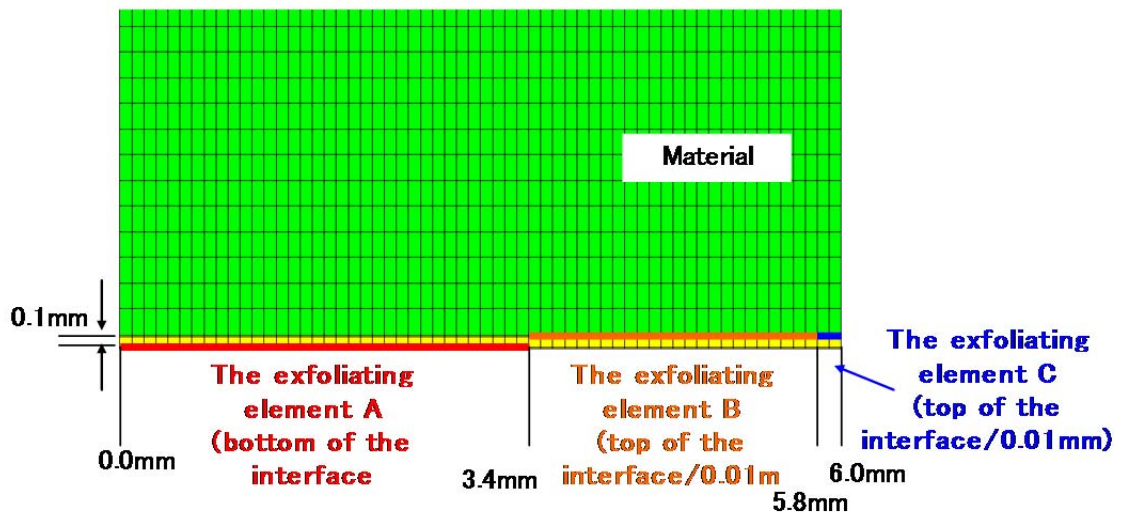
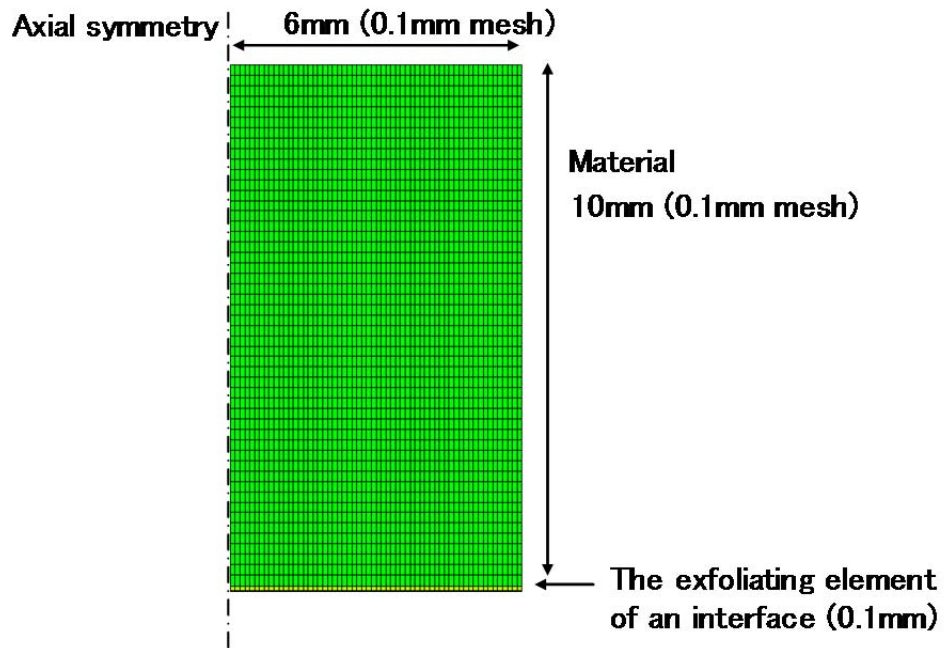


図 3-11 接合界面酸洗後のスケール／母材界面の形状（加圧 10MPa）



The model of exfoliating element

図 3-12 解析モデル

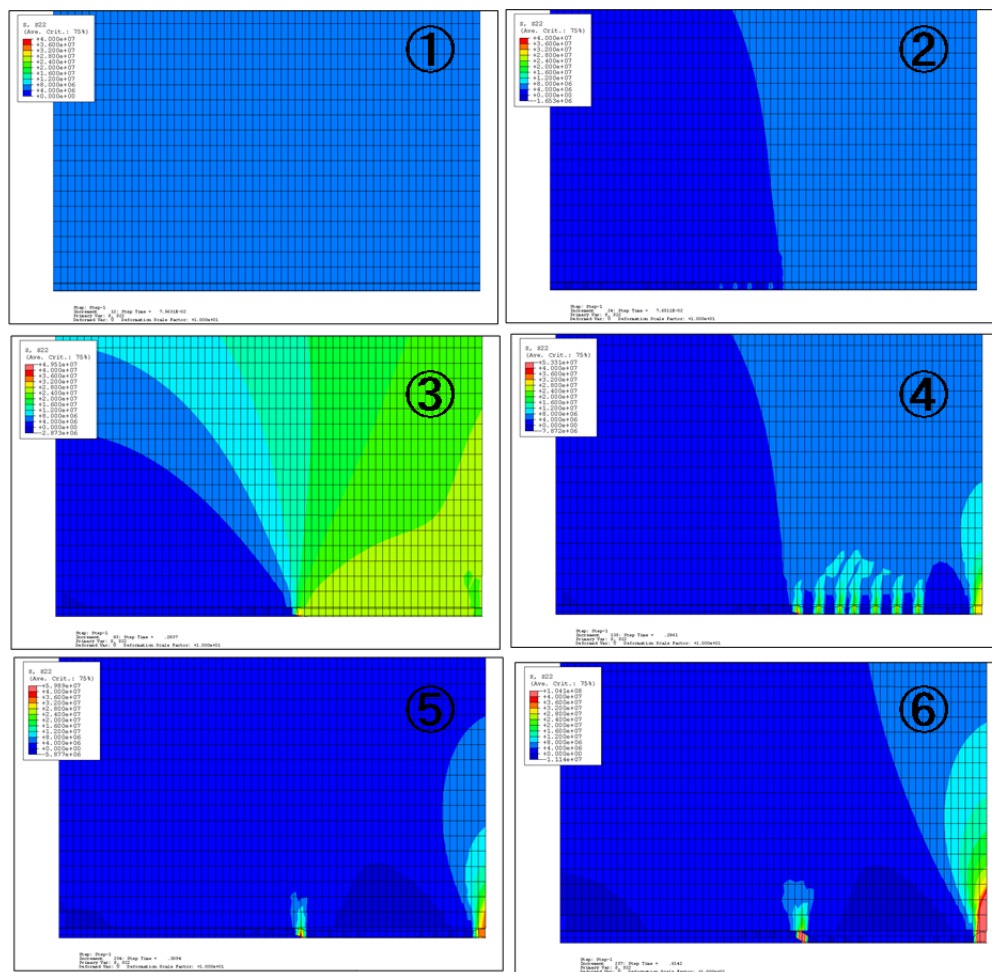
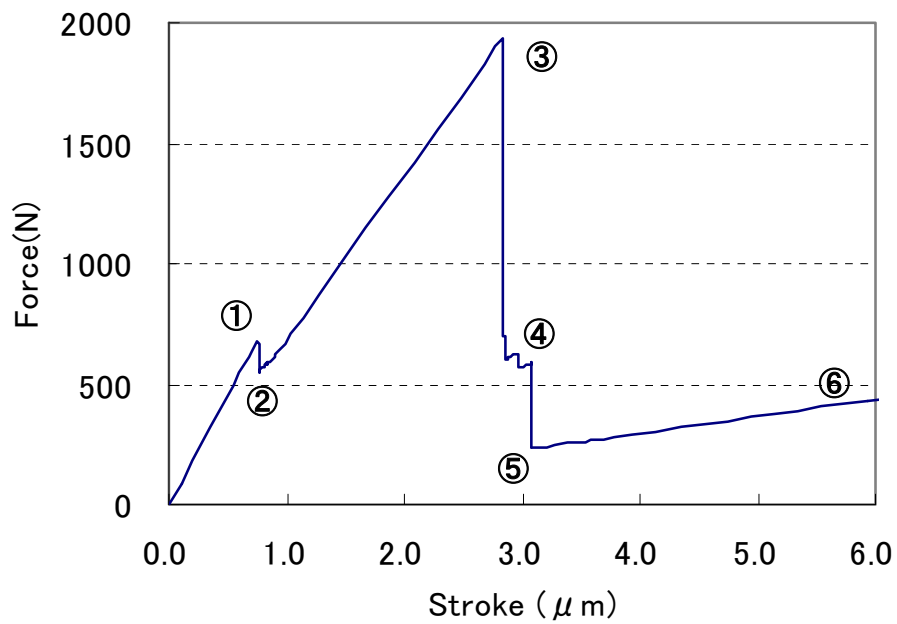


