

回転塑性加工における内部割れ 発生機構と延性破壊条件の提案

山根 康嗣

電気通信大学大学院
情報理工学研究科
機械知能システム学専攻

博士(工学)の学位論文

2021年9月

回転塑性加工における内部割れ 発生機構と延性破壊条件の提案

博士論文審査委員会

主査 久保木 孝 教授

副査 増田 宏 教授

副査 森重 功一 教授

副査 松村 隆 准教授

副査 梶川 翔平 准教授

著作権所有者

山根 康嗣

2021年

Mechanism of Internal Fracture in Rotary Forming and Proporsal of New Ductile Fracture Criterion for Prediction of Internal Fracture

Koji Yamane

Abstract

A new ductile fracture criterion for skew rolling has been proposed in this paper. The prediction of internal fractures is crucial given that internal fractures cause loss of product strength and are difficult to detect. The proposed criterion considers the effect of cyclic shear stress on void evolution in a cylindrical coordinate system. This paper covers the following four points: (1) evaluation of the predictability of the conventional ductile fracture criteria for the internal fracture in three-roll skew rolling, (2) clarification of the internal fracture mechanism and proposal of a new criterion, (3) application of the criterion to predict internal fractures in two-roll skew rolling, and (4) relationship between workability and damage value determined using the proposed criterion. Given that the rolling experimental results did not agree with the prediction provided by the conventional ductile fracture criteria, which is composed of stress invariants, this study evaluated the stress and strain state of the rolled material through elasto-plastic finite element analysis. The results of the numerical analysis led to a hypothesis that the cyclic shear stress is effective in determining the internal fractures caused in skew rolling. The proposed criterion, based on the above hypothesis, accurately predicted the internal fracture initiation, which is specific to skew rolling, regardless of the number of rolls. The proposed criterion would contribute to the suppression of internal fractures and the optimization of the rolling conditions. This study has demonstrated that three guidelines are effective toward suppressing internal fractures: (i) increasing the number of rolls, (ii) increasing the feed angle and (iii) decreasing the diameter and number density of inclusions.

回転塑性加工における内部割れ 発生機構と延性破壊条件の提案

山根 康嗣

概要

傾斜圧延や転造に代表される回転塑性加工は、円形断面材料を回転させながら外径を徐々に減じるという逐次繰り返し加工の特徴を有し、種々の特殊加工法として活用されている。しかしながら、一般的な塑性加工法に比べ、回転にともなう引張応力とせん断応力が繰り返し作用するため、材料内部に割れが発生する可能性がある。内部割れは、製品の強度ならびに安全性を損なわせ、かつ検出が困難であることから、内部割れの予測技術は非常に重要である。回転塑性加工における内部割れに関する研究は、20世紀から実施されているものの、内部割れ現象を正確に説明できる理論は構築されていない。回転塑性加工における応力履歴は複雑であり、材料の回転にともない、応力状態が引張・圧縮・せん断と変化するため、従来の延性破壊条件式が割れ予測にそのまま適用可能であるかは議論の余地が大いにある。

本研究では、回転塑性加工における内部割れ発生を予測する技術を提案する。はじめに、回転塑性加工の1つである傾斜圧延において、熱間圧延実験にて内部割れの起点からき裂進展に至るまでを観察した。割れ発生位置ならびに形態を調査した結果、3ロール式の傾斜圧延では材料軸心部から圧延材の半径1/3程度の距離が離れた位置でリング状の割れが、2ロール式では材料軸心部の極近傍でリング状もしくは十字状の割れが発生することが判明した。

続いて、弾塑性有限要素解析を用いて圧延材の変形挙動を調査したところ、材料の回転にともなって繰り返し作用するせん断応力が、母材と介在物の界面を剥離させることによりボイドを生成させ、介在物間にき裂を進展させることによりボイドを合体させ、最終的には巨視的な内部割れに至る知見を得た。応力不変量から構成される従来の延性破壊条件式は、引張応力によりボイドが生成および成長し、合体を経て、破壊に至るという理論に基づいており、繰り返しせん断応力がボイド発展に及ぼす影響を考慮していないため、内部割れを予測困難である。そこで、応力三軸度が低位の条件下では、せん断応力の方向が

繰り返し変動するとボイドが発展するという現象論的考察に基づき、円筒座標系で表現した新しい延性破壊条件式を提案した。提案式から算出したダメージ値は、圧延条件やロール数に関係なく、傾斜圧延特有の内部割れの初期発生挙動を表せることを確認した。

最後に、内部割れ発生と材料の延性の相関を調査し、実用的な予測式を示した。傾斜圧延における内部割れ発生メカニズムは明らかになったが、材質によって内部割れが発生する圧延条件は異なり、体系的に整理されていない。そこで、熱間圧延実験と弾塑性有限要素解析にて、材質ごとの内部割れが発生し始める限界ダメージ値を調査した。引張試験にて評価した熱間加工性と、限界ダメージ値に比例関係が見られたことから、引張試験にて対数絞りを調査すれば、材質ごとの限界ダメージ値を推測可能であることを実証した。加えて、介在物分析にて、熱間加工性は鋼中に含まれる介在物の円相当径ならびに個数密度が内部割れに影響することを明らかにした。

提案した予測技術は、内部割れの抑制と圧延条件の最適化に資する指針を示した。外径絞り量が一定の条件において、その指針は、(i)ロール数の3ロール化、(ii)ロール傾斜角 β の増大、(iii)介在物の微細化ならびにその数の抑制であり、本予測技術の実用化が期待される。

目次

第1章 緒言

1.1. 研究背景.....	10
1.2. 従来研究のレビュー.....	14
1.2.1. 回転塑性加工における内部割れ発生メカニズムに関する研究.....	14
1.2.2. 応力不変量に基づく延性破壊条件式に関する研究.....	20
1.2.3. せん断応力が延性破壊に及ぼす影響に関する研究.....	25
1.3. 研究目的.....	35
1.4. 本論文の構成.....	36

第2章 熱間圧延実験による内部割れ発生挙動調査

2.1. 3ロール式の傾斜圧延における丸鋼片の絞り加工.....	37
2.2. 実験条件.....	40
2.3. 内部割れの観察方法.....	42
2.4. 実験結果.....	43
2.5. 第2章の小括.....	49

第3章 数値解析による内部割れ発生メカニズムの考察

3.1. 数値解析方法.....	50
3.2. 従来の延性破壊条件式による内部割れ発生予測.....	54
3.3. 圧延中の変形挙動.....	57
3.4. 第3章の小括.....	64

第4章 傾斜圧延における内部割れ発生予測モデルの提案

4.1. 繰り返しせん断応力が延性破壊に及ぼす影響.....	65
4.2. 延性破壊条件式の提案.....	75

4.3.	提案式に基づく内部割れ発生予測.....	80
4.4.	第4章の小括.....	85
第5章 ロール数が内部割れに及ぼす影響		
5.1.	2ロール式の熱間傾斜圧延実験による内部割れ発生挙動調査.....	86
5.2.	2ロール式の傾斜圧延における数値解析.....	94
5.2.1.	従来の延性破壊条件式による内部割れ発生予測.....	94
5.2.2.	圧延中の変形挙動.....	96
5.2.3.	提案式に基づく内部割れ発生予測.....	103
5.3.	2ロール式の傾斜圧延におけるき裂進展後の内部割れ形状.....	107
5.4.	ポイド個数密度とダメージ値の整合性検証.....	109
5.5.	第5章の小括.....	112
第6章 介在物が内部割れに及ぼす影響		
6.1.	材質ごとの内部割れ発生条件.....	113
6.2.	変形能が内部割れ発生条件に及ぼす影響.....	121
6.3.	変形能と介在物の関係.....	123
6.4.	第6章の小括.....	129
第7章 冷間加工における内部割れ		
7.1.	冷間傾斜圧延における内部割れ発生予測.....	130
7.2.	冷間転造実験による内部割れ発生挙動調査.....	139
7.3.	第7章の小括.....	142
第8章 結言		
8.1.	本研究のまとめ.....	143
8.2.	今後の課題.....	144

参考文献.....	145
本論文に関する研究報告ならびに特許.....	150
謝辞.....	151

第1章 緒言

1.1. 研究背景

傾斜圧延や転造に代表される回転塑性加工は、円形断面材料を回転させながら外径を徐々に減じるといった逐次繰り返し加工の特徴を有し、鋼材の大圧下が可能である。継目無金属管（Seamless pipe）の穿孔、ネジ山の加工、棒鋼の絞り加工といった種々の特殊加工法として活用されている。実用例として、**Fig. 1.1**に2ロール式の傾斜圧延穿孔機の概略図を示す。本機はロールが対向して配置されており、ロール軸がパスラインに対して傾斜している。ロール軸が傾斜していることで、圧延材は螺旋回転しながら、外径が減じられ、プラグにより穿孔される。しかしながら、圧延条件や材質によっては、圧延中の材料内部に割れが発生する場合がある。この現象は、継目無金属管の傾斜圧延穿孔機の発明者であるドイツのReinhard MannesmannとMax Mannesmannの兄弟の名に因んで、マンネスマン効果として知られている。傾斜圧延穿孔機以外にも、**Fig. 1.2**に示す平板ダイスならびに2ロール式のネジ転造機、**Fig. 1.3**に示す3ロール式ならびに2ロール式の傾斜圧延機が実用化されている。

棒鋼の内部割れは、製品の強度ならびに安全性を損なわせ、かつ検出が困難であることから、内部割れの予測技術は非常に重要である。しかし、実情は、過去の内部割れ発生実績を基に製造条件を決めており、製造工程の最適化といった割れ発生の根本的な解決には至っていない。回転塑性加工における内部割れ発生メカニズムは、20世紀から論じられてきたものの、未だに解明されておらず、今もなお、その予測手法に関して研究されている。Erman^[1]は、2ロール式の傾斜圧延穿孔機における内部割れを調査し、外径圧下量が大きく、ロールバイト内での繰り返し圧下回数（Stich-zahl）が多いほど、割れが発生し易いことを示した。そして、圧延条件の1つである傾斜角を増加させることが、繰り返し圧下回数を低減させ、内部割れの抑制に有効であると述べている。Nakasuji^[2]らは、内部割れが発生し難い3ロール式の傾斜圧延の特性を考察し、棒鋼圧延への適用を提案している。論文New Tube Investments Development^[3]では、圧延方式によって割れの発生条件は異なり、2ロール式の傾斜圧延ではロール圧下の90°方向に引張応力が作用するため、内部割れが発生し易く、一方で3ロール式は3方向から材料軸心部に圧縮応力が作用するため、内部割れは発生しないと報告されている。**Fig. 1.4**に傾斜圧延中に作用する応力方向のイメージを示す。Blazynski^[4]らは、外径絞り率（＝減径量／圧延前材料径）が3, 5, 10, 20%の4条件で鋼材を傾斜圧延し、内部割れを調査した。その結果、2ロール式の傾斜圧

延では全条件で内部割れが発生し、3ロール式では内部割れが発生しないことを実証した。上述の通り、いくつかの研究では、3ロール式の傾斜圧延において内部割れは発生しないことが提唱されている。しかし、書籍Iron and Steel Handbook 3rd^[5]に転載されたソ連の文献では、3ロール式では材料軸心部の周辺でリング状の割れが発生し、2ロール式では材料軸心部で十字状の割れが発生する、つまりはロール数により内部割れの発生位置や形態が変わることに言及している。

そして、丸棒材の外径を減じて軸対称部品を成形する転造においても、同様の内部割れが発生することが、Kato^[6]、書籍Rotary Forming^[7]によって報告されている。加えて、傾斜圧延と同様、ロール数によって破壊形態が変化することも知られている。Pater^[8]らは、3ロール式の転造ではリング状の割れが、2ロール式の転造では十字状の割れが発生する事例を示した。Fig. 1.5に転造におけるロール数が内部割れの形態に及ぼす影響を示す。従来の研究では、内部割れの最終形態を示しただけであり、ロール数が内部割れの位置・形態・発展履歴に及ぼす影響は、明らかになっておらず、議論の余地がある。

回転塑性加工に限らず様々な塑性加工法における割れ発生の予測技術に対するニーズは極めて高く、様々な延性破壊条件式が提案されている。一般的な塑性加工法における割れ予測技術と同様、回転塑性加工における内部割れも、発生メカニズム解明ならびに予測技術を構築することが切望されている。

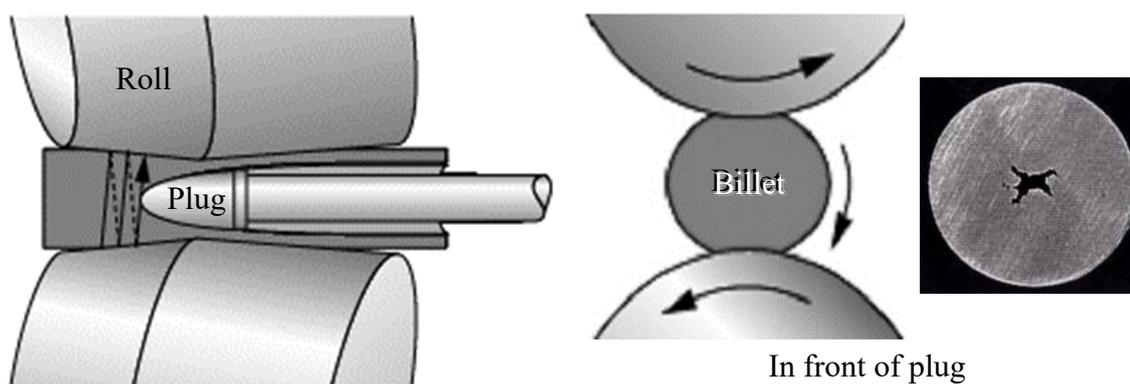


Fig. 1.1 Schematic of two-roll skew rolling piercer and Mannesmann effect^[1]

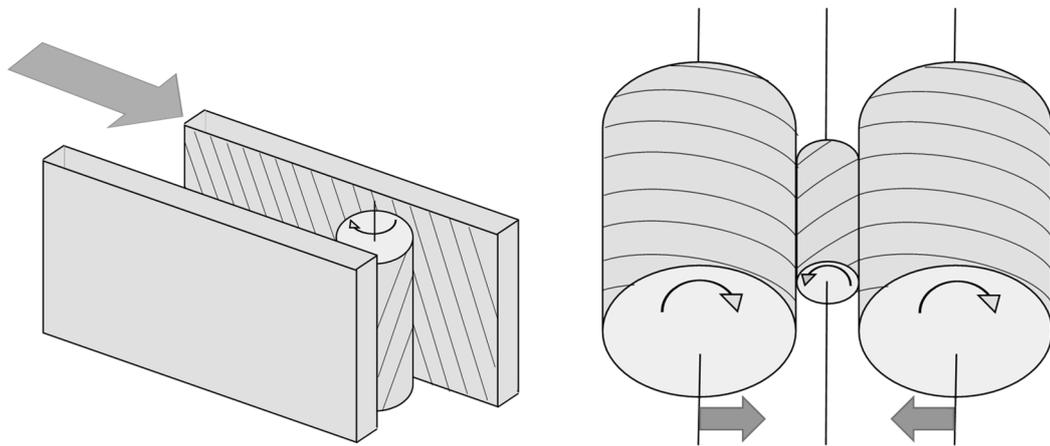
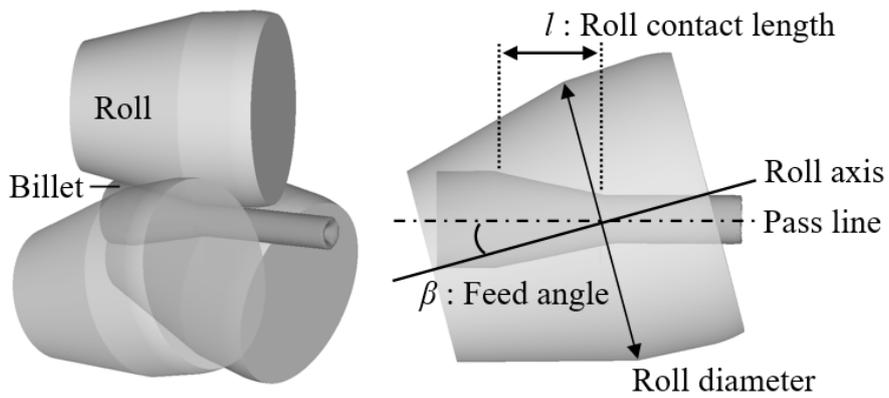
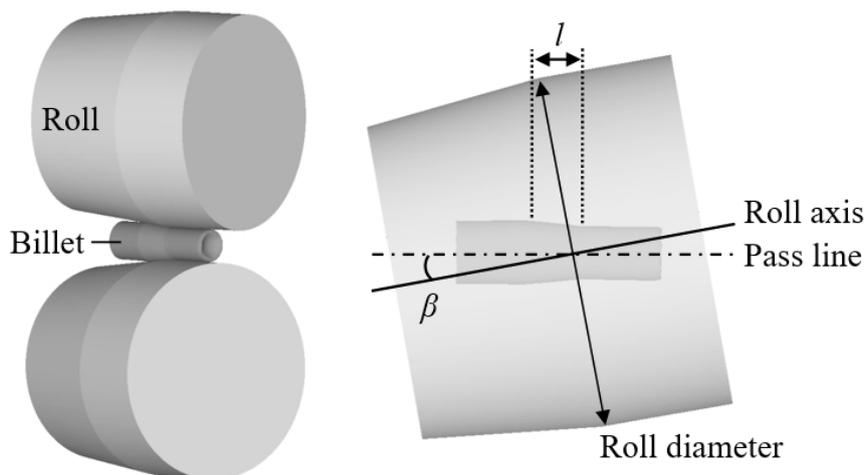