図 3-13 変位—荷重曲線と変位の途中で母材内部の垂直方向応力分布

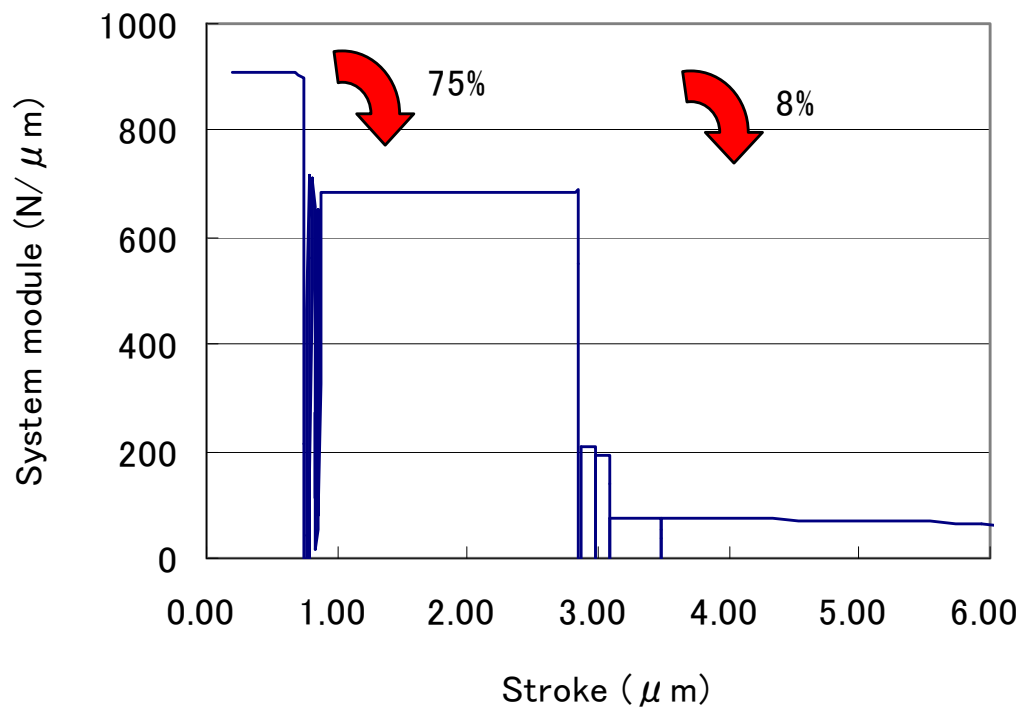


図 3-14 解析でのシステム剛性と変位の関係

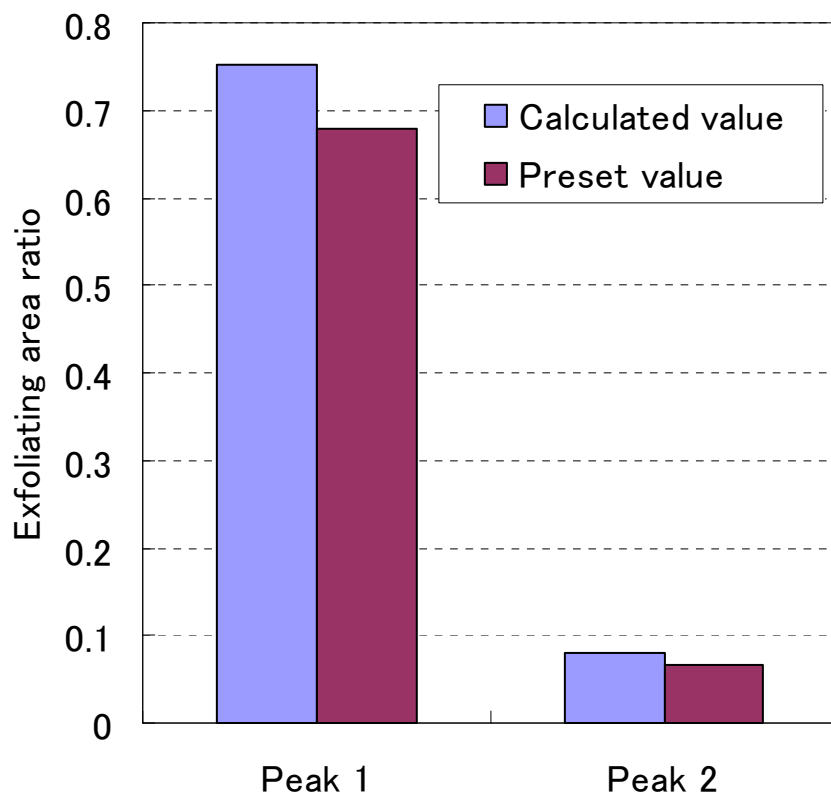
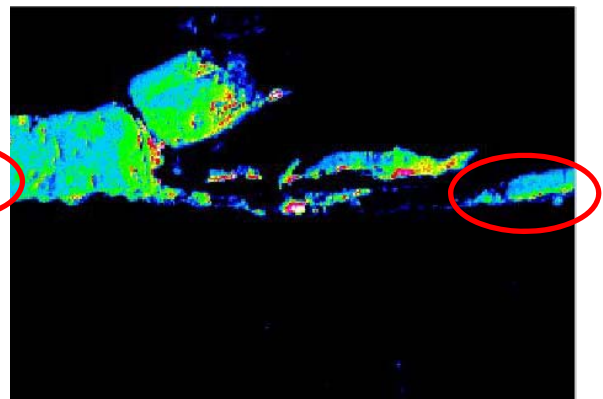


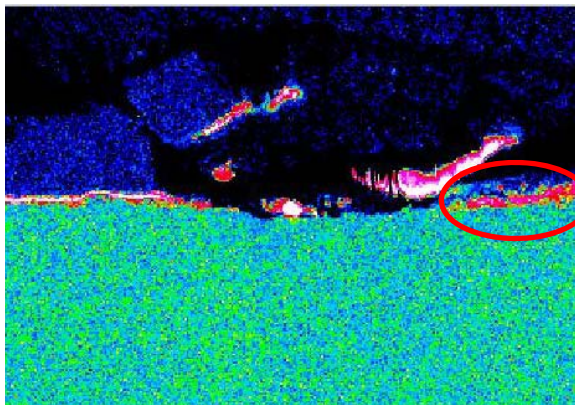
図 3-15 モデルで設定した第 1, 第 2 回目の剥離後面積率と
解析結果での剥離後面積率の関係



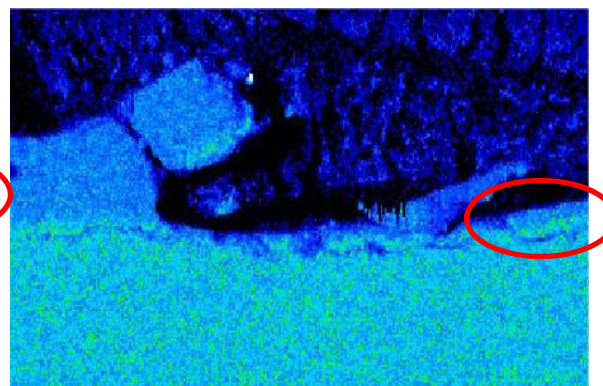
(1) SEM 写真



(2) EPMA (O)



(3) EPMA (Si)



(4) EPMA (Cr)

図 3-16 引張試験後の母材側の EPMA 分析結果 (SEM, O, Si, Cr)

(Steel A, 接合時の加圧 20MPa)

第4章

スケールを考慮した表面疵発生メカニズムの解明 【スケールを考慮した表面疵モデルの開発と検証】

4.1 緒言

第2章では線材圧延の代表的な孔型系列である角一オーバルパスを例として、変形前後の表層メタルフロー（表面節点の法線方向きの変位増分）を幾何学形状と解析での速度ベクトルで定式化し、表面疵発生の評価指標として η 、 ψ を導入した。また η 、 ψ が周方向で局所値を持つ部位と、基礎実験での表面疵発生部位とを比較することで妥当性を検証した。

次に第3章ではスケール／母材間の剥離応力を定量化する手法を開発し、圧延での加圧により剥離応力が増大すること、Siなどを含有する鋼種においては圧延変形においてもサブスケールが母材表層に残存することを明らかにした。このことから、表面疵の変形挙動を理解するためには、極表層のスケールを加味した考察が必要であることがわかった。

本章では、第2章において開発した評価指標により、スケール層が表面疵生成に及ぼす影響を解析すると共に、基礎実験でその検証を行った。

4.2 数値解析によるスケール層が表面疵に及ぼす影響の検討

4.2.1 スケール層を考慮した数値解析モデル

スケールは熱間において延性を持ち^{1,2)}、1273Kではスケール厚さ200 μ m程度までは、圧延中に母材と共に均一に変形することが知られている²⁾。また硬さは鋼種や温度に依存するが、母材に対して1273Kで3.9～7.4倍程度である³⁾。そこで、数値解析でスケール層の影響を表現するために、スケールが圧延変形中に破断なく均一に変形すると仮定²⁾し、素材形状を口20 コーナーR=0mm、表層200 μ mの変形抵抗を内

部材の5倍（スケール模擬）として変形解析を実施した。解析に使用した変形抵抗式⁴⁾を式(1)、式(2)に示す。圧延条件は2章と同様とし、摩擦係数はクーロン摩擦で0.4とした。素材のモデルを図4-1、解析に使用した圧延諸条件を表4-1に示す。

$$\text{内部材の変形抵抗式 (MPa)} : \sigma_{\text{eq}} = 167.0 \varepsilon^{0.21} \varepsilon_d^{0.13} \quad \dots \text{式(1)}$$

$$\text{内部材の変形抵抗式 (MPa)} : \sigma_{\text{eq}} = 835.0 \varepsilon^{0.21} \varepsilon_d^{0.13} \quad \dots \text{式(2)}$$

σ_{eq} : 変形抵抗, ε : 相当ひずみ, ε_d : 相当ひずみ速度

母材に対して表層の変形抵抗を5倍とした条件、および比較として同一変形抵抗とした条件に対し、解析結果から得られた表面形状の拡大図を図4-2に示す。同一変形抵抗の条件と比較して、表層変形抵抗を大きくすることで局部変形が助長され、有限要素法でも幾何学的な凹みが形成されて疵の起点となる変形が再現されていることが分かる。

4.2.2 スケール層を模擬した解析での η の挙動

均一材と表層変形抵抗を内部に対して5倍とした条件での圧延初期の θ - η の関係(第2章参照)を図4-3に示す。図中のLは、ロール直下から対象とする横断面までのロールバイト内距離(ロール直下を0mmと定義)である。

図4-3(1)均一材のL=34mmの η の変動から、ロールと素材とは $\theta=45^\circ$ で接触を開始し、圧下の進行(Lが小さくなる)にともなって徐々に接触領域を広げていき、L=30mmでは $\theta=38\sim 49^\circ$ でロールと接触する。参考として、図中に圧延の途中段階のL=30mmでの断面形状を右上に示す。以降は η が θ の増加にともなって最小値を取った後、再び増加する位置(右上図の赤矢印)、すなわちロールと素材との接触部近傍の自由面側に着目する。

均一材のロールと素材との接触部近傍の自由面側では、 θ の増加にともなって η が単調に増加するのに対し(図4-3(1): C(L=30mm), $\theta=50^\circ$ 近傍)、表層変形抵抗を5倍にした条件では、 θ の増加にともなって η が増加した後(図4-3(2): C(L=30mm),

$\theta=47^\circ$ 近傍), $\theta=48^\circ$ で再び局所的に急激に減少する挙動が確認できる(図 4-3(2)中に矢印で表記). n が局所的に急激に減少する部位と, 幾何学的に疵を形成する部位(図 4-2)とは対応しており, 表層硬質層(スケール)により, 同一圧延条件下でも圧延中の自由面の局所変形が助長されて n の急激な変化となって現れ, 疵の形成が助長されることが分かった.

4.3 基礎実験によるメカニズムの検証

前節において, 数値解析による評価指標 (n) で明確化した表層硬質層が表面疵に及ぼす影響を, 検証する基礎実験を検討した. 表面硬質層(スケール層)を熱間圧延実験で検証するには, 小試験片での温度や表層と母材の変形抵抗比を正確に制御する必要があり, 現実的に困難である. そこで, 鉛合金(Pb+0.3Sb)を母材⁵⁾とし, 極表層に銅めっき(電気めっき)施すことで母材と極表面の変形抵抗を変化させた素材を作成し, これを冷間圧延することにより表層硬質層を有する熱間圧延の模擬を行った. また, この素材と鉛合金単体での圧延中の変形過程を比較することにより, 極表層部の硬化層が変形挙動と表面疵に及ぼす影響を調査した.

4.3.1 供試材の加工

無めっき材については, $\square 25\text{mm}$ の冷間加工鉛合金を $\square 20.26\text{mm}$ まで機械加工して素材を作成した. また, めっき材については, めっき代 0.2mm を考慮して $\square 20.06\text{mm}$ まで機械加工し, 切削加工面に約 0.2mm の銅めっきを施した後, 所定の寸法までバフ研磨することで作成した.

銅めっきした素材の断面写真を図 4-4 に, 供試材の鉛と銅めっきのマイクロピッカースによる硬さ測定結果を表 4-2 に示す. 写真において表層の白い部分が銅めっきであり, 1面あたり 2箇所測定しためっき厚さは, $0.21\text{mm}\sim 0.23\text{mm}$ (平均 0.22mm) であり, ほぼ所定の厚さに加工できていることを確認した.