Fig. 1.2 Schematic of cross rolling mill for thread manufacturing



(a) With three rolls



(b) With two rolls

Fig. 1.3 Schematic of skew rolling mill ^[2]

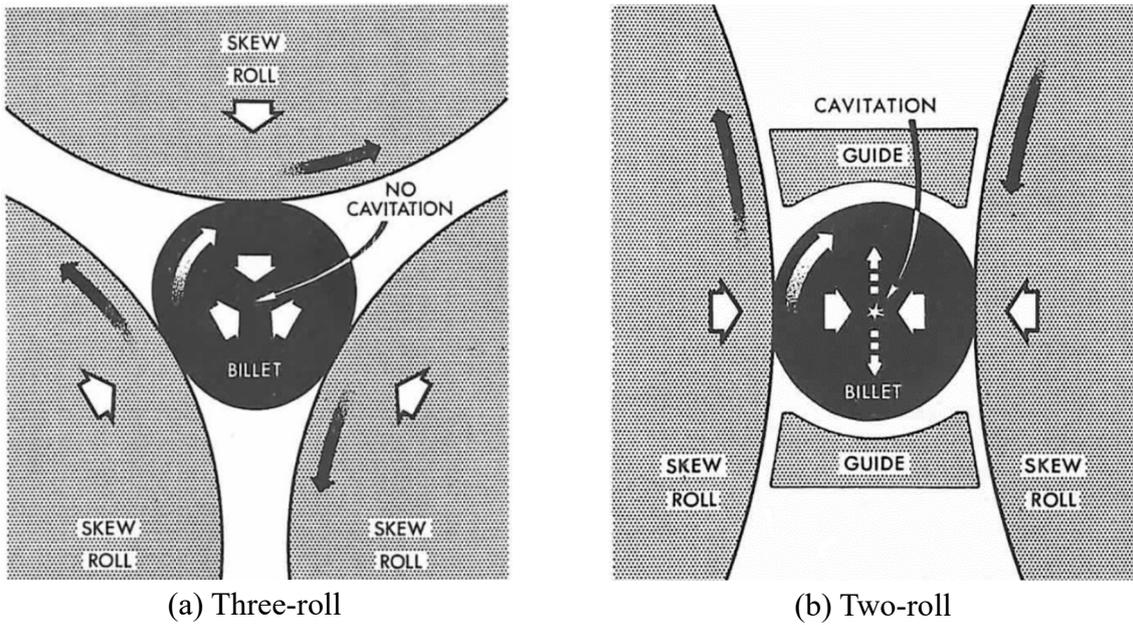


Fig. 1.4 Schematic of compression stress direction during skew rolling^[3]

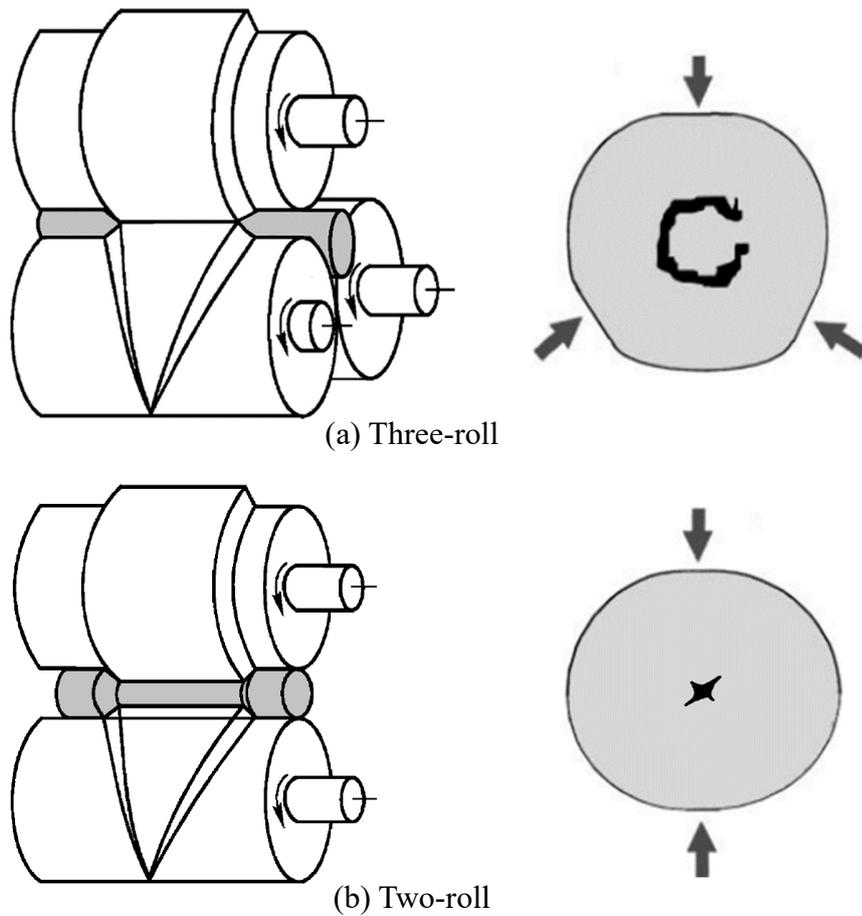


Fig. 1.5 Examples of fracture occurring in cross wedge rolling^[8]

1.2. 従来研究のレビュー

1.2.1. 回転塑性加工における内部割れ発生メカニズムに関する研究

1900年頃から内部割れ発生メカニズムは議論されており、以下の説が唱えられている。Siebel^[9]、Kato^[10]、Saito^[11, 12]、Erman^[13]らは、材料の回転にともなう材料軸心部にロール圧下方向の45°方向にせん断応力が繰り返し作用することにより破壊するせん断破壊説を、Teterin^[14]らは、材料軸心部に繰り返し作用する引張応力によりボイド（微小空孔）が成長して破壊する延性破壊説を、Kocks^[15]は、2ロール式では材料が90°回転するごとに引張応力と圧縮応力が交互に作用するために破壊する応力転換説を、Smirnov^[16]は、材料軸心部が三軸引張応力状態となり脆性的に破壊するへき開破壊説を、Pater^[17]らは、疲労破壊の一種であると提唱している。20世紀の研究手法は、実験とすべり線場理論や格子線解析法に基づいたメタルフロー調査であり、割れを定量化することは困難であった。そもそも、回転塑性加工における材料と工具の接触の境界条件すら不明確であり、Hayama^[18]らによって接触幅の理論解析が行われていた時代であった。Fig. 1.6に傾斜圧延におけるすべり線場理論、Fig. 1.7に2ロール式の傾斜圧延におけるせん断破壊説の概略図、Fig. 1.8にボイド成長型の延性破壊説に関するTeterinの実験結果を示す。Teterinは、2ロール式の傾斜圧延にて、異種金属溶接材を圧延し、長手方向引張応力と半径方向引張応力により破壊すると考察した。しかし、これらの理論は、実験結果を定性的に評価したデータを基に導出されており、内部割れ発生メカニズムが解明されているとは言い難い。

2000年以降、有限要素解析（Finite Element Analysis）をはじめとした数値シミュレーション技術が発展し、転造や傾斜圧延の変形解析が実施されている。Li^[19]らは、アルミニウム合金を用いて、2ロール式の転造（Cross Wedge Rolling）における内部割れの形態を実験にて調査し、せん断応力と引張応力が割れを促進させると主張している。Zhou^[20]らは、Plasticine粘土を用いて、Liと同様の実験を行い、最大せん断応力 τ_{max} と最大主応力 σ_1 の組み合わせにより、内部割れが発生すると考察している。これらの研究は、せん断破壊説を支持しており、Fig. 1.9にLiとZhouの実験ならびに数値解析結果を示す。

続いて、延性破壊説を支持する数値解析を紹介する。Ghiotti^[21]とChastel^[22]らは2ロール式の傾斜圧延における内部割れを、Novella^[23]らは2ロール式の転造における内部割れを調査し、静水圧 $\sigma_m = (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)/3$ の関数から成る延性破壊条件式を提案した。彼らのPadova大学の研究チームは、提案式から算出されるダメージ値が任意の値を超える場合に、対象の要素を消去する要素消去法を適用することで、内部割れを表現可能であると述べている。言い換えると、内部割れの主要因は、引張応力であると提唱している。Fig. 1.10にGhiotti, Chastel,

Novella の実験ならびに数値解析結果を示す。同様に、Chiluveru^[24]も 2 ロール式の傾斜圧延における内部割れを調査し、静水圧 σ_m を関数とする損傷モデルを提案した。実験における内部割れ発生位置と、数値解析においてボイド体積が増加した位置が一致したと報告している。Skripalenko^[25,26]らは、2 ロール式の傾斜圧延において、材料軸心部に発生した内部割れを観察し、Oh の延性破壊条件式に基づいて、内部割れを予測した。本式は、相当応力 σ_{eq} で無次元化した最大主応力 σ_1 と相当塑性ひずみ ε_{eq} の積分で構成され、 $\int_0^{\varepsilon_{eq}} \sigma_1 / \sigma_{eq} d\varepsilon_{eq}$ と表記される。

Fig. 1.11 に 2 ロール式の傾斜圧延による内部割れとダメージ値の比較を示す。各傾斜角 β におけるき裂進展後の内部割れの大きさと、ダメージ値の多寡が定性的に一致しているが、内部割れならびにダメージ値の分布に着目すると、圧延材先端部（図中の赤破線の円）の割れが再現されていない。応力とひずみの積から割れの起点を予測できるが、圧延非定常部の巨視的なき裂進展挙動までは表現困難と思われる。本手法でき裂進展後の内部割れ形態までも予測できると解釈するには無理がある。Gamin^[27]らは、2 ロール式の傾斜圧延穿孔機における内部割れを調査し、Oh の延性破壊条件式に基づくダメージ値と比較した。その結果、内部割れとダメージ値が対応せず、累積引張ひずみ等のパラメータを用いてモデル化することが望ましいと述べている。

内部割れに関する研究は数多くあるものの、多くの研究者が、き裂進展後の巨視的な内部割れと、従来の延性破壊条件式に基づくダメージ値を定性的に評価しているだけであり、内部割れの起点と成長のメカニズムに関する考察が不十分である。割れメカニズムの全容解明には、実験にて内部割れの起点からき裂進展に至るまでの発生状況を観察し、かつ数値解析ツールを用いて、材料内部の応力とひずみを定量的に評価することが必要である。

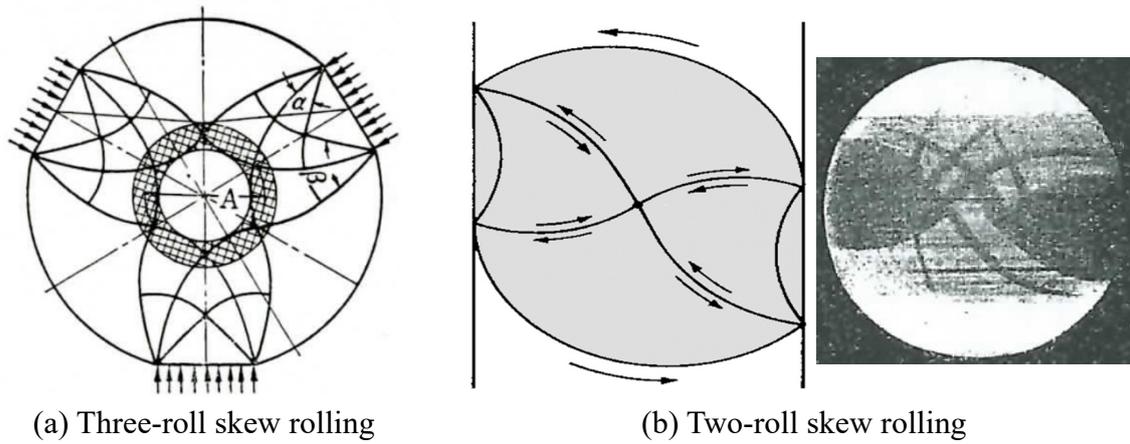


Fig. 1.6 Slip line field theory for three-roll skew rolling^[5] and two-roll skew rolling^[9-12]

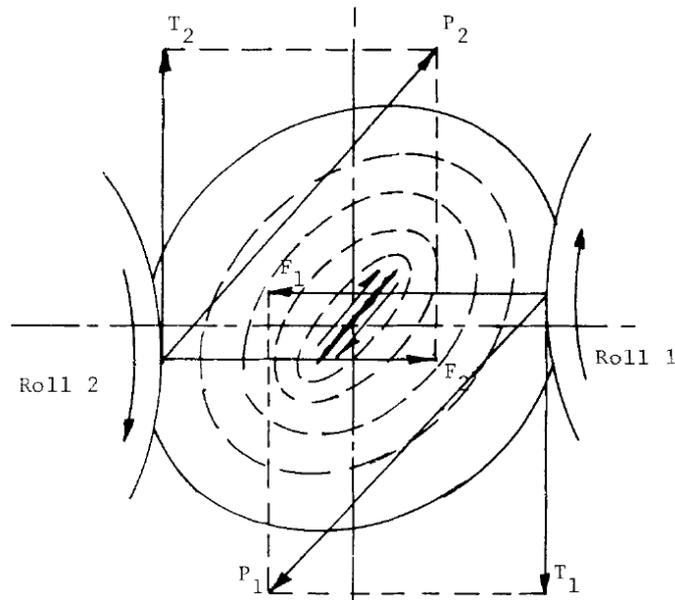


Fig. 1.7 Shear fracture theory for two-roll skew rolling^[13]

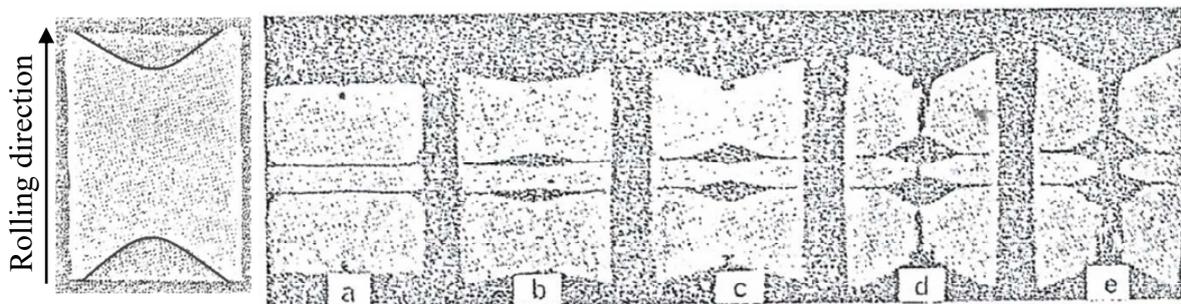


Fig. 1.8 Experimental results on ductile fracture theory for two-roll skew rolling^[14]

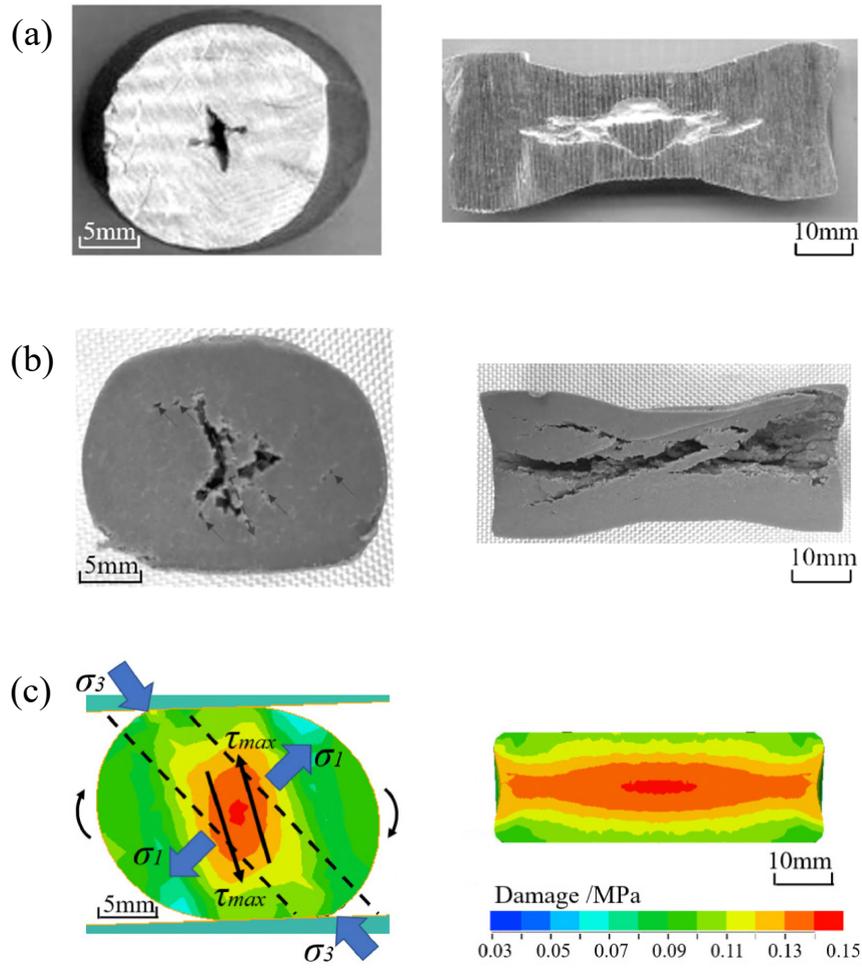
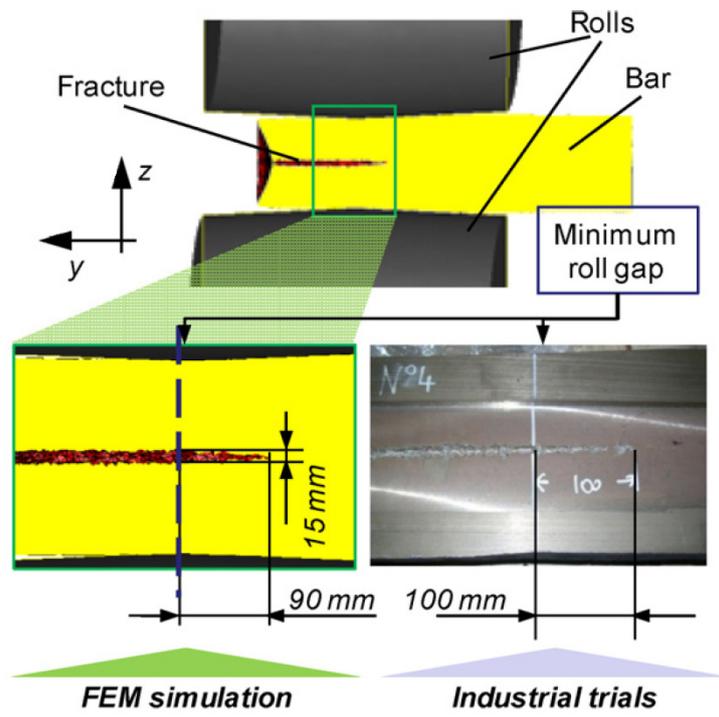
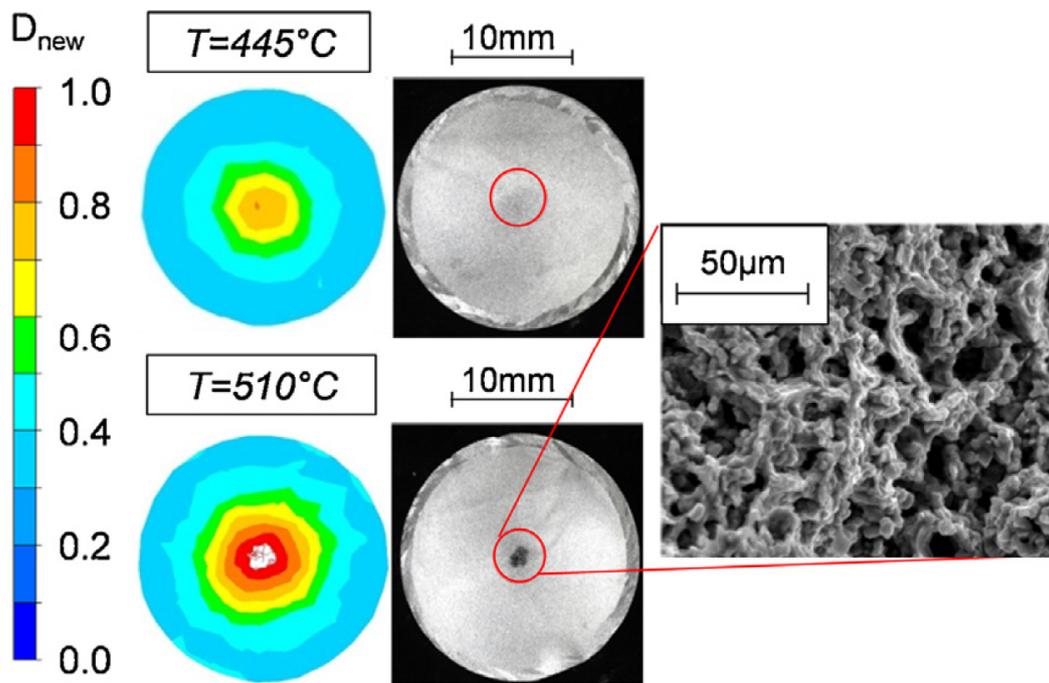


Fig. 1.9 Comparison of central cracks on transverse and longitudinal views: (a)aluminum alloy^[19], (b)plasticine and (c)predicted result by FEA^[20]



(a) Two-roll skew rolling



(b) Two-roll cross rolling

Fig. 1.10 Comparison between experimental and numerical results: (a)two-roll skew rolling^[21, 22] and (b)two-roll cross rolling^[23]

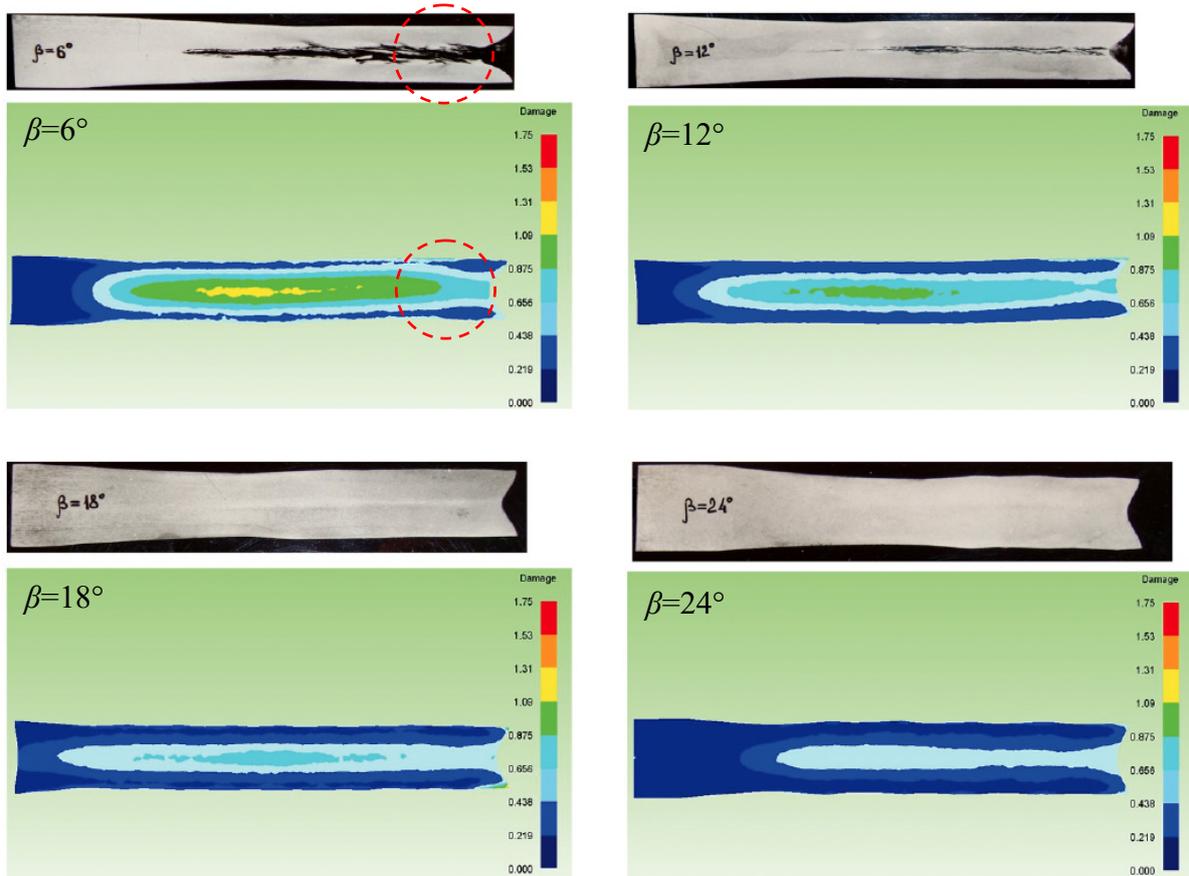


Fig. 1.11 Distribution of damage values according to Oh's ductile fracture criterion in longitudinal section of rolled material, and schematics in longitudinal section of rolled material at feed angles β equal to 6° , 12° , 18° and 24° [25, 26]

1.2.2. 応力不変量に基づく延性破壊条件式に関する研究

素材表面および内部の損傷発生を事前に予測する技術が確立できれば、疵が発生しない工程を低コストで設計可能となる。様々な塑性加工法における延性破壊予測手法が研究されており、本節ではボイド成長型の延性破壊条件式を紹介する。これは、介在物・第二相粒界・結晶粒界などに転位が蓄積し、それらを起点にボイドが生成し、成長および合体を経て、破壊に至るというモデルである。Fig. 1.12にモデルの概略図を示す。黒点が介在物などの初期不整、白い楕円がボイドを表している。(i)塑性ひずみによるボイド生成と(ii)引張応力によるボイド成長に関する研究は、(iii)ボイド合体に比べて数多く報告されており、種々の延性破壊条件式が提唱されている。その多くは積分型の式で構成されており、ダメージ増分値を変形経路に沿って積分し、その値が限界ダメージ値に達した段階で延性破壊が発生すると定義される。以下に代表的な延性破壊条件式を示す。

【1】積分型の延性破壊条件式

Cockcroft & Latham^[28]は、最大主応力 σ_1 がボイドを成長させるという理論に基づき、 σ_1 を相当塑性ひずみ ε_{eq} で積分するモデルを提案し、引張・捻り・押出しといった塑性加工において、その妥当性を確認した。Cockcroft & Lathamの式を式(1.1)に示す。 ε_{eqf} は加工終了時の相当塑性ひずみ、 F はダメージ値を表す。

$$\int_0^{\varepsilon_{eqf}} \sigma_1 d\varepsilon_{eq} = F_{CL} \quad (1.1)$$

Oh^[29]らは、アルミニウム合金の冷間押出しと引抜きにおける割れを調査し、Cockcroft & Lathamの式に含まれる最大主応力 σ_1 を相当応力 σ_{eq} で無次元化する式を提案した。Ohの式を式(1.2)に示す。

$$\int_0^{\varepsilon_{eqf}} \frac{\sigma_1}{\sigma_{eq}} d\varepsilon_{eq} = F_{Oh} \quad (1.2)$$

Brozzo^[30]らは、板材の成形加工限界を予測するため、Cockcroft & Lathamの式を基に、偏差応力(=最大主応力 σ_1 -静水圧 σ_m)から成る式を提案した。Brozzoの式を式(1.3)に示す。

$$\int_0^{\varepsilon_{eqf}} \frac{2\sigma_1}{3(\sigma_1 - \sigma_m)} d\varepsilon_{eq} = F_{Brozzo} \quad (1.3)$$

McClintock^[31]は、円柱状のユニットセル内にボイドが規則的に配列されているモデルを用いて、ボイドの成長と合体挙動を理論解析した。ボイドの直径が、隣接するボイド同士の平均間隔まで成長した際に延性破壊が生じると主張した。

McClintockの式を式(1.4)に示す. n は加工硬化指数を表す.

$$\int_0^{\varepsilon_{eqf}} \left[\frac{\sqrt{3}}{2(1-n)} \sinh \left\{ \frac{\sqrt{3}(1-n)}{2} \cdot \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{\sigma_{eq}} \right\} + \frac{3}{4} \cdot \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\sigma_{eq}} \right] d\varepsilon_{eq} = F_{Mc} \quad (1.4)$$

Rice & Tracy^[32]は, McClintockの円柱状ボイドモデルと異なり, 球状ボイドを仮定し, 応力三軸度 σ_m/σ_{eq} が高い条件下にてボイドの成長をモデル化した. 提案式は, 静水圧 σ_m が大きくなるにつれて急激に破壊が生じることを表現している. Rice & Tracyの式を式(1.5)に示す.

$$\int_0^{\varepsilon_{eqf}} \exp \left(\frac{3}{2} \cdot \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right) d\varepsilon_{eq} = F_{RT} \quad (1.5)$$

Oyane^[33]は, 多孔質材料におけるボイドの成長に着目し, 材料の相対密度が一定値まで低下した際に破壊すると仮定した. Oyaneの式は式(1.6)に示す通り, 応力三軸度 σ_m/σ_{eq} と材料定数 a から構成される.

$$\int_0^{\varepsilon_{eqf}} \left(1 + \frac{1}{a} \cdot \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right) d\varepsilon_{eq} = F_{Oyane} \quad (1.6)$$

Ayada^[34]らは, 鋼の前方押し出し加工における内部割れ (Chevron crack) を実験にて評価し, 応力三軸度 σ_m/σ_{eq} と相当塑性ひずみ ε_{eq} の積分で表現できることを実証した. Ayadaの式を式(1.7)に示す. **Fig. 1.13**に押し出しにおけるメタルフローとChevron crackを示す. 内部割れが生じるたびに長手方向引張応力が開放されるため, 割れは不連続に発生する.

$$\int_0^{\varepsilon_{eqf}} \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} d\varepsilon_{eq} = F_{Ayada} \quad (1.7)$$

【2】連続体損傷力学モデル

上記の延性破壊条件式は, ボイド成長にともなう材料の強度低下や体積変化を考慮していない. 実際は, 損傷を受けた領域と健全な領域の降伏応力は異なるはずであり, 1980年頃に損傷と降伏挙動を連成させた連続体損傷力学モデルが提唱された. ボイドを含む連続体の構成式は, Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) モデルがよく知られている.