母材の鉛合金に対して, 銅めっきのピッカース硬さは約 20 倍であった. 上述の通り,

熱間での鋼材のスケール硬さは母材に対して 3.9~7.4 倍程度であり³⁾、今回の模擬実験では実際のスケール硬さに対して誇張した実験条件を選択することにより、現象を明確にすることを目的とした。

4.3.2 冷間圧延実験

前節の供試材について、テストミルでの冷間基礎実験を実施した。実験に使用した孔型系列は、線材圧延で一般的に用いられる孔型系列の中でも経験的に疵が発生しやすい角一オーバル孔型系列を用いた。オーバル孔型で冷間圧延中に噛み止めし、ロールパイト内の入側から出側までを長手方向に順次研磨し、2mm ごとに横断面形状を観察した。実験条件を表 4-3 に、無めっき材（以下 素材 A）、および鉛合金に銅めっき材（以下 素材 B）の圧延中の横断面形状を図 4-5 に示す。

4.3.3 極表層の硬化層が変形挙動に及ぼす影響

図 4-5 から、無めっき材の素材 A では、素材はコーナーからロールと接触を開始し、孔型に沿って幅広がりしながら、自由面に凸となるオーバル形状に圧延される。これに対して素材 B では、ロールと接触を開始した変形初期の段階で、ロールと接触していない自由面が内側へ凹む形となる（ロールとの接触開始から 14mm の位置）。また、銅めっき部分は、圧下されている部位と自由面の部位の厚さに変化が無く、銅めっき自体がほとんど変形していないことが分かる。

このことから、圧延初期の段階では以下に示す 2 つの変形が同時に進行することで、ロールとの接触部近傍の自由面で素材内側方向に緩い凹みを持ったダブルバルジ形状になると推定される（ロールとの接触開始から 14mm の位置）。

- 素材とロールとの接触初期の段階で、表層の変形抵抗が高く剛性が高いため、素材のコーナー部は元々の形状（90°）を保った形で圧下される。
- 表層が変形し難く圧延方向に延ばされ難いため、母材には圧延方向に大きな圧縮応力が作用する。この結果、圧下方向中央部近傍の幅広がり、無めっき材と比較し

て大きくなる。

次に変形が進むと、ロールバイト初期の段階で生じた素材内側方向の凹みは、オーバール孔型のために斜め上部から圧下されて座屈し、幅広がりが増大とも合わさって表層の口が狭まった深い凹みを形成する（ロールとの接触開始から 26mm の位置）。

更に変形が進むと、上記自由面の凹みはロールと接触し（ロールとの接触開始から 28mm の位置）、鉛直方向の圧下と孔型の拘束効果によって凹みの空間が潰され、最終的に表面疵として残存する（ロールとの接触開始から 40mm：圧延終了）。

以上から、第 2 章、および本章で考察したメカニズム、すなわちロールと素材との接触境界部の自由面側で局所的な塑性座屈が生じて凹みを形成し、それが最終的に表面疵として残存すること、および、表層に硬質層を有している場合には、局所的な塑性座屈が助長されることが、基礎実験にて検証できた。

4.4 結言

スケール層を模擬した極表層と母材の変形抵抗比を大きくした素材での数値解析結果、および基礎実験での検証結果から、以下の結論を得た。

- (1) 線材熱間圧延（155 角素材～ $\phi 5.5$ まで圧延）において発生する表層 $200\mu\text{m}$ 厚さのスケール（表面硬質層）は、圧延中の自由面での η の局所変化を助長し、表面疵発生の起点となる塑性座屈を助長することを数値解析で明らかにした。
- (2) 熱間圧延における $200\mu\text{m}$ 厚さのスケールを表層硬質層として模擬した冷間基礎実験結果から、表層硬質層が圧延中の自由面での局部変形を助長し、表面疵を発生させることを検証した。

参考文献

- 1) 日高康善, 大塚伸夫, 安楽敏朗: 日本鉄鋼協会 材料の組織と特性部会シンポジウム「鋼材表面特性に及ぼすスケール性状の影響」(2005), 27.
- 2) 原健一郎: 大阪大学大学院工学研究科博士学位論文「鋼板の熱間圧延における表面酸化皮膜の変形と圧延特性に及ぼす影響」(2013), 46.
- 3) 天野忠昭: 日本鉄鋼協会 材料の組織と特性部会シンポジウム「鋼材表面特性に及ぼすスケール性状の影響」(2005), 47.
- 4) Y.Misaka, T.Yoshimoto: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., 8(1967), 414.
- 5) S.Araki, T.Ochi, J.Hirano, T.Tsuda: 第 41 回塑性加工連合講演会(1990), 435.

表 4-1 解析に使用した圧延条件

| | | |
|-----------------|---------|----------------------|
| Roll diameter | (mm) | 230.0 |
| Rolling speed | (m/min) | 1.5 |
| Shape of groove | (mm) | R = 23.6 H = 5.00 |
| Roll gap | (mm) | S=3.0 |

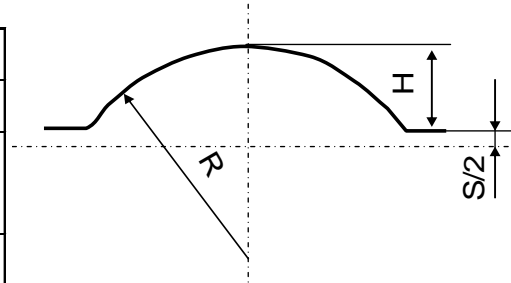
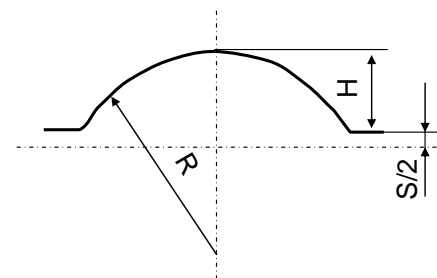


表 4-2 供試材のビッカース硬さ

| Material | | Hardness(Hv) |
|----------|-----------------------|--------------|
| A | Lead | 4.6 ± 0.4 |
| B | Lead (Copper plating) | 93.4 ± 3.2 |

表 4-3 基礎実験条件

| | | |
|-----------------|---|----------------------|
| Material | A : Lead B : Lead (sulfuric acid copper plating) | |
| Roll diameter | (mm) | 230.0 |
| Rolling speed | (m/min) | 1.5 |
| Shape of groove | (mm) | R = 23.6 H = 5.00 |
| Roll gap | (mm) | S=3.0 |