Gurson^[35]は, 母材の中に1つの球状もしくは円筒状のボイドが包含されているユニットセルを剛塑性解析し, 式(1.8)に示す降伏関数を提案した. ここで, σ_Y は母材の降伏応力, σ_{ij} はボイドを含んだ連続体に作用するCauchy応力, f はボイド体積分率を表す.

$$\Phi_G = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_Y}\right)^2 + 2f \cdot \cosh\left(\frac{\sigma_{kk}}{2\sigma_Y}\right) - (1 + f^2) \quad (1.8)$$

Tvergaard^[36]は、円筒状のボイドが格子状に配列された多孔質材料の連続体モデルを解析し、実現象に合うようにGursonの降伏関数に係数を導入した。Tvergaardによって修正された降伏関数を式(1.9)に示す。 f^* は有効ボイド体積率であり、詳細は後述する。パラメータ q_1 はボイド体積分率 f の影響、 q_2 は静水圧の影響、 q_3 はボイド合体時の挙動を表現するために導入される。等方性材料において、通常は $q_1 \doteq 1.5$ 、 $q_2 \doteq 1.0$ 、 $q_3 = (q_1)^2$ が用いられる。

$$\Phi_{GTN} = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_Y}\right)^2 + 2q_1 \cdot f^* \cdot \cosh\left(\frac{q_2 \cdot \sigma_{kk}}{2\sigma_Y}\right) - (1 + q_3 \cdot f^{*2}) \quad (1.9)$$

そして、構成式の導出に必要であるボイド体積分率 f の発展式を式(1.10)に示す。 \dot{f} はボイド体積率速度である。

$$f = \int \dot{f} dt \quad (1.10)$$

Chu & Needleman^[37]は、二次ボイド発生を考慮し、ボイド体積率増分 \dot{f} をボイド成長速度項 \dot{f}_{Growth} と二次ボイド生成速度項 $\dot{f}_{Nucleation}$ の和と定義し、式(1.11)、(1.12)、(1.13)のように表現した。ここで、 ε_{kk}^p は連続体に作用する塑性ひずみ速度、 ε_M^p は母材の相当塑性ひずみである。 f_N は材料内に発生したボイド体積、 S_N はボイド発生頻度の標準偏差、 ε_N はボイド生成に必要な塑性ひずみを表し、これらは材料定数である。

$$\frac{df}{dt} = \dot{f} = \dot{f}_{Growth} + \dot{f}_{Nucleation} \quad (1.11)$$

$$\dot{f}_{Growth} = (1 - f)\varepsilon_{kk}^p \quad (1.12)$$

$$\dot{f}_{Nucleation} = \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp\left\{-\frac{1}{2}\left(\frac{\varepsilon_M^p - \varepsilon_N}{S_N}\right)^2\right\} \varepsilon_M^p \quad (1.13)$$

続いて、ボイドの合体までを考慮した有効ボイド体積率 f^* は、式(1.14)のように表される。 f_c はボイドが合体し始める臨界ボイド体積率、 f_F は延性破壊が生じる破壊ボイド体積率である。ボイド体積率 f が f_c を超えた場合、ボイドが合体して材料の強度が急激に低下する現象を表現している。

$$f^* = \begin{cases} f & \text{for } f \leq f_c \\ f_c + \frac{1/q_1 - f_c}{f_F - f_c} (f - f_c) & \text{for } f > f_c \end{cases} \quad (1.14)$$

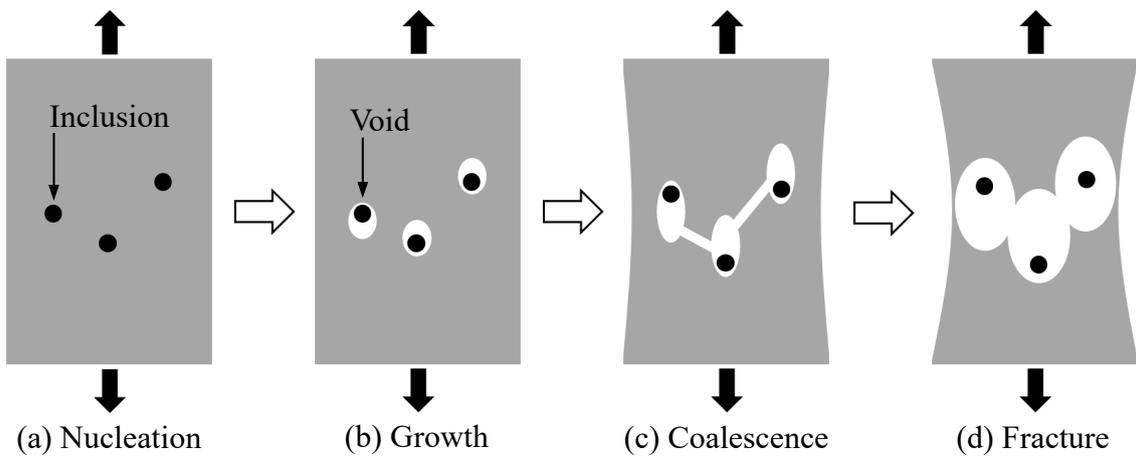


Fig. 1.12 Schematic of ductile fracture due to micro void growth

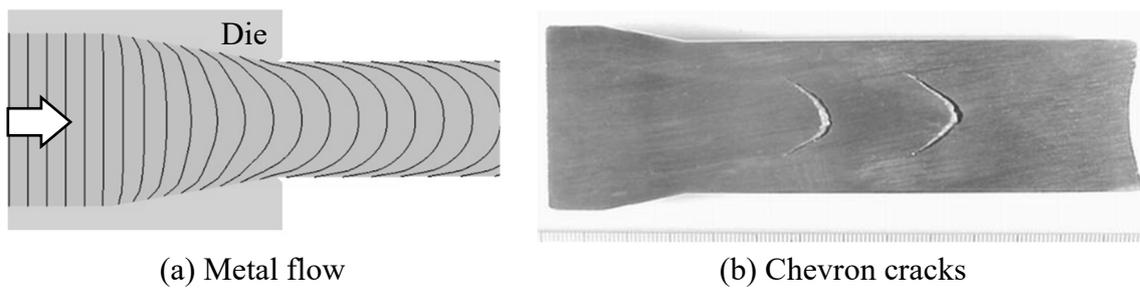


Fig. 1.13 Metal flow and Chevron cracks in extrusion^[34]

【3】 1.2.2 項の小括

本節では、バルク金属における代表的な延性破壊の予測技術を紹介した。積分型の構成式は、非連成モデルのため、応力ならびにひずみの履歴を得ることでポスト処理からも破壊発生を予測可能である。GTNモデルは、ボイドの生成・成長・合体による材料強度低下を表現できる特長を有する。ただし、GTNモデルは材料試験にて複数の材料定数を同定する必要があり、積分型の延性破壊条件式に比べて取り扱いが煩雑である。この他にも、マルチスケール解析による延性破壊予測手法が考案されているが、本論文では紹介を省略する。

紹介したボイド成長型の延性破壊モデルは、ボイドの成長に関してはよく表現できているが、ボイドの合体に関する表現は不十分と考えられる。実際の材料には、介在物や初期不整が含まれており、それらを起点にボイドが生成する。そして、ボイドが成長し終わる前にき裂が進展し、ボイド同士が合体することもあり得る。近年、引張応力だけでなく、せん断応力がボイド合体に及ぼす影響が議論されており、次節ではボイド合体ならびにき裂進展の定式化に関して考察する。

1.2.3. せん断応力が延性破壊に及ぼす影響に関する研究

従来の延性破壊条件式は、引張応力がボイド成長型の延性破壊に支配的であるという理論に基づき、応力不変量から構成される式が提唱されてきた。しかし、引張応力だけでなく、せん断応力に起因する延性破壊も存在し、そのメカニズムが考察されている。2000年以降、せん断応力が延性破壊に寄与することが報告されており、本節ではそうした研究事例を紹介する。

【1】 応力三軸度の影響

Bao^[38-40]らは、アルミニウム合金を用いた種々の実験から、破壊に必要な相当塑性ひずみならびに破壊形態が、応力状態に依存することを示した。Fig. 1.14に応力三軸度が破断ひずみに及ぼす影響を示す。応力三軸度が正の値を取る場合、つまり引張応力状態においては、ボイドが生成ならびに成長し、延性破壊が生じることを観察した。一方、応力三軸度が負の値を取る場合、つまり圧縮応力状態においては、ボイドは成長しにくく、せん断破壊が発生することがある。さらに、応力三軸度が-1/3以下となる場合、破壊は生じないと提案した。そして、応力三軸度が0付近の低い正の値を取る場合、引張応力によるボイド成長と、せん断応力によるボイド合体が混合して破壊に至るが、その挙動は材質によって異なり、不明確であると言及している。Wierzbicki^[41]らは、Lode角パラメータを加え、応力の方向を考慮した破壊局面を考案し、Baoらの理論を発展させた。Fig. 1.15に相当塑性ひずみ ε_{eq} - 応力三軸度 σ_m/σ_{eq} - Lode角パラメータ L から成る破壊曲面を示す。また、Tutyshkin^[42]らは、圧縮試験にて人工的なボイドの成長と合体を観察し、応力三軸度が高い負の値を取ると、ボイドが縮小し、ダメージが減少する理論を提案した。これらの研究は、ボイドが生成ならびに成長して延性破壊に至るには、特定の値以上の引張応力が必要であり、圧縮応力場ではボイドが成長し難いことを示唆している。

【2】 ボイド成長前のき裂進展の影響

Weck^[43]らは、レーザー加工で人工的にボイドを付与したアルミニウム合金の薄板を引張試験し、ボイドの合体メカニズムを明らかにした。Fig. 1.16に引張試験中のボイド合体のメカニズムを示す。人工ボイドが斜めに配列された条件で引っ張る場合、せん断応力により引張方向の45°方向にボイド同士が繋がり、ボイド成長よりもき裂進展が優先される。Buljac^[44]らは、ボイド配列が延性破壊メカニズムに及ぼす影響を考察したところ、き裂が鋳鉄の球状黒鉛間の最短距離ではなく、荷重付与方向に対して45°方向に優先して進展することを確認した。Nisitani^[45]らは、黄銅の引張試験から延性破壊メカニズムを考察し、ボイドと強せん断変形域、即ちすべり帯との相互作用により、き裂が進展し、巨視的な破

壊が生じると結論づけた。Soyarslan^[46]らは、せん断応力の影響を考慮し、応力三軸度で場合分けをする GTN 損傷モデルを提案した。(i)塑性ひずみによるボイドの生成、(ii)静水圧引張によるボイドの成長、(iii)材料の回転にともなうせん断応力によるボイドの振れと合体に基づく理論により、板曲げにおける延性破壊を高精度に予測可能であると述べている。破面観察結果が提案した理論の正しさを証明しており、その概念図を Fig. 1.17 に示す。McClintock^[47]らは、引張応力下でせん断応力が作用することにより、真円形状のボイドが楕円形に成長することを理論解析している。ボイドのアスペクト比が変わることで、ボイド間にき裂が進展し易くなる可能性があり、Soyarslan の説を支持するものである。Kristoffersen^[48]らは、応力状態が圧縮と引張の間で変動する条件下でのボイド発展を研究した。圧縮－引張試験にて、応力履歴が引張試験時の破断ひずみに及ぼす影響を調査したところ、荷重反転後に破断に至る引張ひずみが減少する、即ち延性が低下することを実証した。Fig. 1.18 に応力履歴と試験後の破面のミクロ組織を示す。破面観察の結果、(a)圧縮ひずみを付与しない条件では深い孔が確認されたが、(b)圧縮ひずみを 0.40 付与した条件では孔が浅くなり、(c)圧縮ひずみを 0.80 付与した条件では孔とは異なる、流れるような破面が確認された。そして、(b)で観察された多数の浅い孔は、直径 1-2 μm の CaO や Al_2O_3 といった介在物粒子が砕けた跡であることを確認している。圧縮ひずみを付与することで、介在物が砕け、そこにボイドが発生したため、材料の割れ感受性ならびに破壊形態が変化したと考えられる。これらの研究は、ボイドが引張応力により十分に成長しなくとも、き裂が進展し、延性破壊に至ることを示唆している。

【3】せん断応力がき裂進展に及ぼす影響の定式化

Li^[49]らは、実験にて応力三軸度が破壊形態に及ぼす影響を調査した。塑性ひずみが付与されることで、介在物や初期不整が起点となって微小なボイドが生成し、引張応力によりボイドが成長し、せん断応力によりボイド同士が合体するという延性破壊メカニズムを説いている。Lou^[50]らは、種々の試験における破面を解析し、(i)ボイドの生成、(ii)ボイドの成長、(iii)ボイドの合体というプロセスを経て、延性破壊が進展すると述べている。そして、それぞれの現象を定式化する場合、(i)相当塑性ひずみ ε_{eq} 、(ii)応力三軸度 σ_m/σ_{eq} 、(iii)最大せん断応力 τ_{max} の関数が適当であると提案した。Lou らの式を式(1.15)に示す。 C_1 と C_2 は定数であり、Bao の説に則り応力三軸度が -0.333 以下となる圧縮応力場では、ダメージの増分値は 0 になると定義している。

$$\int_0^{\varepsilon_{eqf}} \left(\frac{2\tau_{max}}{\sigma_{eq}} \right)^{C_1} \left\{ \frac{1 + 3(\sigma_m/\sigma_{eq})}{2} \right\}^{C_2} d\varepsilon_{eq} = F_{Lou} \quad (0 \text{ for } \sigma_m/\sigma_{eq} \leq -0.333) \quad (1.15)$$

上述の通り，ボイドの発展を厳密に表現するほど，延性破壊条件式は複雑になる．そこで，Yoshimura^[51]らは，塑性変形はせん断応力による原子の滑り現象によって生じることに着目し，主せん断ひずみエネルギー値を用いた破壊条件式を提案し，板成形における割れ評価を試みた．Yoshimura らの式を式(1.16)に示す． C_1 ， C_2 ， C_3 は定数である．

$$C_1 \int_0^{\varepsilon_{eqf}} 3\tau_{12}^2 \frac{d\varepsilon_{eq}}{\sigma_{eq}} + C_2 \int_0^{\varepsilon_{eqf}} 3\tau_{23}^2 \frac{d\varepsilon_{eq}}{\sigma_{eq}} + C_3 \int_0^{\varepsilon_{eqf}} 3\tau_{31}^2 \frac{d\varepsilon_{eq}}{\sigma_{eq}} = 1 \quad (1.16)$$

Komischke^[52]らは，2ロール式の転造における内部割れの実態を調査し，応力三軸度が0から0.1といった低い正の値を取る場合，内部割れに必要な相当塑性ひずみは大幅に増加するという新しい知見を示した．この現象は，応力三軸度の関数から成る Johnson-Cook モデルでは表現できないため，Johnson-Cook モデルに Lode 角パラメータの関数 θ を加え，かつ土やコンクリートのせん断破壊の条件式として活用されている Mohr-Coulomb の式を破壊曲面に組み込むことにより，内部割れを高精度に予測できると述べている．Mohr-Coulomb の式は，任意の切断面における垂直応力とせん断応力が，限界値に達すると破壊が生じるという理論に基づいており，延性破壊曲面との組み合わせは Bai^[53]らが提案した．Fig. 1.19 に提案式による予測結果を示す．式(1.17)にひずみ速度と温度依存性を省略した Johnson-Cook モデルを，式(1.18)に Lode 角パラメータの関数 θ を加えたモデルを示す． C_1 ， C_2 ， C_3 ， C_4 は定数， n は加工硬化指数である．

$$\varepsilon_f = C_1 + C_2 \exp\left(-C_3 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right) \quad (1.17)$$

$$\varepsilon_f = C_1 \exp\left(-C_2 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right) - \left(C_1 \exp\left(-C_2 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right) - C_3 \exp\left(-C_4 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right)\right) \left(1 - \theta^{\frac{1}{n}}\right)^n \quad (1.18)$$

Zhou^[54]らは，転造における内部割れを予測するために，最大せん断応力 τ_{max} と最大主応力 σ_1 から成る Mohr-Coulomb の式を提案した．Zhou らの式を式(1.19)に示す． C は0から1.0の値を取る定数であり，材質ごとの任意の応力 $\sigma_{critical}$ を超えた際に内部割れが発生することを表している．本式は，引張応力と最大せん断応力の混合によりボイドが生成し，方向を変えながら繰り返し作用する応力によってき裂進展が助長される仮説に基づいている．しかし，本式はひずみで積分しないため，応力履歴を評価できず，予測精度には疑問が残る．

$$C \cdot \tau_{max} + (1 - C) \cdot \sigma_1 = \sigma_{zhou} \quad (C = 0.94 \text{ [54]})$$

$$\begin{cases} \sigma_{zhou} \geq \sigma_{critical} & \text{Central crack} \\ \sigma_{zhou} < \sigma_{critical} & \text{No crack} \end{cases} \quad (1.19)$$

Pater^[55,56]らも、最大せん断応力 τ_{max} ($=\sigma_1-\sigma_3$) と最大主応力 σ_1 を組み合わせた延性破壊条件式を提案し、転造ならびに傾斜圧延における内部割れを予測した。 φ により場合分けする提案式を式(1.20)に示す。応力三軸度の多寡により、せん断応力と引張応力が延性破壊に及ぼす寄与度が変化するという仮定に基づき、応力三軸度が負の値を取るときは最大せん断応力 τ_{max} のみが、応力三軸度が 0 から 0.333 以下のときは最大せん断応力 τ_{max} と最大主応力 σ_1 の両方が、応力三軸度が 0.333 超のときは最大主応力 σ_1 のみが延性破壊に寄与することを表現している。

$$\int_0^{\varepsilon_{eqf}} \left\{ (1-\varphi) \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_{eq}} + \varphi \frac{\sigma_1}{\sigma_{eq}} \right\} d\varepsilon_{eq} = F_{Pater} \quad (1.20)$$

$$\begin{cases} \varphi = 0 & \text{for } \sigma_m/\sigma_{eq} \leq 0 \\ \varphi = 3\sigma_m/\sigma_{eq} & \text{for } 0 < \sigma_m/\sigma_{eq} \leq 0.333 \\ \varphi = 1 & \text{for } \sigma_m/\sigma_{eq} > 0.333 \end{cases}$$

Müller^[57]らは、歯車の破壊メカニズムを研究し、せん断応力・曲げ応力・繰返し接触回数の積分値に基づく独自の式を考案し、疲労破壊を表現した。Fig. 1.20 に示すように、せん断応力 τ_{shear} と曲げ応力 $\sigma_{bending}$ が常に一定方向に作用することにより、表面下からき裂が進展することを主張している。

【4】材質の影響

材質が延性破壊に及ぼす影響に関する研究もなされている。Zhou^[58]らは、転造後の材料を観察し、介在物の周囲から微小ボイドとき裂が発生し始めると述べている。塑性変形下では、介在物はき裂の進展を助長させ、材料に異方性をもたらすと考えられる。加えて、介在物の数－変形能－内部割れ発生率の関係を考察し、介在物が多い材質ほど、変形能が低下し、内部割れが発生し易いことを示した。Cox^[59]らも、変形能は材料に含まれる介在物の大きさと数に依存することを提唱している。Nemcko^[60]らは、X線トモグラフィ（断層撮影法）を用いて、マグネシウム合金のき裂進展を観察し、結晶粒内ではなく、結晶粒界や双晶といった不連続な箇所からき裂が進展することを実証した。

【5】脆性破壊の定式化

脆性破壊の定式化に関する研究事例も示す。Reese^[61-64]らは、各応力成分の代わりに表面力 Traction を用いたエネルギーの式で破壊を表現するという新しい考え方を提唱している。Traction で定式化すれば、座標系や応力成分を考慮する

必要がないため、例えば圧延中の皮膜にき裂がランダムに進展する現象のモデル化が容易となる。Fig. 1.21 に示すように、異なる物体の(i)非接触, (ii)接触, (iii)分離 を表現し易いため、塑性加工中の酸化スケール皮膜の剥離挙動も計算可能となる。提案されているモデルは、酸化スケール皮膜やコーティング層の割れ・剥離、結晶粒界のき裂進展挙動、木材の裂けといった脆性的な破壊の定式化にも有効と考えられる。

【6】 1.2.3 項の小括

Table 1.1 は、ボイド発展とき裂進展に及ぼす影響因子に関して、前述の研究を要約したものである。延性破壊の主な原因は、介在物、ひずみ、応力状態に依存すると考察されている。(i)ボイドの生成には介在物とひずみ、(ii)ボイドの成長には引張応力、(iii)ボイドの合体ならびにき裂進展にはせん断応力がそれぞれ影響し、引張応力場で作用するせん断応力は、ボイド発展を一層助長させる。延性破壊に対する各影響因子の寄与度は定性的に整理されつつあるが、微小ボイドの発生とき裂進展の閾値ならびに定式化については、完全には解明されておらず、諸説ある。回転塑性加工における応力履歴には、引張・圧縮・せん断の3種全てが含まれており、複雑な応力履歴が延性破壊に及ぼす影響を明らかにすることが望まれる。

Table 1.1 Effect of parameters on void evolution and crack propagation

Parameter	Void nucleation	Void growth	Void coalescence	Crack propagation
Inclusion (size, number, arrangement)	✓	-	-	-
Strain	✓	-	-	-
Tensile stress	-	✓	-	-
Hydrostatic stress	-	✓	-	-
Shear stress	-	-	✓	✓
Shear stress assisted with tensile stress	✓	-	✓	✓
Cyclic stress with material rotation	-	-	-	✓
Grain boundary	✓	-	-	✓
Twin	✓	-	-	✓

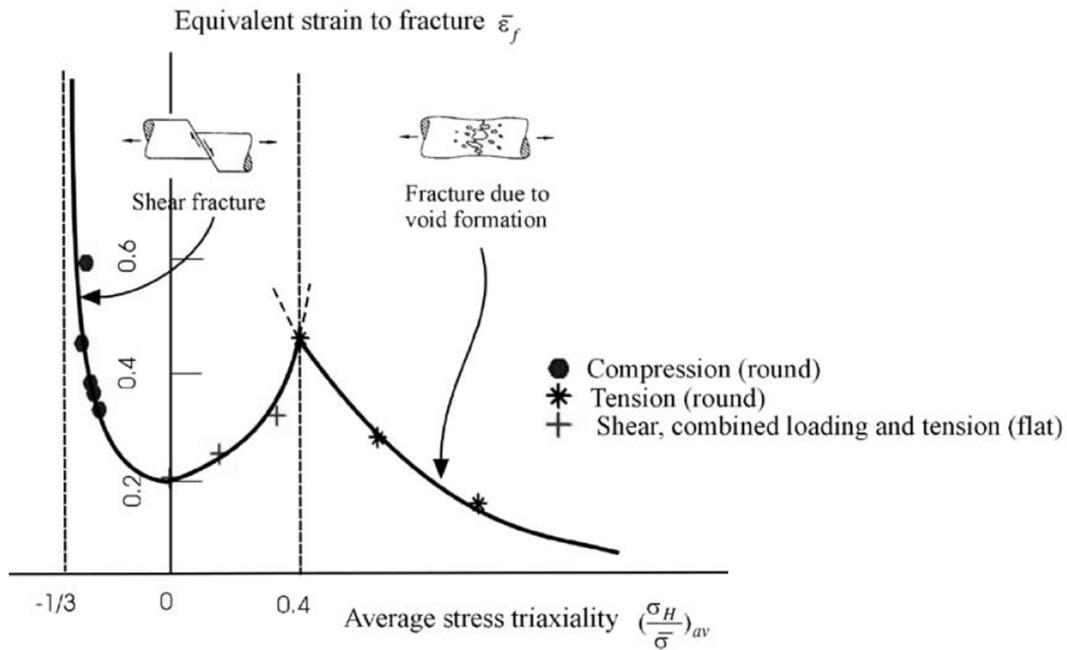


Fig. 1.14 Dependence of equivalent strain to fracture on stress triaxiality^[38-40]

$$L = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} = \frac{27}{2} \frac{J_3}{\sigma_{eq}^3} = \cos 3\theta$$

$L(\theta=0^\circ) = +1.0$: Uniaxial tension
 $L(\theta=30^\circ) = 0.0$: Plane strain
 $L(\theta=60^\circ) = -1.0$: Uniaxial compression

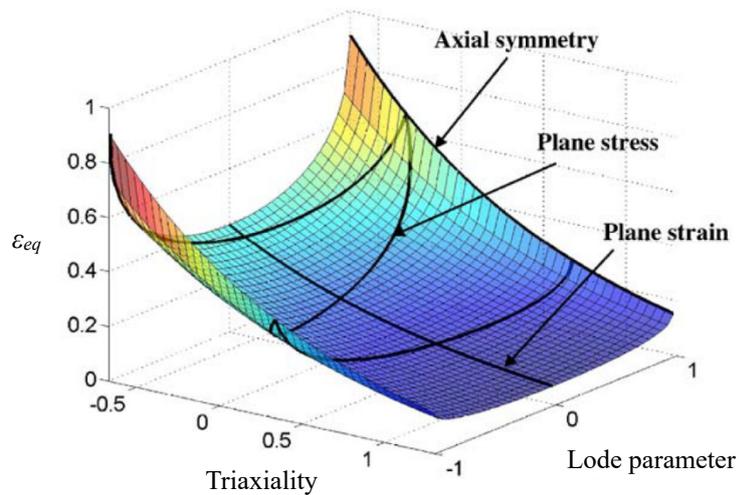


Fig. 1.15 Representation of fracture locus in space of stress triaxiality and deviatoric state variable^[41]

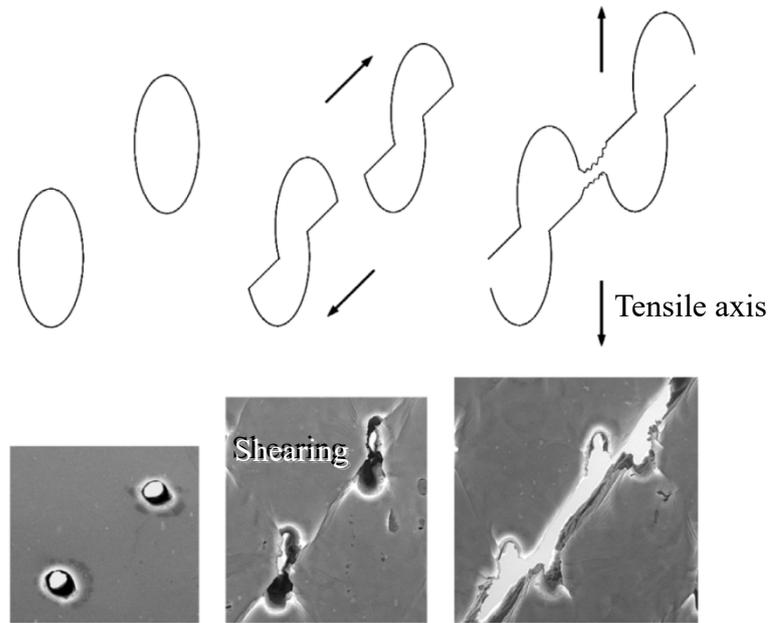


Fig. 1.16 Coalescence process of holes oriented at 45° with respect to tensile axis ^[43]

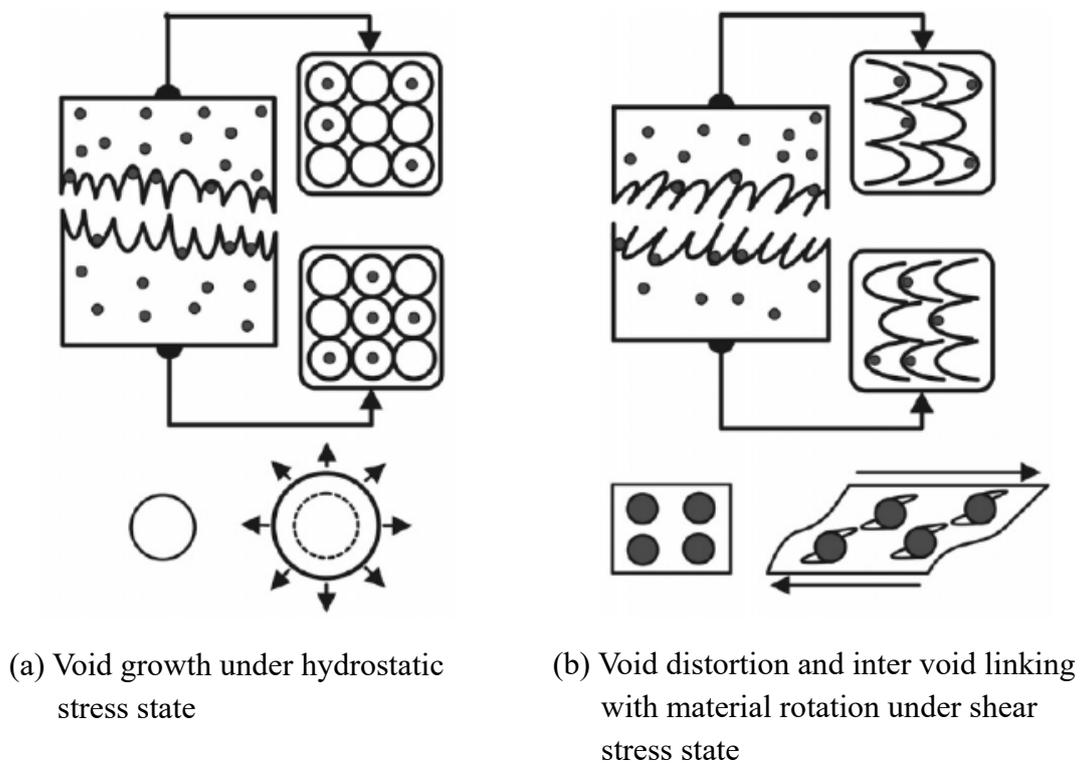
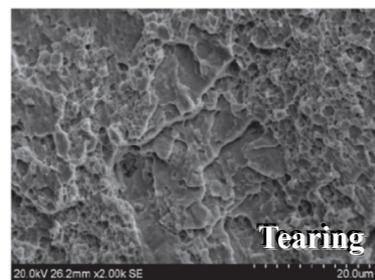
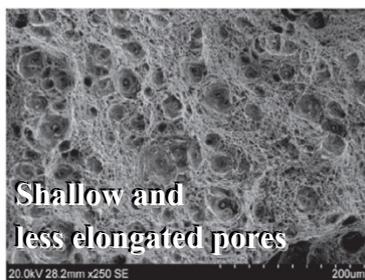
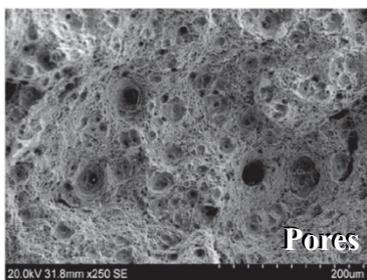
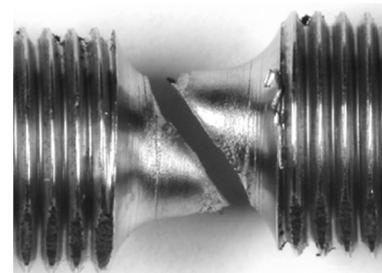
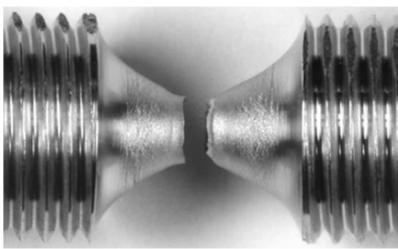
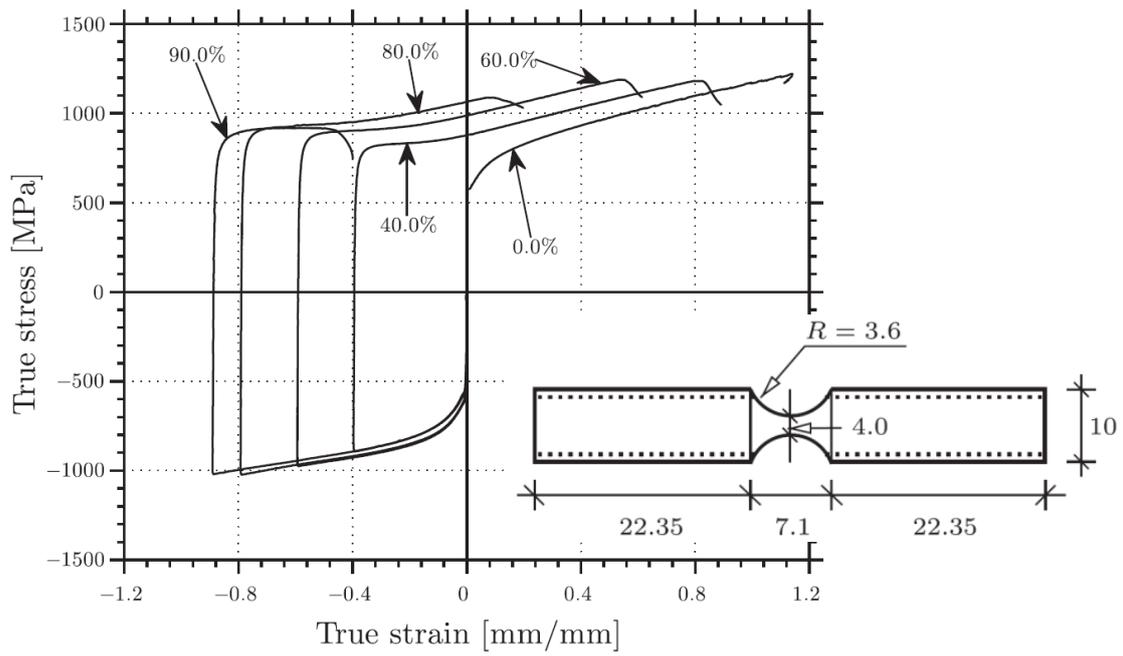