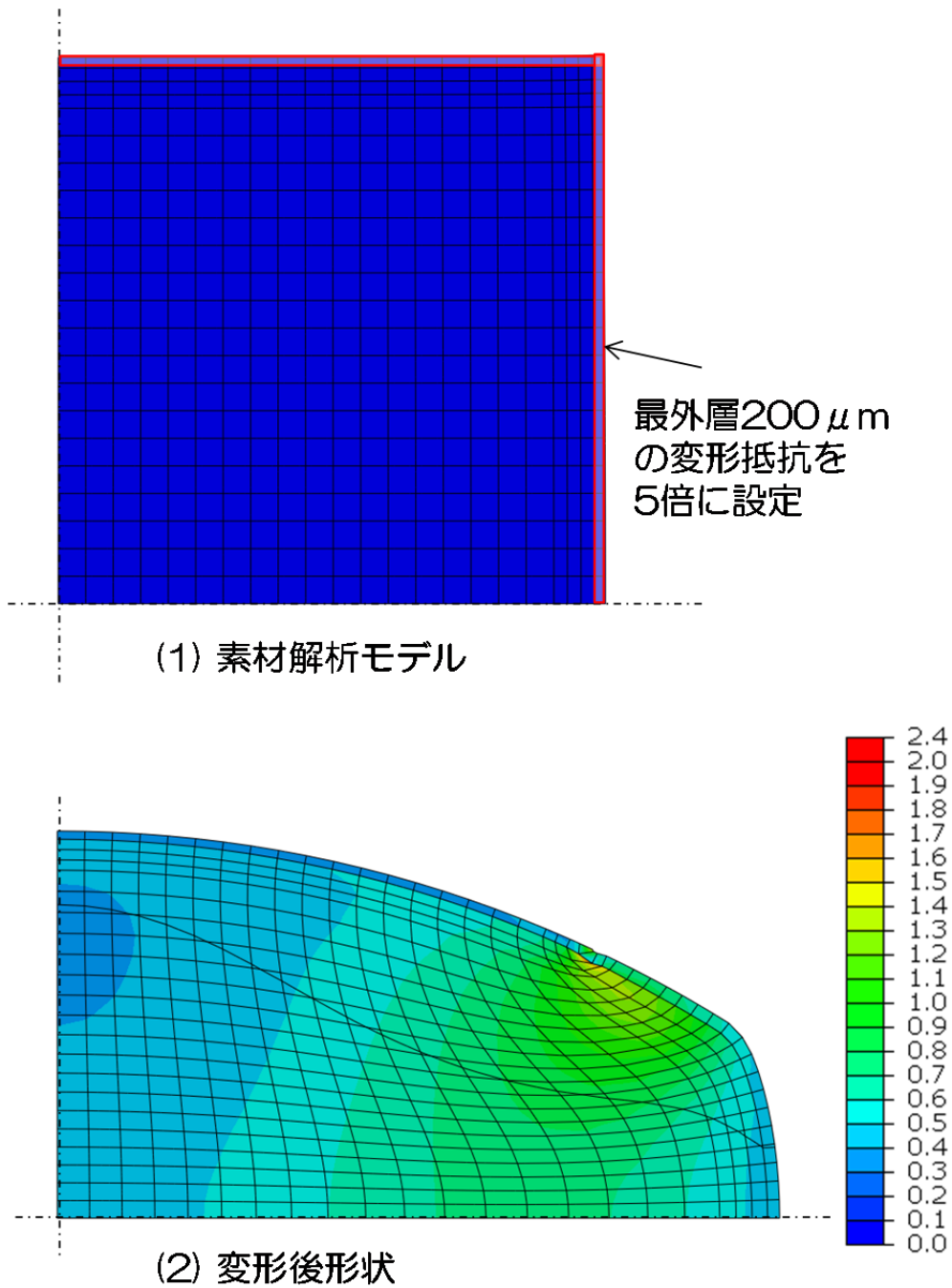


図 4-1 解析モデル（表層変形抵抗 5 倍:相当ひずみ分布）

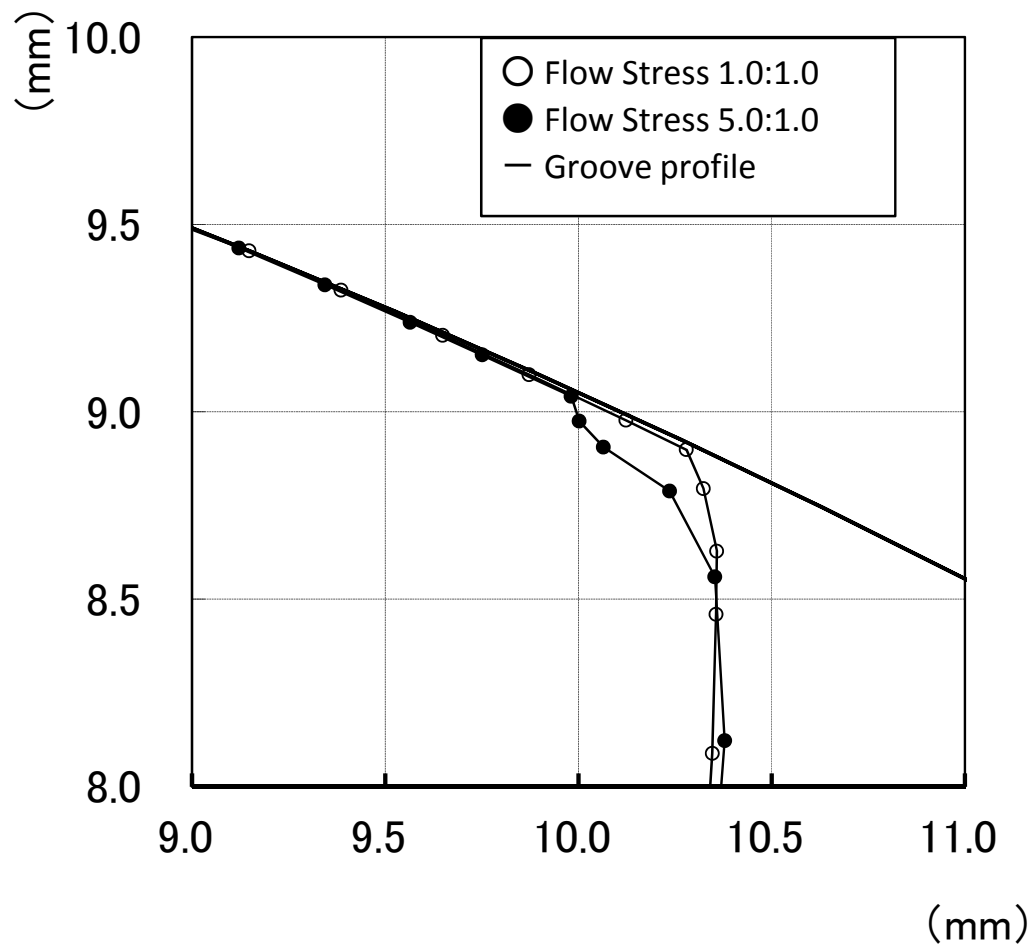
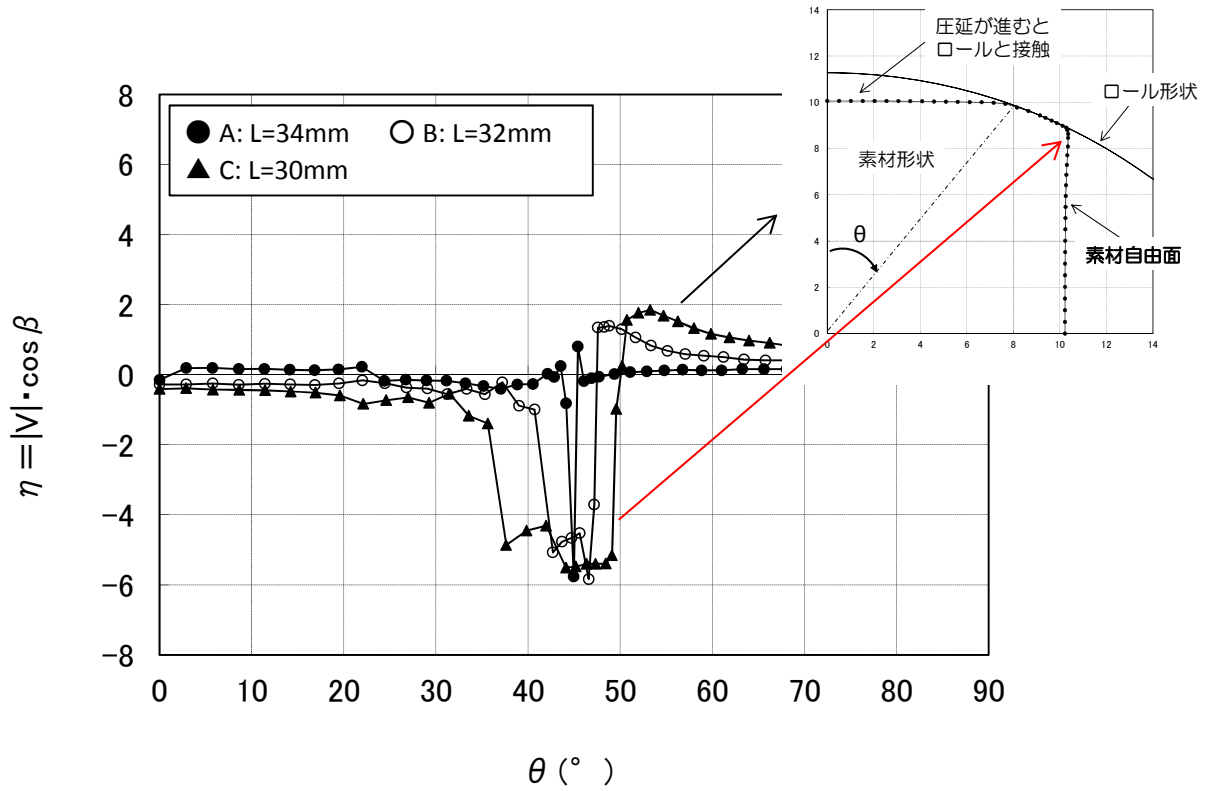
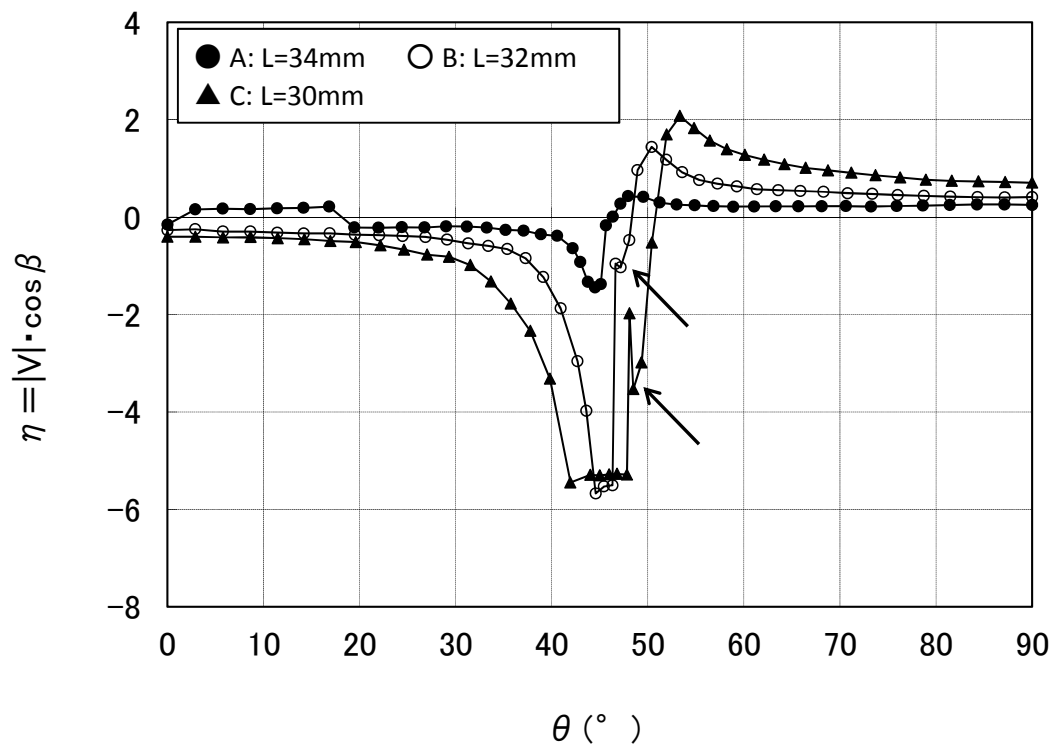


図 4-2 圧延変形中の横断面形状拡大図 (L=30mm □20mm R=0mm)



(1) 均一材



(2) 表層変形抵抗を5倍

図 4-3 □20mm R=0mm における任意断面(A~C)での角度 θ と η の関係
(□20mm R=0mm)



図 4-4 銅めっきした素材(B)の断面写真

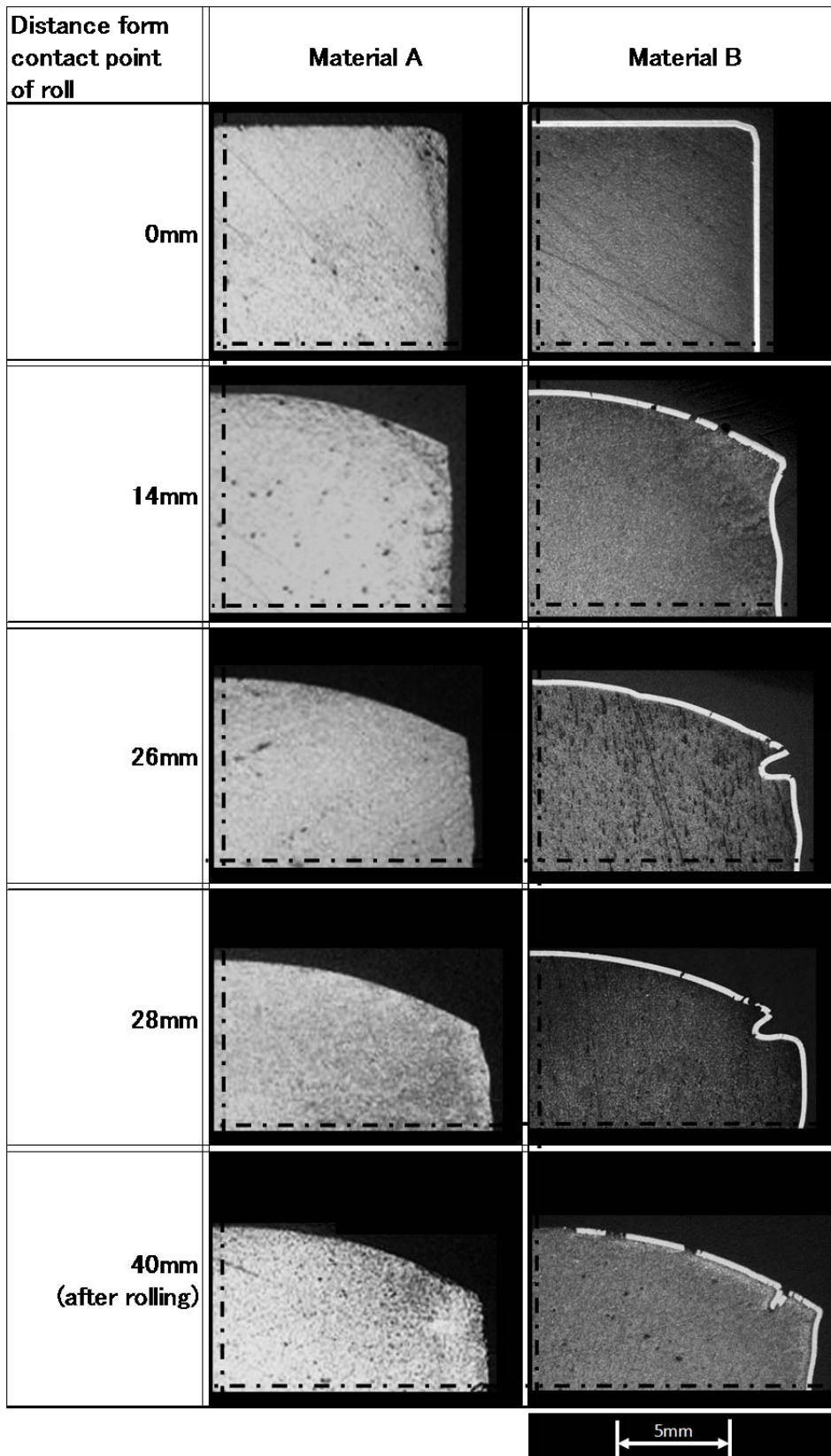


図 4-5 無めっき材，めっき材での圧延中の断面形状写真

第5章

圧延条件が表面疵発生に及ぼす影響の定量化

5.1 諸言

前章までの基礎実験の結果から、ロールバイト入側近傍での局所変形が凹みを形成し、その後の変形で表面疵として残存すること、および表面質層がその挙動を助長することが確認できた。ここでは、ロールバイト内での変形挙動、および第2章で開発した表面疵発生指標 ψ により、各種圧延条件が表面疵発生に及ぼす影響を検討した。

なお、後述する θ' は横断面内位置を示す角度 θ を材料座標として圧延終了時の座標に変換した値、 ψ_m は横断面内で極小値を取る位置での ψ の値、 ψ^* は圧延開始から終了までの ψ_m の最小値として定義した。

5.2 解析条件

第4章までの検討から、圧延中の自由面の変形が表面疵の発生に大きな影響を及ぼすことが分かっている。このため、幅広がりにも影響を及ぼす摩擦係数と前方・後方張力の影響を調査した。素材の寸法は□20 コーナーR=0mmとし、1パスの角→オーバル圧延とした。なお、前章で実験的に検証したように、極表層の変形抵抗を高くすることで疵の発生が顕在になることから、表層200 μ mの変形抵抗を内部の変形抵抗に対して10倍とした。解析に使用した変形抵抗式を式(1)、式(2)に示す。

圧延条件は2章の条件を基準とし、摩擦係数(クーロン摩擦)を0.2~0.4、前方・後方張力をそれぞれ式(1)内の σ_0 値の $\pm 11.7\%$ ($\pm 19.62\text{MPa}$)負荷し、摩擦係数、前方・後方張力が表面疵に及ぼす影響を調査した。素材のモデルを図5-1、解析に使用した圧延諸条件を表5-1に示す。

内部材の変形抵抗式(MPa)： $\sigma_{eq} = \sigma_0 \cdot \varepsilon^{0.21} \varepsilon_d^{0.13}$, $\sigma_0 = 167.0$ ……式(1)

内部材の変形抵抗式(MPa)： $\sigma_{eq} = \sigma_0 \cdot \varepsilon^{0.21} \varepsilon_d^{0.13}$, $\sigma_0 = 1670$ ……式(2)

σ_{eq} ：変形抵抗， ε ：相当ひずみ， ε_d ：相当ひずみ速度

5.3 各種圧延条件での数値解析結果

5.3.1 摩擦係数の影響

(1) ロールバイト内横断面の挙動

クーロン摩擦を 0.2, 0.3, 0.4 の3水準として変形解析し，摩擦係数が ψ と表面疵に及ぼす影響を調査した。圧延開始から圧延終了まで，長手方向の代表横断面の ψ を解析し，初めて極小値を取った 1/4 断面（圧延直下から入側方向に 30mm の部位：L=30mm）の形状を図 5-2 に，その断面における各摩擦係数でのロールと素材との境界面の形状を拡大して図 5-3 に示す。