Fig. 1.17 Damage development under different stress states and characteristic fracture surface evidences ^[46]

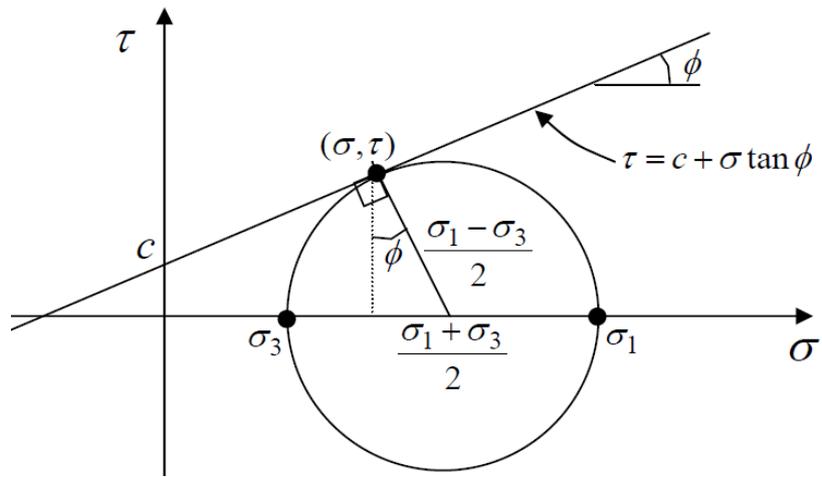


(a) D1, 0.0 ($\times 250$)

(b) D1, 0.40 ($\times 250$)

(c) D2, 0.80 ($\times 2000$)

Fig. 1.18 (1)Stress history, (2)specimen size, (3)photographs of specimens after testing and (4)fracture surfaces at compression strain equal to (a)0.0, (b)0.40 and (c)0.80^[48]



Mohr-Coulomb model

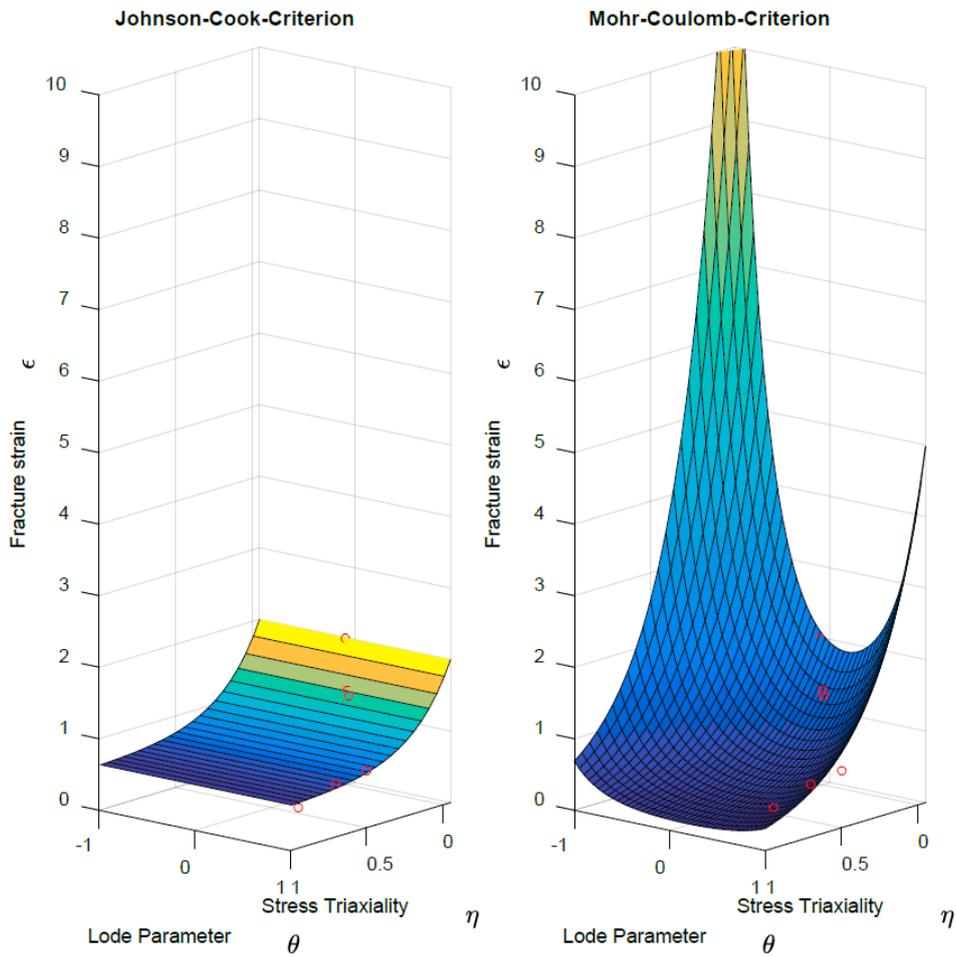


Fig. 1.19 Fracture strain according to each ductile fracture criterion: Johnson-Cook and Mohr-Coulomb [52]

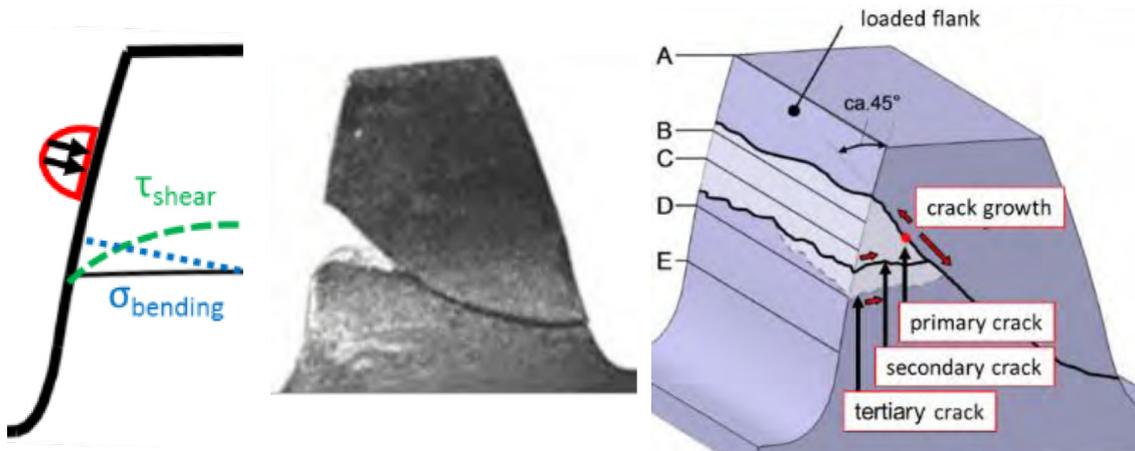
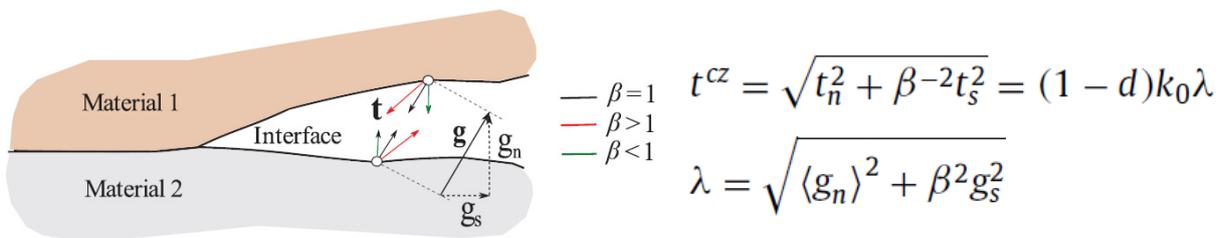


Fig. 1.20 Sub-surface-initiated fatigue fractures in gears^[57]



Interface between two materials with a gap vector \mathbf{g} and traction vector \mathbf{t} between two points

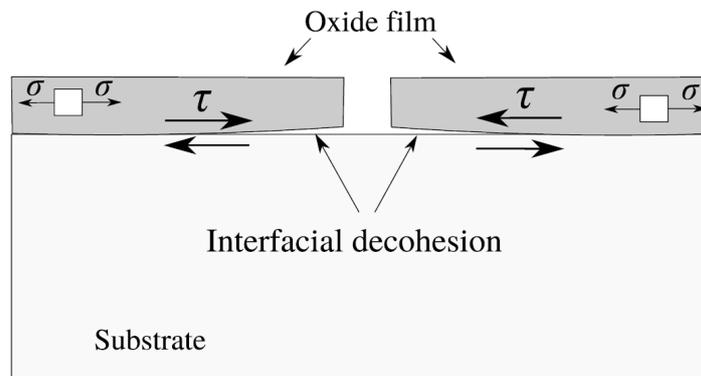


Fig. 1.21 Decohesion process taking place along oxide-substrate interface^[61-64]

1.3. 研究目的

回転塑性加工における内部割れに関する研究は、20世紀から実施されているものの、従来の研究ではき裂進展後の巨視的な内部割れを観察しており、内部割れの起点と成長のメカニズムに関する考察が不十分である。そして、内部割れの予測技術に関しては、従来の延性破壊条件式に基づくダメージ値を定性的に評価することにとどまっている。ひずみ限界説 (Strain limit models : ε_{eq} , Forming Limit Diagram), 応力限界説 (Stress limit models : Triaxiality, Mohr-Coulomb), ひずみと応力の積であるエネルギー説 (Combined strain-stress models : Cockcroft & Latham, Oyane) 等に基づく様々な構成式が提案されているものの、内部割れ現象を正確に説明できる理論は構築されていない。加えて、ロール数が内部割れの位置や形態に及ぼす影響に関しても、明らかになっていない。そもそも、ひずみ・応力・繰り返し加工回数・介在物といった種々の因子が延性破壊に及ぼす影響は、完全には解明されておらず、現在も研究が進められている。回転塑性加工における応力履歴は複雑であり、材料の回転にともない、応力状態が引張・圧縮・せん断と変化するため、従来の割れ予測技術がそのまま適用可能であるかは議論の余地が大いにある。近年では、Fig. 1.19に示した破壊曲面による割れ予測も提唱されているが、本手法では応力履歴の変動を正確に考慮できないため、内部割れ発生の予測精度は不十分と思われる。そこで、本研究では、回転塑性加工における応力履歴の変動が内部割れに及ぼすメカニズムを解明し、割れの予測技術を確立することを目的とする。

はじめに、回転塑性加工の1つである傾斜圧延において、熱間圧延実験にて内部割れの起点からき裂進展に至るまでを観察し、割れ発生位置・形態・起点となり得る介在物を明らかにする。3ロール式と2ロール式の傾斜圧延実験から、ロール数が割れ形態に及ぼす影響を考察する。

次に、傾斜圧延の数値解析モデルを構築し、圧延材の変形挙動を調査する。数値解析から材料内部の応力とひずみを定量的に評価し、実際の内部割れ調査結果と比較し、割れメカニズムを考察する。加えて、圧延材の変形能と内部割れの発生条件に関しても調査する。実験・数値解析・介在物分析といった種々の手法を組み合わせることにより、従来研究に無い回転塑性加工に関して、割れの発生過程を明らかにする。

続いて、圧延条件・ロール配置数・材質に関係なく、傾斜圧延特有の内部割れの初期発生を一義的に予測するべく、仮説に基づいた新しい延性破壊条件式を提案する。数値解析結果と実験結果を比較し、提案式の妥当性を評価する。

最後に、回転塑性加工における内部割れ発生メカニズムを総括し、内部割れの抑制と圧延条件の最適化に資する適正な予測技術を示す。

1.4. 本論文の構成

第1章「緒言」では、本研究の背景と研究目的、ならびに従来研究について述べ、本研究の意義を明らかにする。

第2章「熱間圧延実験による内部割れ発生挙動調査」では、3ロール式の傾斜圧延における内部割れの発生挙動を議論する。3ロール式の傾斜圧延では、2ロール式と比べて内部割れが起り難い、材料軸心部の周辺でリング状に内部割れが発生する等の諸説があり、その実態を明らかにする。

第3章「数値解析による内部割れ発生メカニズムの考察」では、3ロール式の傾斜圧延の数値解析モデルを構築し、圧延材の変形挙動を考察する。従来の延性破壊条件式を用いて、内部割れ発生予測の可否を評価する。

第4章「傾斜圧延における内部割れ発生予測モデルの提案」では、傾斜圧延に代表される回転塑性加工における内部割れの発生を予測するべく、割れの進展方向に作用する応力成分で表現する新しい延性破壊条件式を提案し、その予測精度を評価する。

第5章「ロール数が内部割れに及ぼす影響」では、2ロール式の傾斜圧延における内部割れの発生挙動を調査し、割れ発生メカニズムを解明する。2ロール式においても、提案式による内部割れ初期発生の一義的な予測可否を検証する。

第6章「介在物が内部割れに及ぼす影響」では、圧延材の変形能と内部割れの発生条件に関して議論する。材質ごとの内部割れ発生条件と、引張試験にて評価した熱間加工性に相関が見られたことから、鋼中の介在物に注目し、介在物が内部割れに及ぼす影響を考察する。

第7章「冷間加工における内部割れ」では、冷間加工における内部割れ予測への提案式の適用可否を議論する。丸棒の冷間引張試験における対数絞りは低位であり、変形能が低い条件における内部割れの発生挙動を考察する。

第8章「結言」では、回転塑性加工における内部割れ発生挙動、ならびにその予測技術に関して総括し、本研究で得られた知見と今後の課題を示す。

なお、本章の引用図は Elsevier, Springer, ASME, (社)日本塑性加工学会および(社)日本鉄鋼協会の許諾を得て転載している。

The citation figures in this chapter were reprinted with the permission from Elsevier, Springer, ASME, JSTP and ISIJ.

第2章 熱間圧延実験による内部割れ発生挙動調査

3ロール式の傾斜圧延では、2ロール式と比べて内部割れが起こりにくく、外径絞り量を大きくできる、材料軸心部の周辺でリング状に内部割れが発生するといった諸説がある。そこで、本章では3ロール式の傾斜圧延における内部割れの実態を明らかにする。

2.1. 3ロール式の傾斜圧延における丸鋼片の絞り加工

Fig. 2.1に3ロール式の傾斜圧延機の概略図を示す。本圧延機は、ロールがパスラインを中心に120°間隔で配置されており、かつロール軸がパスラインに対して傾いている。この角度を傾斜角 β と呼ぶ。また、材料の外径絞り量は、ロール軸の角度は変えずにロール間隔を変えることにより調整し、圧延径はロール間の内接円の直径に等しくなる。ロール傾斜角 β によって、圧延材には回転と前進の2つの運動が加わるため、圧延材は螺旋回転しながら、外径が減じられる。ロール圧下後の圧延材の前進速度 V_z は $\sin \beta$ に応じて変化し、傾斜角 β が大きいほど前進速度 V_z は増加する。外径絞り量はロールテーパ部における材料接触長 l に相関があり、外径絞り量が大きいほど l は長くなる。傾斜角 β が大きく、外径絞り率が小さくなるほど、圧延材がロールと繰り返し接触する回数 C は抑制される。繰り返し圧下回数 C は内部割れ発生の指標であり、 C が大きいほど内部割れが発生し易い^[1]。

圧延入側における繰り返し圧下回数 C は、ロール数 X 、ロール径 D 、ロール面角 α 、ロール回転数 N 、ロール円周方向速度 V_θ 、ロール前進方向速度 V_z 、ロールテーパ部における材料接触長 l 、圧延前材料径 d_0 、圧延後材料径 d_1 、延伸比 e （＝圧延後長さ／圧延前長さ）を用いて、式(2.1)のように算出可能である。式(2.1)は、 $\tan \beta$ に反比例し、延伸比 e と外径絞り率に比例することを表しており、傾斜角 β が小さく、外径絞り率が大きくなるほど、 C は増加する。

$$\begin{aligned} C &\approx X \cdot \frac{V_\theta}{\pi d_0} \cdot \frac{l}{V_z/e} = X \cdot \frac{\pi D N \cos \beta}{\pi d_0} \cdot \frac{(d_0 - d_1)/2 \tan \alpha}{\pi D N \sin \beta / e} \\ &= X \cdot \frac{e}{\pi d_0} \cdot \frac{(d_0 - d_1)/2 \tan \alpha}{\tan \beta} \end{aligned} \quad (2.1)$$

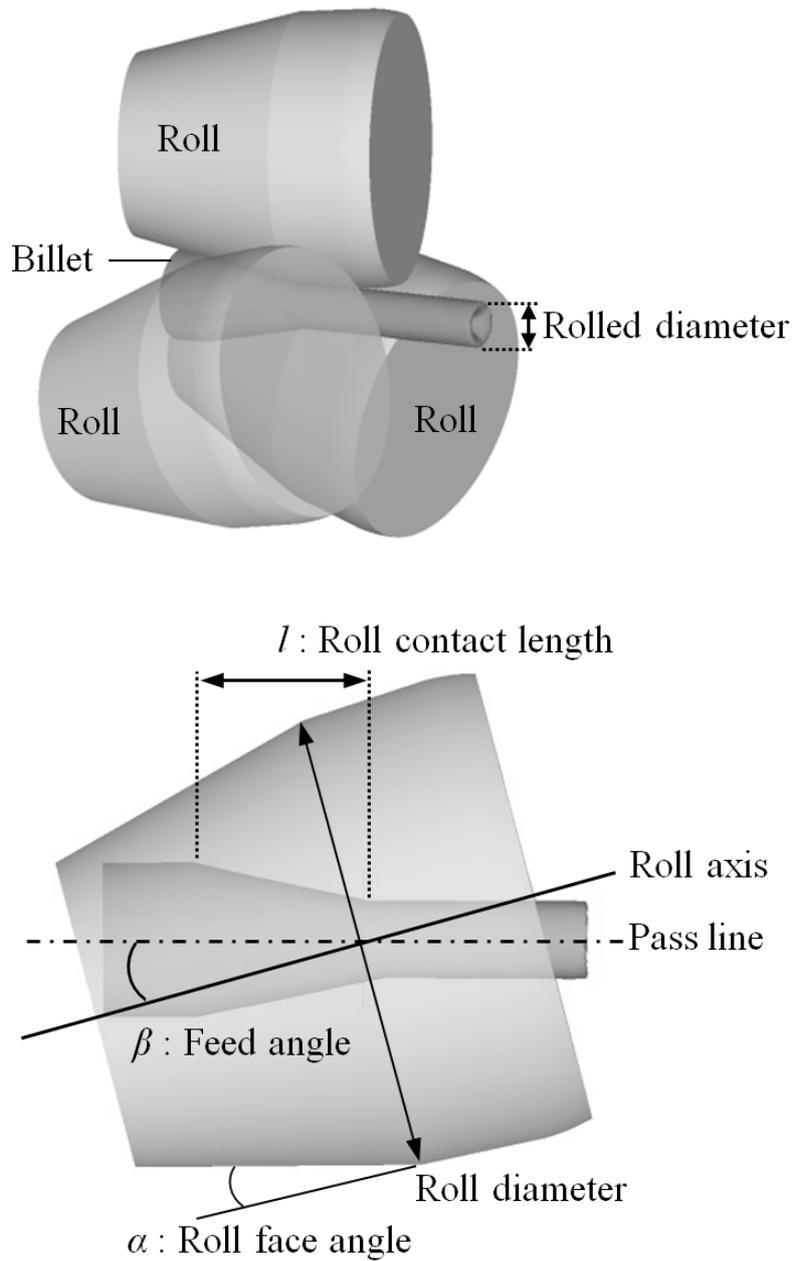


Fig. 2.1 Schematic of skew rolling mill with three rolls

本論文における記号ならびに用語を**Table 2.1**に示す. 圧延パラメータ, 応力, ひずみ, ダメージ値の順に記載する.

Table 2.1 Nomenclature

Symbol	Description	Unit
X	number of rolls	-
D	roll diameter	mm
α	roll face angle	degree
N	roll rotation number	rpm
V_{θ}	circumferential velocity of roll	mm/s
V_z	advance velocity of roll	mm/s
l	contact length of material on tapered roll faces	mm
d_0	billet diameter	mm
d_l	rolled diameter	mm
e	elongation ratio (= rolled length / billet length)	-
β	feed angle	degree
C	number of cyclic rolling times	-
μ	friction coefficient	-
h	heat transfer coefficient	$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
t	rolling time	s
σ_{ii}	normal stress	MPa
σ_{ij}	shear stress	MPa
σ_m	hydrostatic stress	MPa
σ_{eq}	equivalent stress	MPa
σ_m/σ_{eq}	stress triaxiality	-
$\dot{\epsilon}_{eq}$	equivalent plastic strain rate	/s
ϵ_{eq}	equivalent plastic strain	-
f	increment in damage value	/s
F	damage value	-
F_{max}	maximum damage value	-
F_c	critical damage value	-

2.2. 実験条件

熱間圧延実験にて、3ロール式の傾斜圧延の圧延途中止め材を採取した。圧延途中止め材の各圧延横断面を観察することにより、単一の試料から内部割れの発生挙動を調査できる。Table 2.2に圧延条件を示す。圧延前材料径は70 mm，圧延径は42 mm，外径絞り率（=減径量／圧延前材料径 d_0 ）は40%で固定し，傾斜角 β を4, 6, 8°の3条件に変化させることにより，繰り返し圧下回数 C の多寡が内部割れ発生挙動に及ぼす影響を調査した。なお，材料加熱温度は1100 °Cとした。本圧延条件下では，材料がロールに噛み込んでからロール間が最小となる位置までに，圧延材は5-12回転する。

Table 2.3に供試材の化学成分を示す。供試材には，MnSやPbといった介在物を含み，割れ感受性が高い快削鋼SUM24Lを用いた。Fig. 2.2に傾斜角 $\beta=4^\circ$ における傾斜圧延材の走査型電子顕微鏡（Scanning Electron Microscope）画像を示す。MnSを起点にポイドが生成し易く，内部割れの観察に適している。MnSのような介在物の含有量に比例して，割れ感受性は高くなると考えられる。介在物が内部割れに及ぼす影響に関しては第6章にて考察する。

Table 2.2 Rolling conditions for three-roll skew rolling

Roll diameter D [mm]	180
Roll face angle α [°]	11
Roll rotation number N [rpm]	100
Billet diameter d_0 [mm]	70
Rolled diameter d_l [mm]	42
Reduction in diameter [%] $(d_0 - d_l) / d_0 \times 100\%$	40
Elongation ratio e [-]	2.78
Feed angle β [°]	4, 6, 8
Number of cyclic rolling times C [-]	36, 22, 16
Billet heating temperature [°C]	1100

Table 2.3 Chemical composition of SUM24L [wt.%]

C	Si	Mn	P	S	Pb	Fe
0.07	-	1.04	0.07	0.33	0.17	Bal.

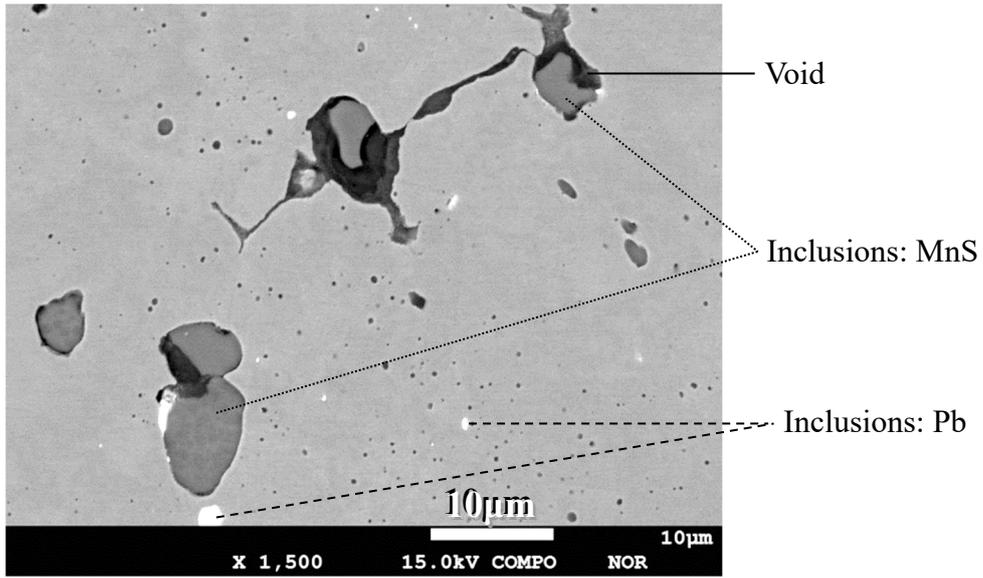


Fig. 2.2 SEM image of void nucleation in skew-rolled material at feed angle $\beta = 4^\circ$

2.3. 内部割れの観察方法

圧延途中止め材は、空冷後にワイヤーソーにて長手方向に複数の断面に切断後、各圧延横断面を鏡面研磨し、デジタルマイクロスコープにてボイドを観察した。本観察には、KEYENCE 製デジタルマイクロスコープ VHX-6000 を用いた。観察手順は以下の通りである。

- (1)鏡面研磨した圧延横断面の各位置を 50 倍で撮影後、撮影した複数の画像を合成して 1 枚の画像に合成し、高解像度の圧延横断面の全体画像を作成する。
- (2)合成した画像に二値化処理を施し、 $200 \mu\text{m}^2$ (平均直径 $16 \mu\text{m}$) 以上の黒点をボイド 1 つとカウントする。なお、1Pixel の一辺の長さは $4.15 \mu\text{m}$ であり、 $200 \mu\text{m}^2$ のボイドは 12Pixel となる。延性破壊時に発生する直径 $30 \mu\text{m}$ 超の巨視的なボイドを検知するための分解能は十分である。
- (3)圧延材の軸心から半径 1mm ごとにおけるボイドをカウントし、**Fig. 2.3**に示すリング状の面積で除算して単位面積当りのボイド個数、すなわち、ボイド個数密度を算出する。ボイドが境界線上にある場合は、ボイドの面積がより多く含まれるエリアにカウントする。

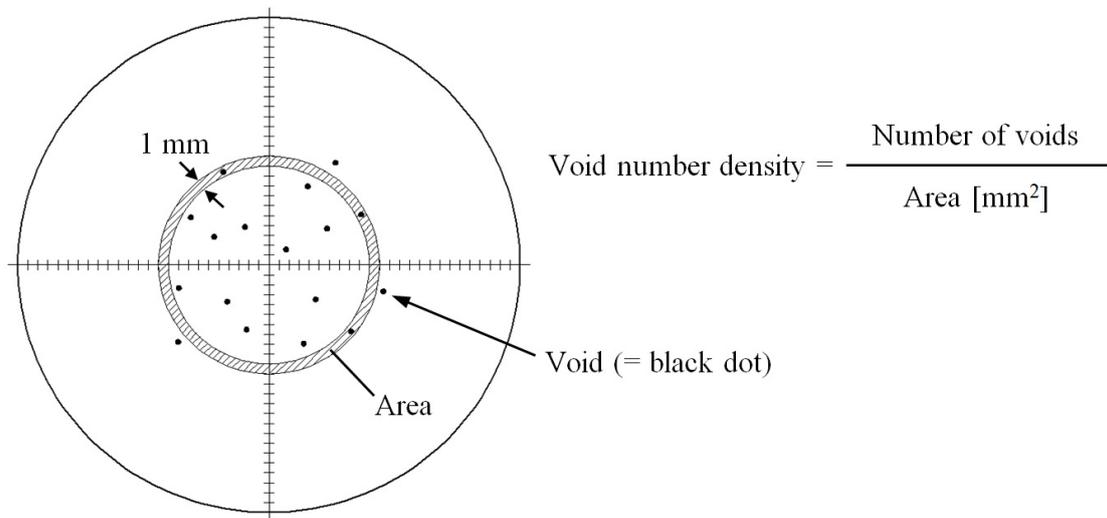


Fig. 2.3 Measurement of void number density in rolling cross section

2.4. 実験結果

内部割れは、繰り返し圧下回数 C が多い傾斜角 $\beta=4^\circ$ の条件のみで確認できた。 C が少ない傾斜角 $\beta=6, 8^\circ$ の条件では内部割れを確認できなかった。 **Fig. 2.4** に圧延途中止め材の観察位置を示す。 ロール間の距離が最小となる位置を O とし、その前後 10 mm の圧延横断面を詳細に観察した。 **Fig. 2.5** に傾斜角 $\beta=4^\circ$ における圧延横断面のマクロ写真を示す。 **Fig. 2.5** 内の目盛は 1 mm を表す。 圧延横断面 A, O, B の観察結果から、圧延材の軸心部から数 mm 離れた位置にボイドが生成し、圧延が進むにつれてボイドが成長し、ボイド同士が円周方向に繋がることにより内部割れに至ることを確認した。 内部割れが発生し難いと言われる 3ロール式でも、繰り返し圧下回数 C が多い圧延条件（傾斜角が低く、外径絞り率が高い）を設定し、快削鋼 SUM24L のような割れ感受性が高い材料を圧延すると、内部割れが発生した。

Fig. 2.6 に、巨視的なき裂が進展する前の圧延横断面 A ならびに O における圧延横断面内のボイド個数密度（サンプル数 $n=3$ の中央値）を示す。 割れ初期におけるボイドのほとんどが直径 $30\text{ }\mu\text{m}$ 以下であった。 圧延横断面 A において、圧延材の軸心部のボイド個数密度は $0/\text{mm}^2$ であり、軸心部から半径 6 mm 付近で最大となる。 圧延横断面 O におけるボイド個数密度の分布も、圧延横断面 A と同等であり、軸心部よりも半径 $5\text{--}7\text{ mm}$ 位置で高位となった。 従来の知見の通り、3ロール式の傾斜圧延における割れの発生位置は、材料軸心部ではなく、その周辺であった。

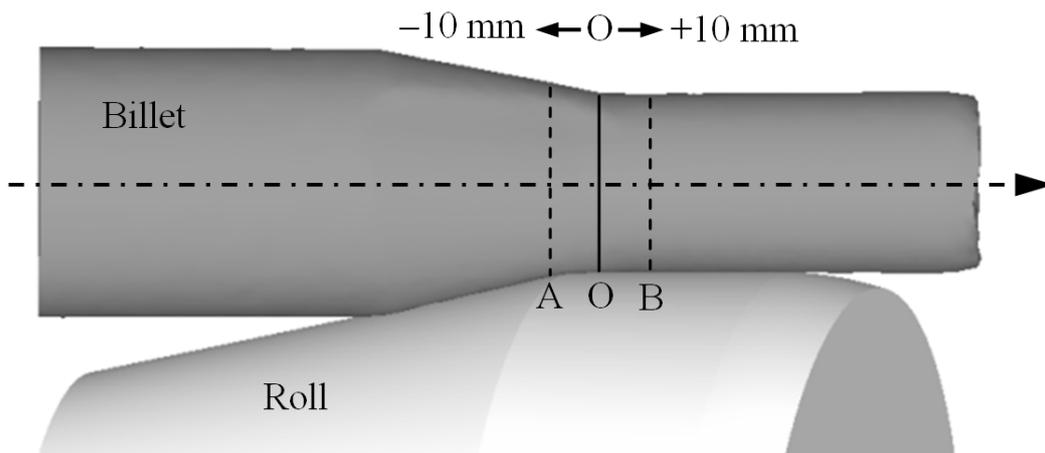


Fig. 2.4 Measurement position of semi-finished product in three-roll skew rolling