摩擦係数が大きくなるほど，同一断面での幅広がりが大きくなり，ロールと素材との接触点も自由面側に移動する。またロールと接触していない自由面に着目すると，ロールと素材との摩擦による拘束が大きいため，自由面の凹みはロールプロファイルの接線方向に対して急峻となる。

圧延が進行すると凹みを保ったまま自由面側がロールと接触して表面疵に発展するため，幅広がりが大きく，凹みのプロファイルが急峻になる摩擦係数が大きい条件で，より深い表面疵として残存することが類推できる。

(2) ロールバイト内圧延方向の挙動

ロールバイト入側から出側までの ψ_m （横断面内で極小値を取る位置での ψ ）の変化を図 5-4 に示す。図の横軸はロールバイト内での位置であり，0%をロール直下，100%を噛み込み位置としている。

圧延中の ψ_m の変化は，変形が急峻となるロールバイトの比較的入側で急激に低下し，その後徐々に上昇していく。また摩擦係数が大きいほど，ロールバイト入側での ψ_m の

低下は急峻になり、絶対値も大きくなる。このことから、摩擦係数が大きいほど、図 5-3 で示した凹みがより急峻（塑性座屈）になり、圧延後に表面疵として残存し易くなることが推定できる。

(3) ψ の最小値と解析上の表面疵との関係

圧延開始から終了までの ψ_m の最小値 ψ^* （図 5-4 での ψ の最小値）と、圧延終了後の疵深さの関係を図 5-5 に示す。解析上の疵深さは、ロール面から垂直方法の距離として定義した。摩擦係数が大きくなるほど ψ^* の絶対値が大きくなる（凹自由面の勾配接線の変化が大きい）なり、それとともに表面疵深さが深くなることが分かる。

摩擦係数と ψ^* をとる横断面位置（製品に換算した横断面位置：角度 θ '）との関係を図 5-6 に示す。圧延中の形状から考察したように（図 5-3）、摩擦係数が大きいほど ψ^* をとる横断面位置（表面疵発生位置）は自由面側に移行する。

以上から、摩擦係数は表面疵深さと発生位置に影響を及ぼし、摩擦係数が大きくなるほど疵深さは深くなり、その発生位置は自由面側に移行することが分かった。

5.3.2 張力の影響

(1) ロールバイト内横断面の挙動

基準条件に対して、前方・後方張力を式(2)の σ_0 に対して 11.7% 負荷し、張力が ψ と表面疵に及ぼす影響を調査した。前方張力 (T_f)、後方張力 (T_b) を変化させたときの、 ψ が初めて極小値 (ψ_m) を取る代表横断面（圧延直下から入側方向に 30mm の部位：L=30mm）の形状をそれぞれ図 5-7、図 5-8 に示す。

今回の条件で最大となる投射接触長 34mm 程度に対して、 ψ が初めて極小値を持つ部位は圧延直下から 30mm の部位であり、噛み込み端（後方）近傍となる。このため前方張力については、この部位での形状に及ぼす影響は小さくなる（図 5-7）。

それに対して後方張力が同部位での変形に及ぼす影響は大きく、後方張力が圧縮方向の場合、ロールと接触していない自由面の幅広がり局所的に大きくなる（図 5-8）。

前節の摩擦係数の影響と比較して、ロールプロファイルに対する自由面の急峻度に大きな変化は無いが、上記幅広がりの違いにより、圧延が進行すると凹みを保ったまま、自由面側がロールと接触することになり、凹みは孔型内に残存して表面疵を形成しやすくなる。

(2) ロールバイト内圧延方向の挙動

ロールバイト入側から出側までの ψ_m の変化を、張力、後方張力について、それぞれ図 5-9、図 5-10 に示す。

ロールバイト内のマクロ的な ψ_m の挙動は摩擦係数を変化させた場合（図 5-4）と同様に、ロールバイト入側で最小値を取る。張力の影響については、上述した形状変化の場合と同様、前方張力よりも後方張力の方が ψ_m に及ぼす影響は大きくなる。 ψ_m の最小値（ ψ^* ）を比較すると、前方張力では引張方向、後方張力では圧縮方向となる条件、すなわちロール入側での変形が優先される条件で ψ^* は小さくなる。

① ψ の最小値と解析上の表面疵との関係

前方・後方張力が圧延中の ψ_m の最小値 ψ^* に及ぼす影響、および解析上の疵深さに及ぼす影響をまとめて図 5-11 に示す。また、前方・後方張力と ψ^* を取る横断面位置（ θ' ）との関係を図 5-12 に示す。

前述の通り、張力が ψ^* と表面疵に及ぼす影響は後方張力の方が大きく、前方張力は引張り側、後方張力は圧縮側で表面疵に対して不利な方向となる（図 5-11）。これは表面疵の起点となる孔型接触面近傍自由面での凹みの形成が、圧延初期の段階（ロールバイト入側近く）で発生するためである。また、表面疵発生位置についても後方張力の影響が大きく、圧縮側で自由面側に移行する（図 5-12）。

(3) ψ の最小値と解析上の疵深さの関係

各圧延条件での ψ_m の最小値 ψ^* と表面疵深さの関係をまとめて、図 5-13 に示す。

ψ^* と解析上の疵深さは同一曲線上にあり，幾何学上の関係と素材の速度ベクトルから表面疵の発生（塑性座屈）を予測する本手法の妥当性を数値解析で検証できた。

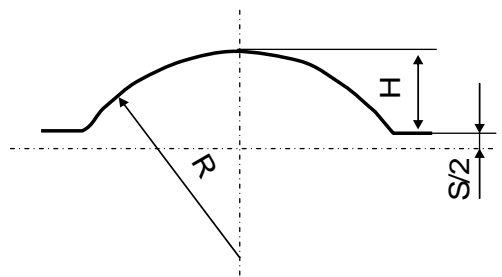
5.4 結言

第2章、第4章で開発したモデルを活用して、圧延諸条件が表面疵発生に及ぼす影響を数値解析で検討し、以下の結果を得た。

- (1) 摩擦係数は表面疵深さと発生位置に影響を及ぼし、摩擦係数が大きくなるほど疵深さは深くなり、その発生位置は自由面側に移行する。
- (2) 圧延での前方・後方張力も表面疵に影響を及ぼし、その影響は後方張力の方が大きく、圧縮側で表面疵に対して不利な方向となる。また、発生位置についても後方張力の影響が大きく、圧縮側で自由面側に移行する。
- (3) ロールバイト内での ψ_m の最小値 ψ^* と数値解析上の疵深さは同一曲線上にあり、幾何学上の関係と速度ベクトルから塑性座屈（表面疵）を予測する本手法の妥当性が数値解析で検証できた。
- (4) 局所変形を生じさせない入側素材形状／孔型形状の選択やスタンド間張力の適正化など、実機において表面疵を低減する指針を得た。

表 5-1 解析での圧延条件

| | | |
|-------------------------|---------|----------------------|
| Roll diameter | (mm) | 230.0 |
| Rolling speed | (m/min) | 1.5 |
| Shape of groove | (mm) | R = 23.6 H = 5.00 |
| Roll gap | (mm) | S=3.0 |
| Tension | (MPa) | -19.6 , 0.00 , +19.6 |
| Coefficient of Friction | | 0.2 , 0.3 , 0.4 |



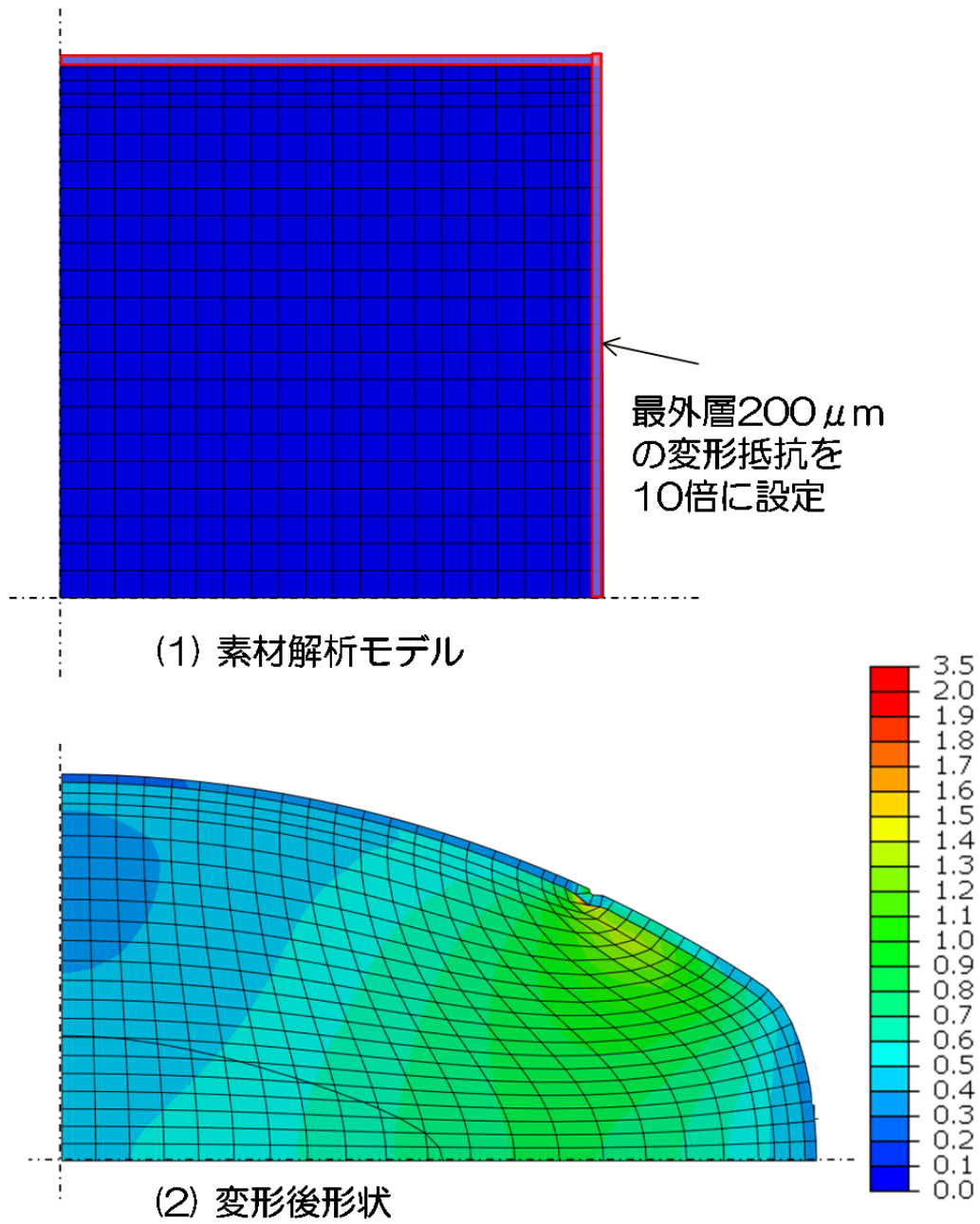


図 5-1 解析モデル（表層変形抵抗 10 倍:相当ひずみ分布）

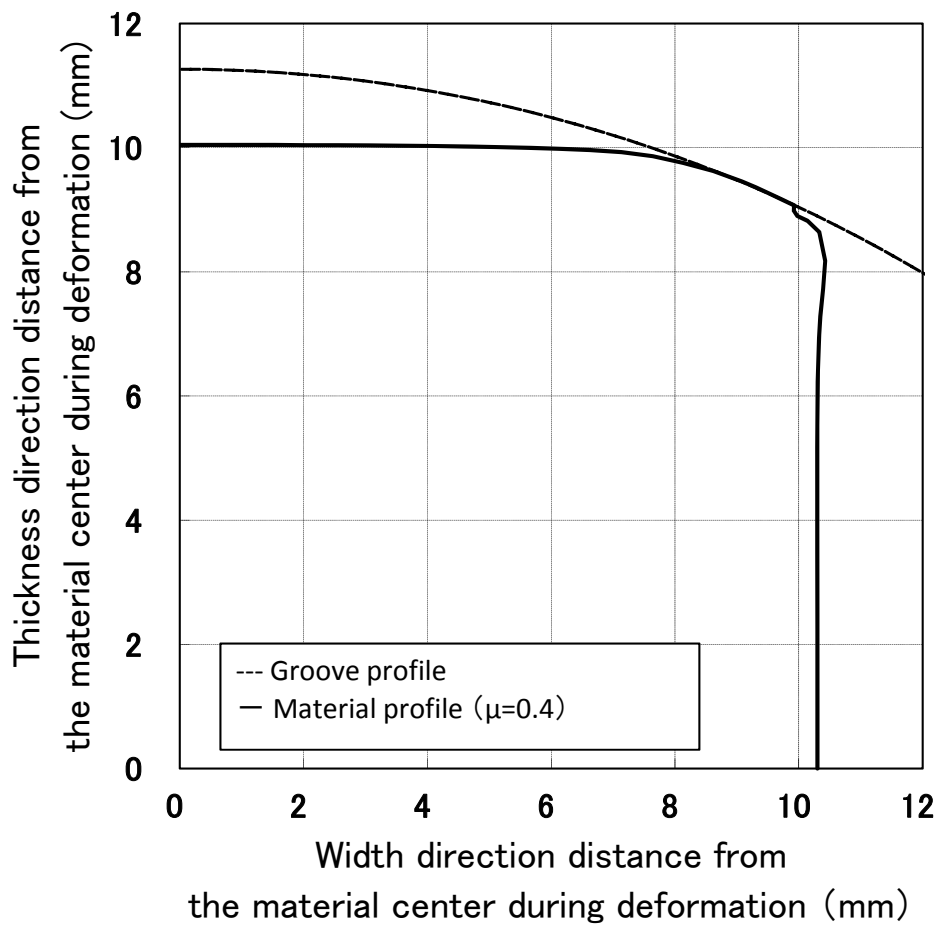


図 5-2 圧延入側から始めて ψ が局所値を持った断面形状 ($L=30\text{mm}$ $\mu=0.4$)

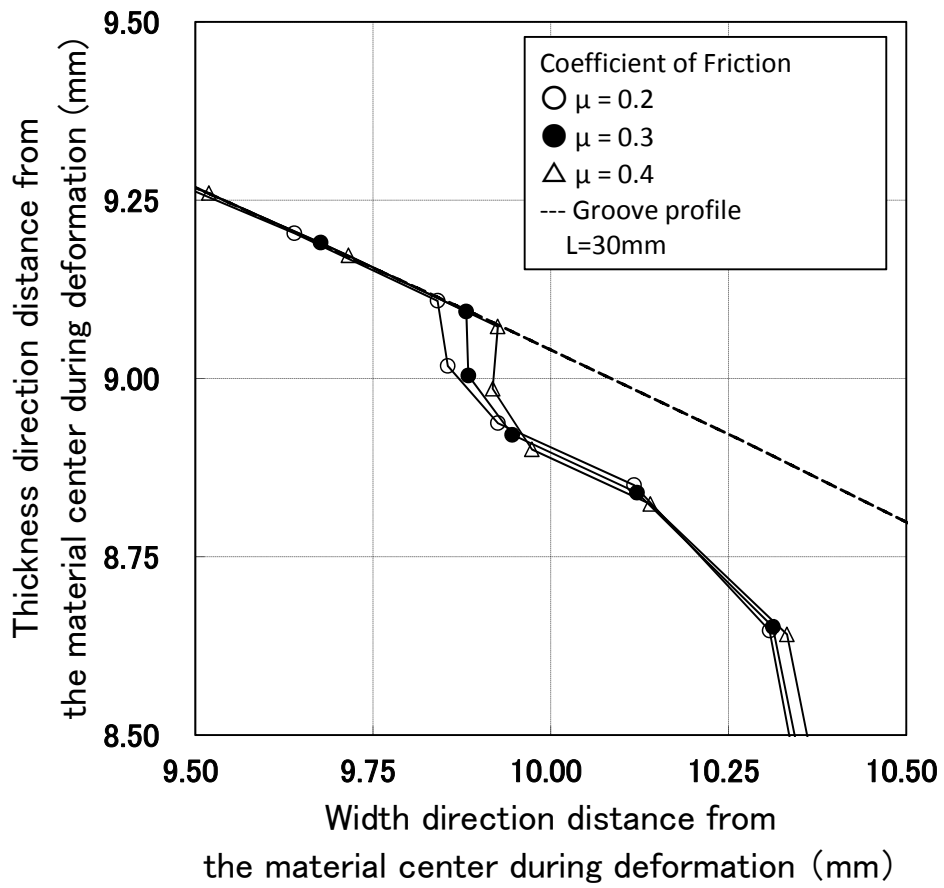


図 5-3 各摩擦係数における圧延中の外形形状拡大図 (L=30mm)

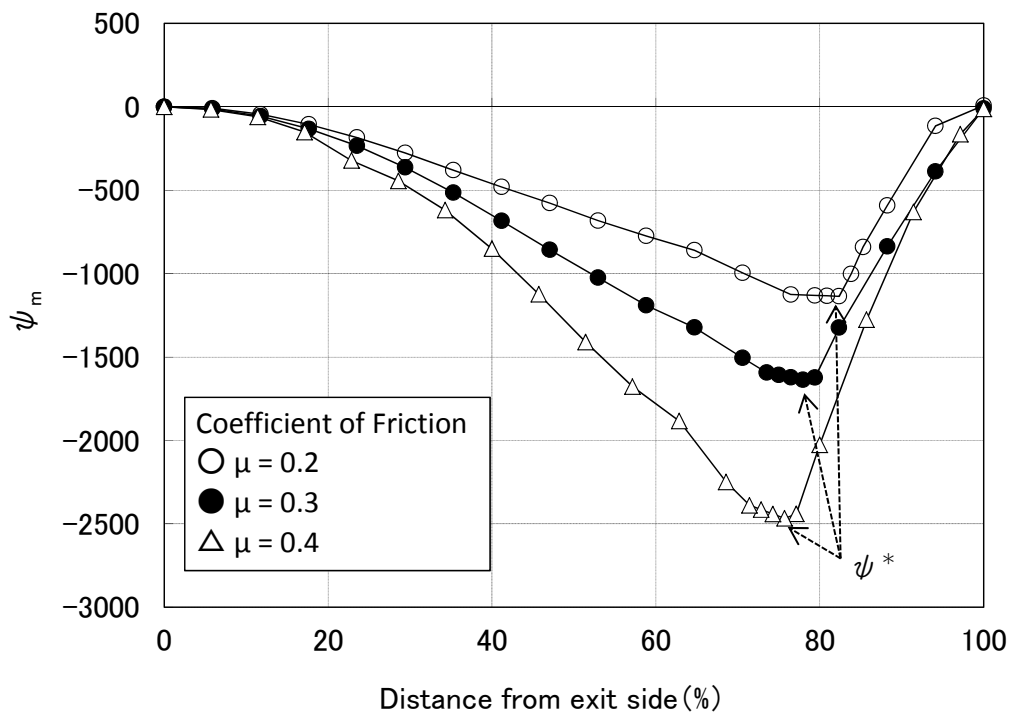


図 5-4 ロールバイト入側から出側までの ψ_m の変化 (摩擦係数の影響)

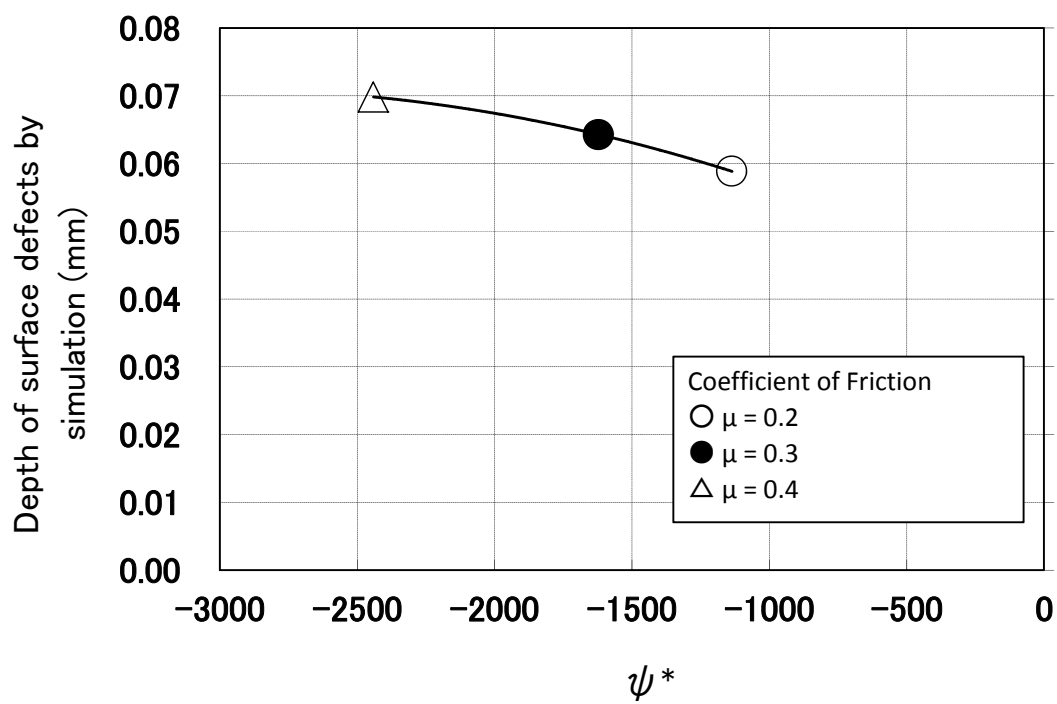


図 5-5 各摩擦係数における圧延開始から終了までの ψ_m の最小値 ψ^* と疵深さの関係

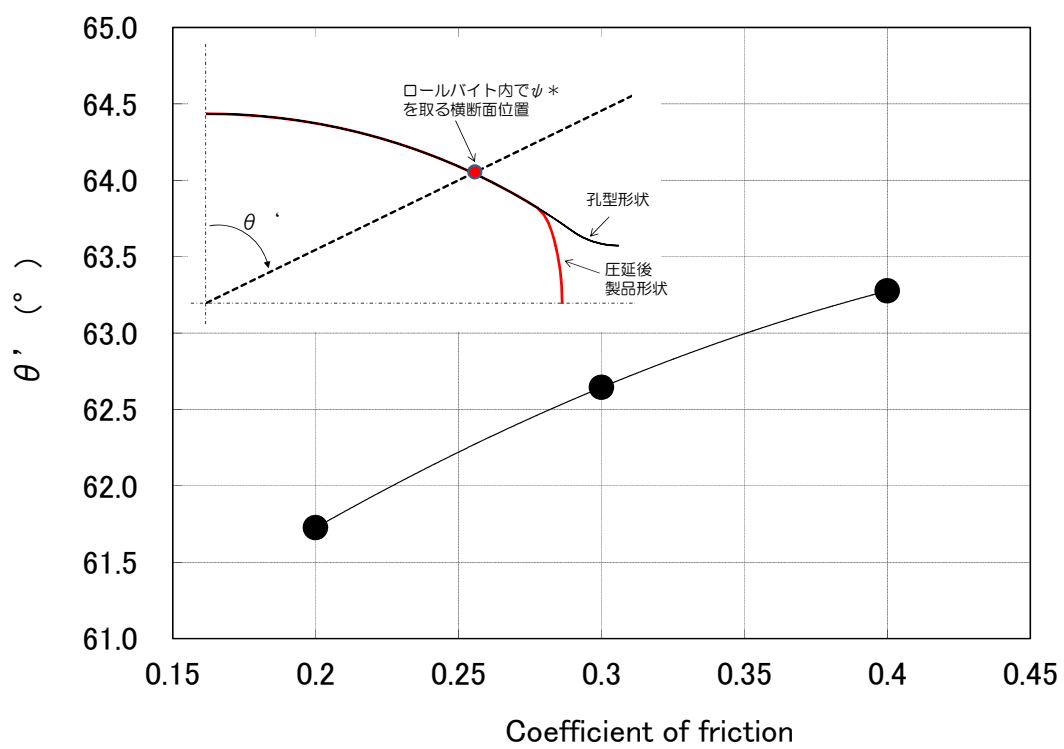


図 5-6 摩擦係数と ψ^* を取る横断面位置 (θ') との関係

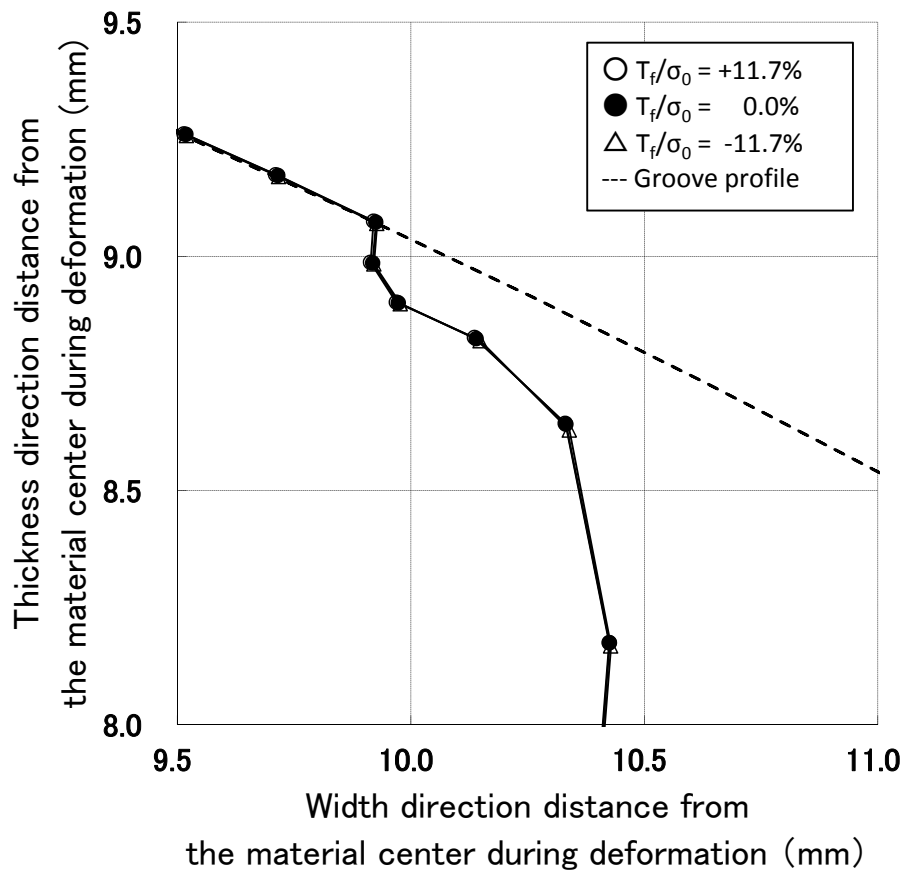


図 5-7 前方張力が圧延中の外形形状に及ぼす影響（拡大図）

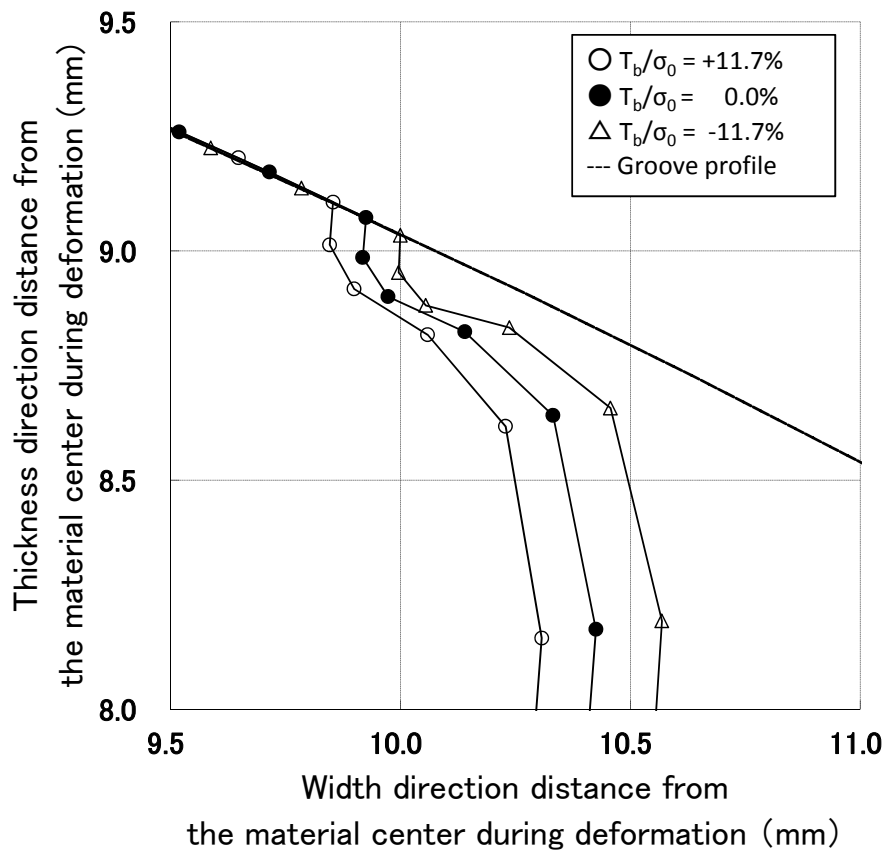


図 5-8 後方張力が圧延中の外形形状に及ぼす影響（拡大図）

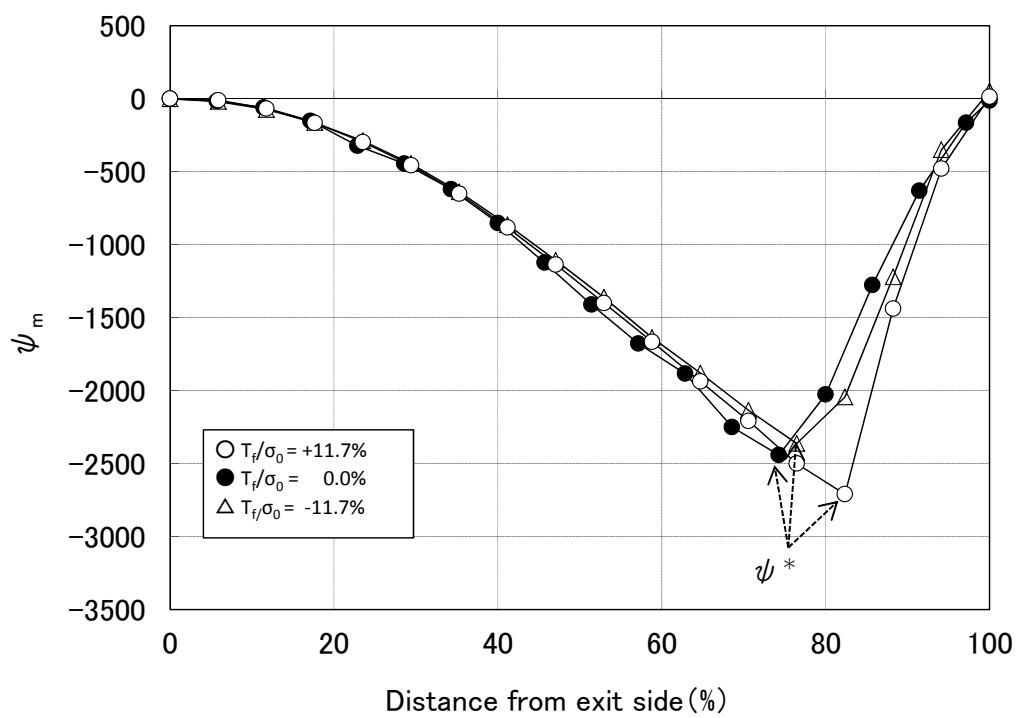


図 5-9 □ロールバイト入側から出側までの ψ_m の変化（前方張力の影響）

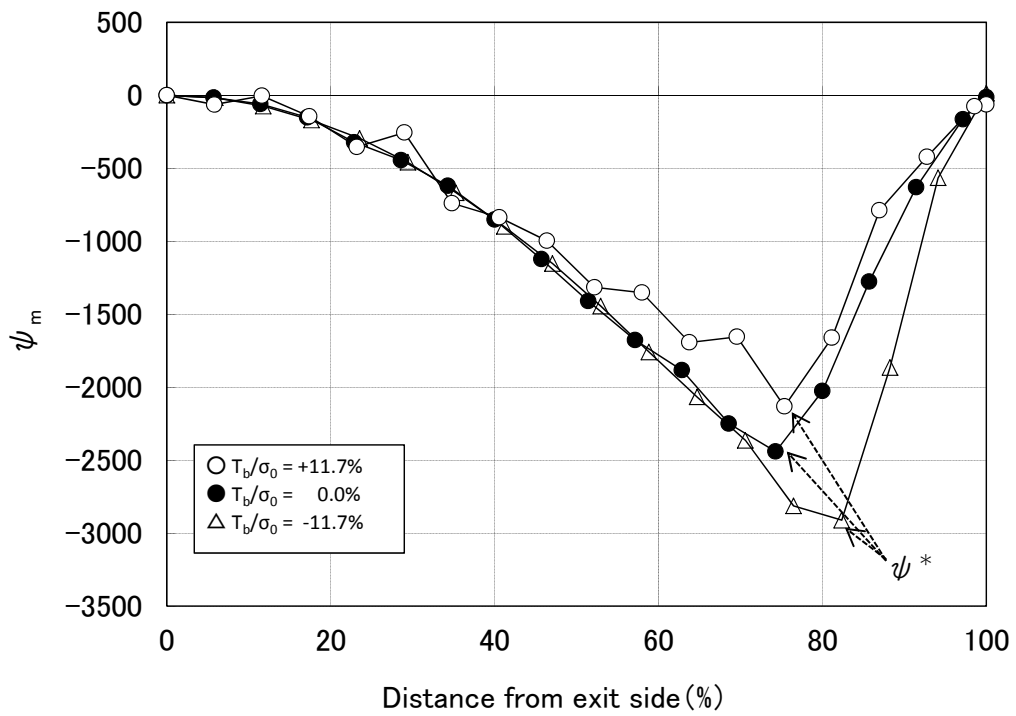


図 5-10 ロールバイト入側から出側までの ψ_m の変化（後方張力の影響）

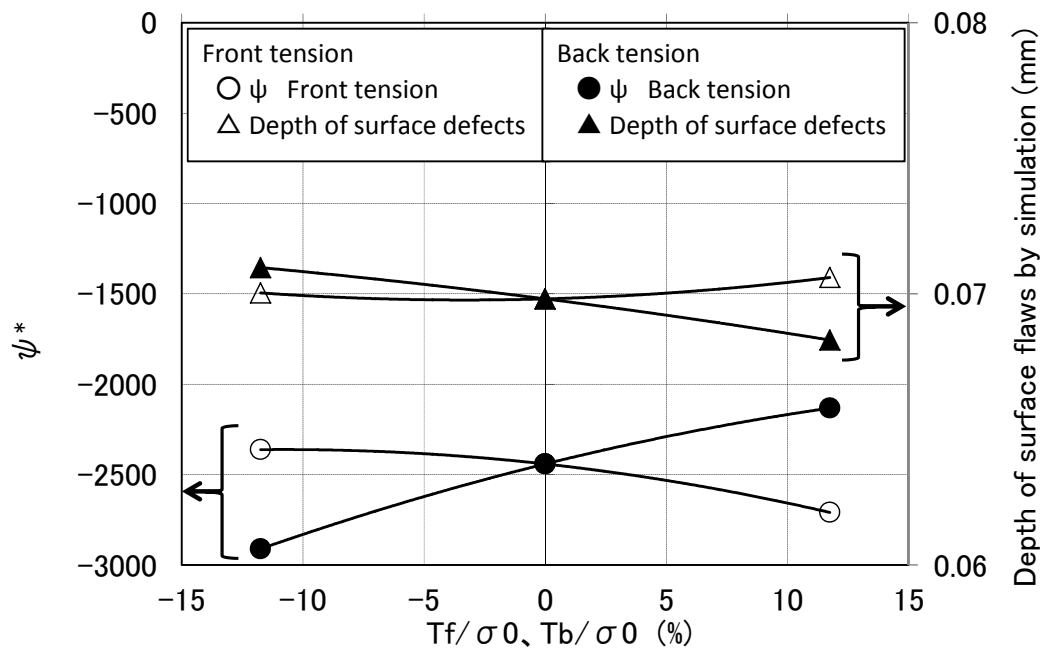


図 5-11 前方・後方張力が圧延中の ψ_m の最小値 ψ^* に及ぼす影響

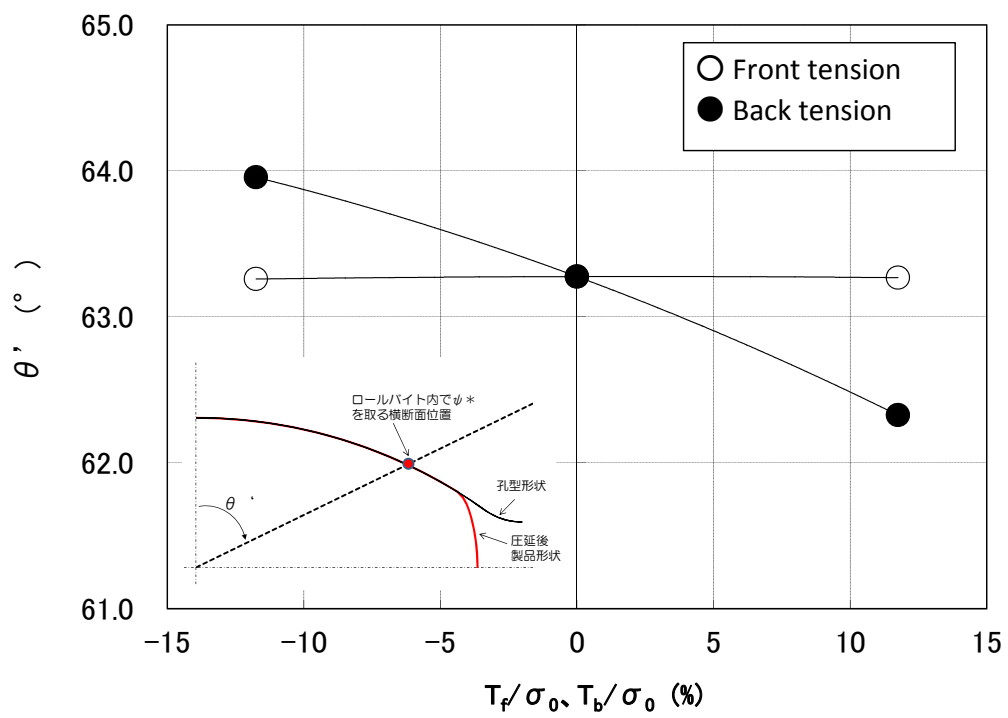


図 5-12 前方・後方張力と ψ^* を取る横断面位置 (θ') との関係

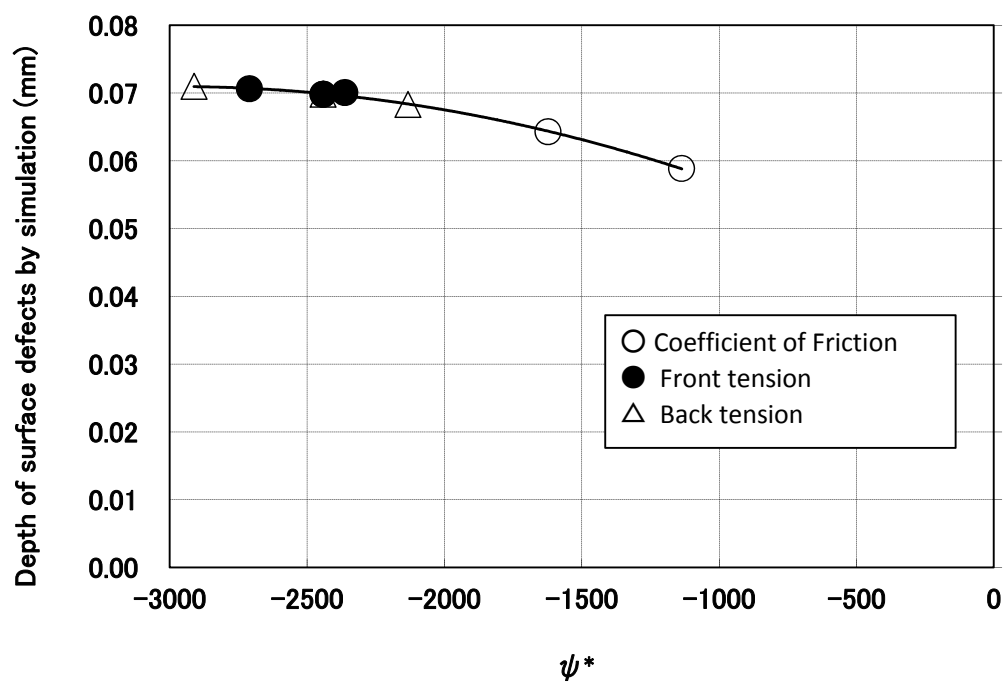


図 5-13 ψ_m の最小値 ψ^* と解析上の疵深さの関係

第6章

結論

以下の本研究を総括する。

第1章では序論として、熱間圧延線材の表面疵に関する従来の研究をまとめ、表面疵を分類した上で、発生原因が明確化されていなかった「しわ疵」を研究対象としたことを述べた。

第2章では、下記の新たな評価指標を開発することで、3次元 FEM 解析により、しわ疵の発生を予測することを可能とした。また、この手法を活用することで、表面疵が圧延変形中の自由面での表面座屈形態であることを明らかにした。これは数値解析を活用した新たな疵発生予測技術であり、線材圧延の孔型設計における有効の指針となる。

- 圧延中の任意横断面において、表面節点の位置、速度ベクトル、法線ベクトルから、各表面節点の法線方向の変位増分を η 、その変位増分の周方向に対する変化量を ψ として定式化し、変形過程における η 、 ψ の局所変化を表面疵（塑性座屈）の起点として判断する評価指標。

第3章では、圧延ロールバイト入側で鋼材表層に作用する垂直応力によるスケール剥離有無を評価するため、高温状態でのスケール/母材間の密着性を定量化できる実験手法を確立した。この手法は、スケール/母材間の剥離応力データベース構築の上で広く活用できる評価手法である。またこの手法による実験結果から、圧延ロールバイト入側に大きな垂直応力が作用したとしても、Si や Cr を含む鋼種ではサブスケールが素材表層に残存して圧延されるため、特殊鋼が主である線材表面疵の変形挙動を理解するためには極表層のスケールを加味した考察が必要であることを明らかにした。

第4章では、第3章で得られた知見を元に、圧延中のスケールの影響として、スケー

ルと素材の変形抵抗の違いによる表面近傍の塑性流動を第2章の評価指標で調査した。その結果、スケール（表面硬質層）により圧延中の自由表面の局所変形が助長され、表面疵の発生が助長されることを確認した。これを実験的に検証するために冷間模擬実験を行い、数値解析で予測されたように表面硬質層が自由表面の変形および表面疵発生に大きな影響を及ぼすことを検証した。この結果は、従来から経験的に知られている、スケール密着性の高い鋼種で表面疵発生頻度が高いことを示唆しており、圧延変形起因の表面疵発生に及ぼすスケールの影響を始めて示した物である。

第5章では、表層硬質層を考慮した上で、各種圧延条件が表面疵発生に及ぼす影響を数値解析によって定量化し、以下の結果を得た。これらの結果は、局所変形を生じさせない入側素材形状／孔型形状の選択やスタンド間張力の適正化など、実機において表面疵を低減する指針となるものである。

- 摩擦係数は表面疵深さと発生位置に影響を及ぼし、摩擦係数が大きくなるほど疵深さは深くなる。また、圧延での前方・後方張力も表面疵に影響を及ぼし、その影響は後方張力の方が大きく、圧縮側で表面疵に対して不利な方向となる。
- 表面疵発生指標として採用した ψ と数値解析上の疵深さは各条件で同一曲線上にあり、幾何学上の関係と速度ベクトルから塑性座屈（表面疵）を予測する本手法の妥当性を数値解析で検証できた。

今後の課題

表面疵発生を予測する新たな評価指標の開発、およびスケールを模擬した表層硬質層の導入により、3次元 FEM 解析によるしわ疵の発生予測を可能にし、実機でのしわ疵低減指針を得た。また、スケールはロール／材料の摩擦係数としての影響のみならず、自由表面の塑性変形挙動に影響を及ぼし、スケール状態の予測が重要であることを明らかにした。

一方、スケール状態（剥離有無）の予測に関しては、密着性の定量評価までは可能と

なったが、更にスケール剥離の有無を正確に予測するには、スケール自身の力学的な特性等を明確にする必要があり、今後の課題である。

謝辞

本研究の遂行と本論文の完成にあたり，終始懇切なご指導とご鞭撻を賜りました名古屋大学 大学院工学研究科 マテリアル理工学専攻 教授 石川孝司博士に深く感謝致します。

本論分をまとめるにあたり，貴重な助言を賜りました名古屋大学 大学院工学研究科 マテリアル理工学専攻 教授 金武直幸博士，名古屋大学 大学院工学研究科 工学研究科 機械理工学専攻 教授 梅原徳次博士，名古屋大学 大学院工学研究科 マテリアル理工学専攻 准教授 湯川伸樹博士に厚く感謝申し上げます。

本研究の遂行において，一貫してご指導とご意見を賜りました株式会社神戸製鋼所 技術開発本部 材料研究所 首席 前田恭志氏に心から感謝いたします。

本研究の実験および解析において，株式会社神戸製鋼所 技術開発本部 材料研究所 加工技術研究室 柿本英樹氏，表面制御研究室 武田実佳子氏，神戸製鉄所 線材条鋼圧延部 圧延技術室 須堯正二氏に多大なご協力を頂きました。皆様のご支援に感謝し，ここに深く御礼申し上げます。

関連論文・業績リスト

査読論文

| | 題目 | 論文誌名 | 著者 |
|----|---|---|--|
| 論文 | スケールの高温密着性評価手法 | 日本鉄鋼協会誌 「鉄と鋼」 Vol.98 No.11 (2012), p593 2012年11月 | 串田 仁 前田 恭志 石川 孝司 |
| 論文 | 線材における表面疵発生挙動 －表面疵の発生を判断する解析手法の確立－ | 日本鉄鋼協会誌 「鉄と鋼」 Vol.100 No.5 (2014), p625 2014年5月 | 串田 仁 前田 恭志 石川 孝司 須堯 正二 |
| 論文 | 線材における表面疵発生挙動 －表面硬化層の実験的検証と圧延条件の解析的検討－ | 日本鉄鋼協会誌 「鉄と鋼」 Vol.100 No.12 (2014), p末 2014年12月 | 串田 仁 前田 恭志 柿本 英樹 石川 孝司 須堯 正二 |

学会・協会講演発表

| | 題目 | 会議名／講演論文集 | 著者 |
|----|-----------------|--|-----------------------------------|
| 講演 | 条鋼における表面疵発生挙動 | 日本鉄鋼協会 第150回秋期講演大会 材料とプロセスVol.18, P1225 2005年9月 | 串田 仁 柿本 英樹 桐原 和彦 小泉 富士雄 |
| 講演 | スケールの高温密着性評価手法 | 日本鉄鋼協会 第151回春期講演大会 材料とプロセスVol.19, P398 2006年3月 | 串田 仁 前田 恭志 |
| 講演 | スケールの高温密着性評価手法 | 日本塑性加工学会 第65回伸線技術分科会 2008年7月 | 串田 仁 前田 恭志 |
| 講演 | スケールの高温密着性評価手法2 | 日本鉄鋼協会 第154回秋期講演大会 材料とプロセスVol.20, P983 2007年9月 | 串田 仁 前田 恭志 |
| 講演 | スケールの高温密着性評価手法 | 日本鉄鋼協会 第124回圧延理論部会 圧理124-7 2006年7月 | 串田 仁 前田 恭志 |
| 論文 | 線材表面きず発生挙動とその低減 | 神戸製鋼技報 Vol.61 No.1(2011),29 2011年4月 | 串田 仁 武田 実佳子 宮崎 庄司 久保田 吉彦 |