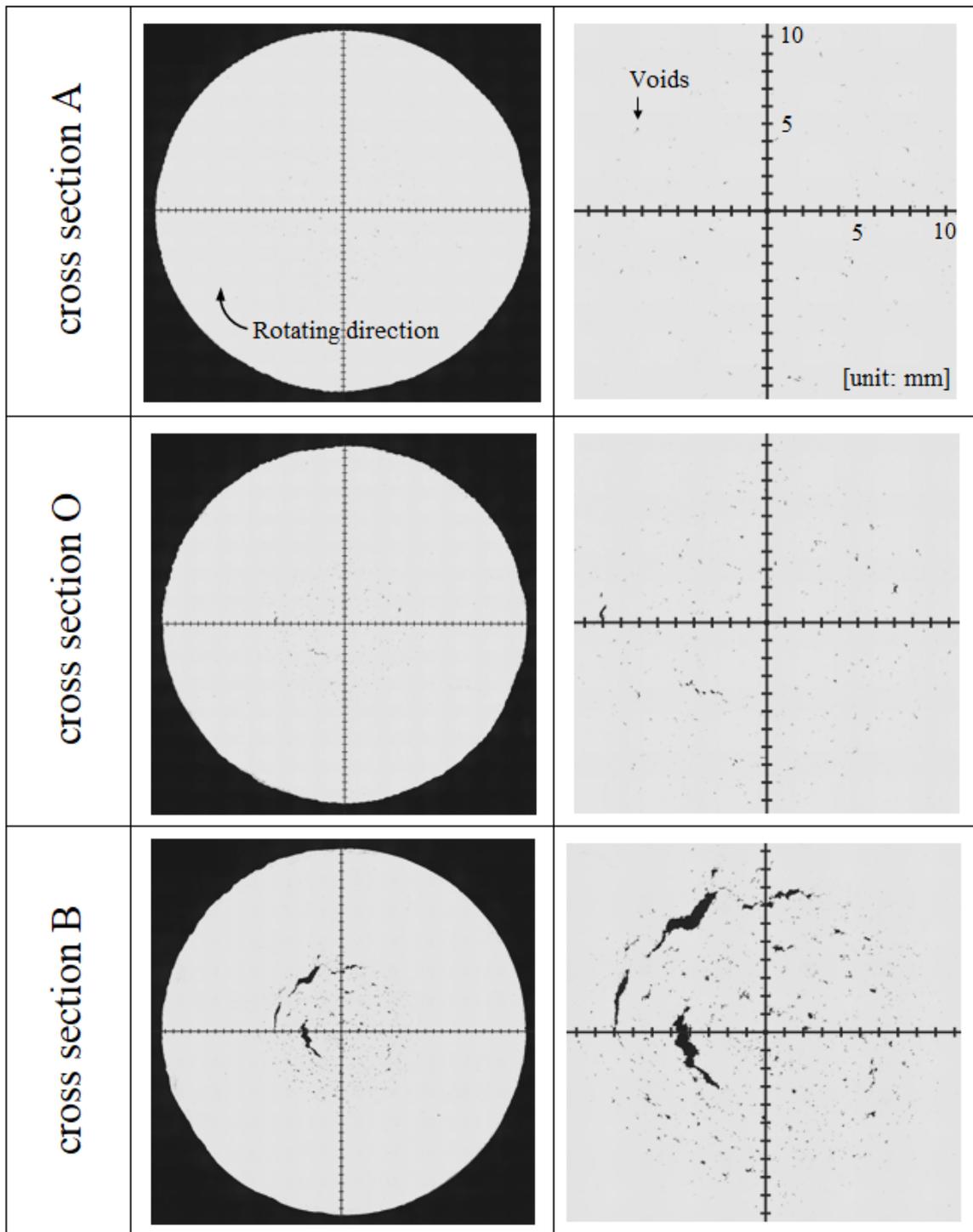
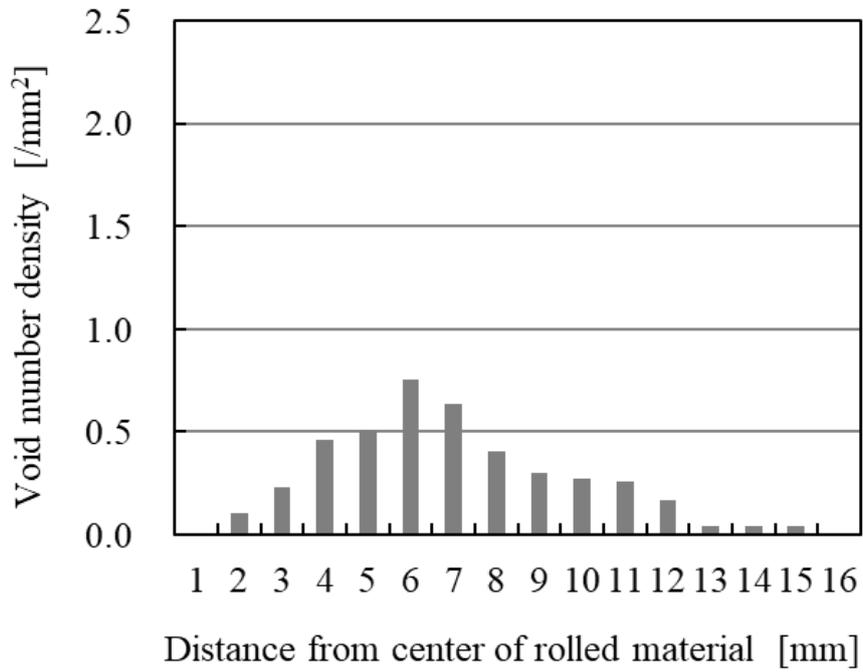
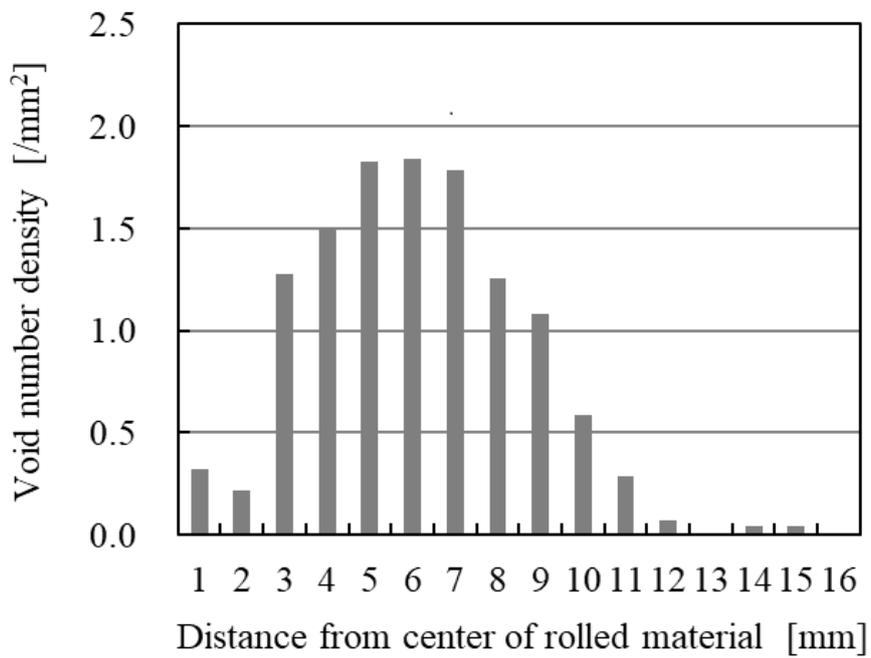


Fig. 2.5 Photographs of voids in rolling cross sections at feed angle $\beta = 4^\circ$ in three-roll skew rolling



(a) Cross section A



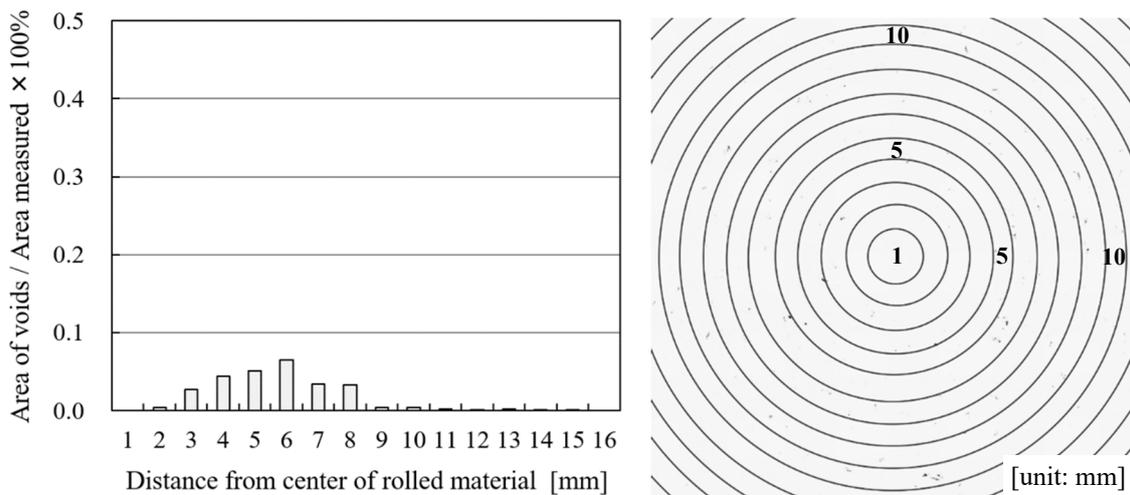
(b) Cross section O

Fig. 2.6 Distribution of void number density in rolling cross sections at feed angle $\beta = 4^\circ$ in three-roll skew rolling

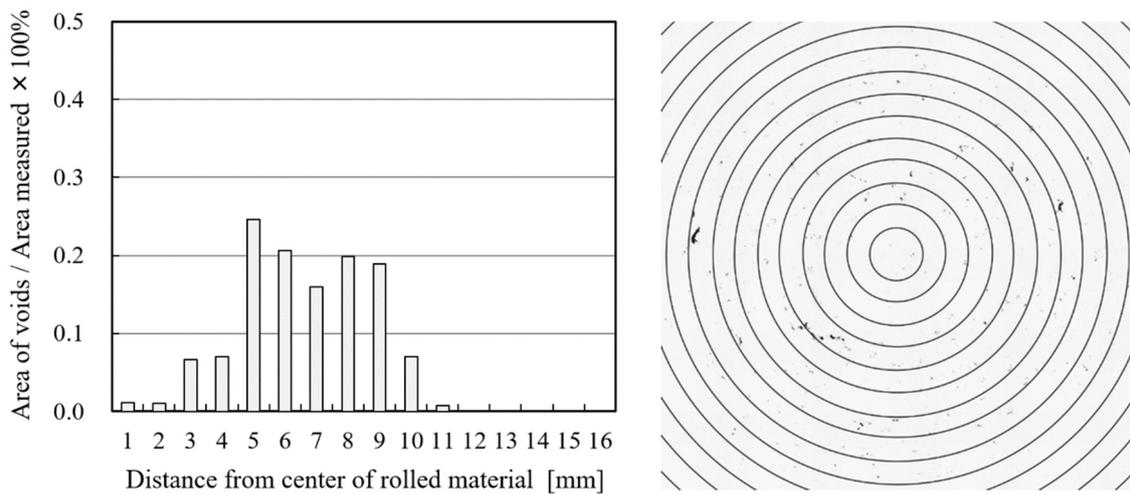
ボイド個数密度では、ボイドごとの面積を考慮できないため、圧延横断面 B のように巨視的なき裂が進展した後の損傷状態を表現困難である。そこで、Adobe Photoshop を用いて、二値化処理した画像からボイド面積率を算出した。ボイド面積率は、「ボイドの総面積（黒色）／測定総面積（黒色＋白色）×100%」と定義し、圧延材の軸心から半径 1 mm ごとにおけるボイド面積率を整理した。

Fig. 2.7 に、圧延横断面 A, O, B における圧延横断面内のボイド面積率とマクロ写真を示す。マクロ写真の数字は圧延材軸心部からの距離を表す。なお、圧延横断面 A, O における縦軸の最大値は 0.5% であるが、圧延横断面 B における縦軸の最大値は 10.0% と 20 倍にした。Fig. 2.8 に、圧延横断面 A, O における圧延横断面内のボイド個数密度とボイド面積率の対比を示す。横軸は圧延材軸心部からの距離、第 1 縦軸はボイド個数密度、第 2 縦軸はボイド面積率を表す。圧延横断面 A, O におけるボイド面積率の分布、ならびに圧延横断面 A から O へ推移した際のボイド面積率の増加割合は、Fig. 2.6 に示したボイド個数密度と良く一致している。本測定から、巨視的なき裂が進展する前のボイド個数密度とボイド面積率は、同義とみなせることが判明した。

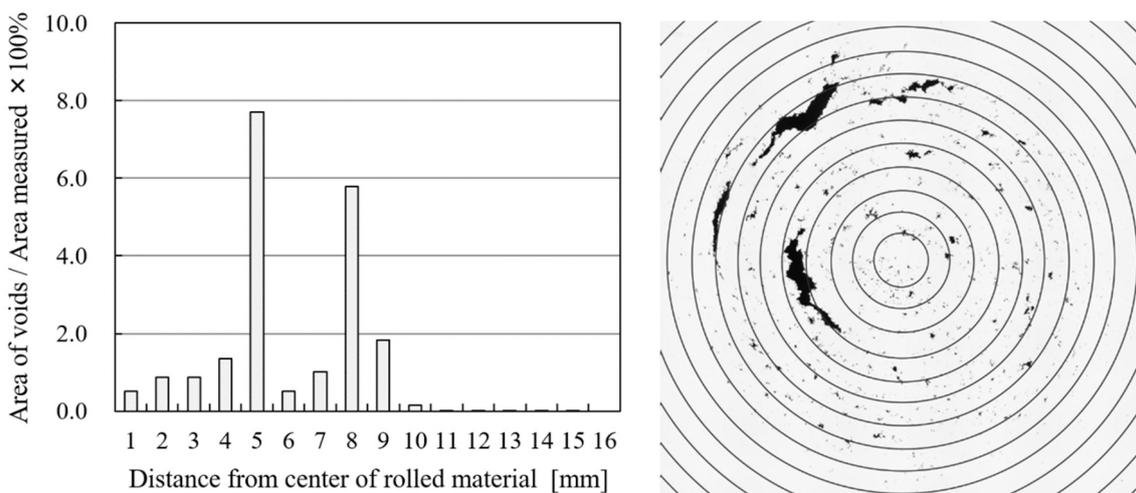
一方、巨視的なき裂が進展した後の圧延横断面 B においては、半径 5 mm と 8 mm 位置でボイド面積率が局所的に高く、圧延横断面 A, O におけるボイド面積率の分布と異なっている。これは、き裂が不規則に進展することにより、材料強度が低下した特定の範囲に損傷が集中し、逆にその周囲では損傷が進み難くなるためと考えられる。



(a) Cross section A

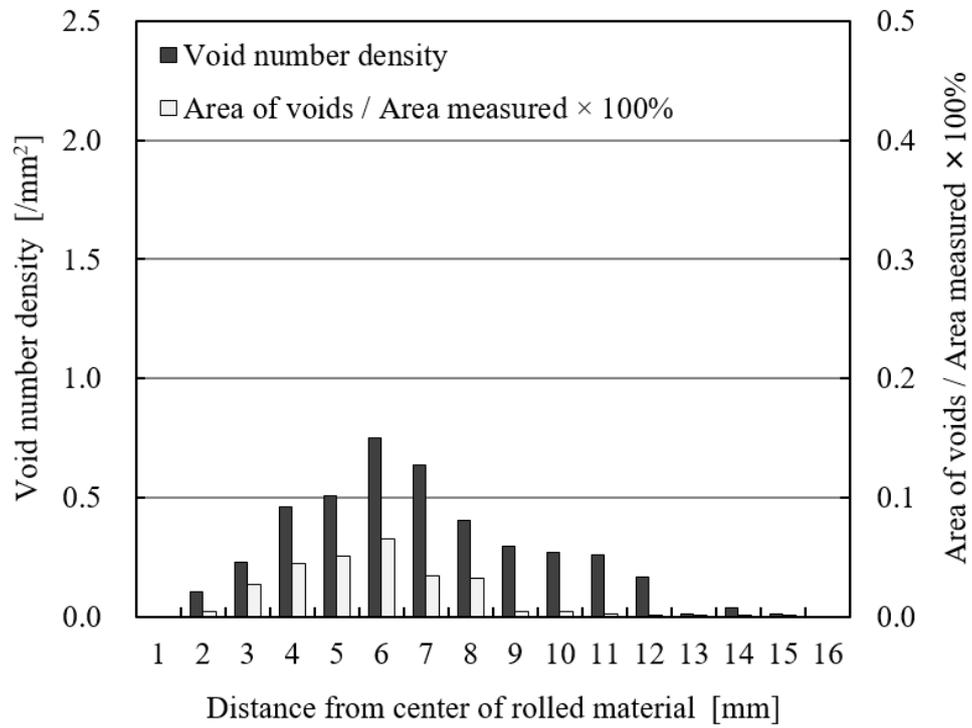


(b) Cross section O

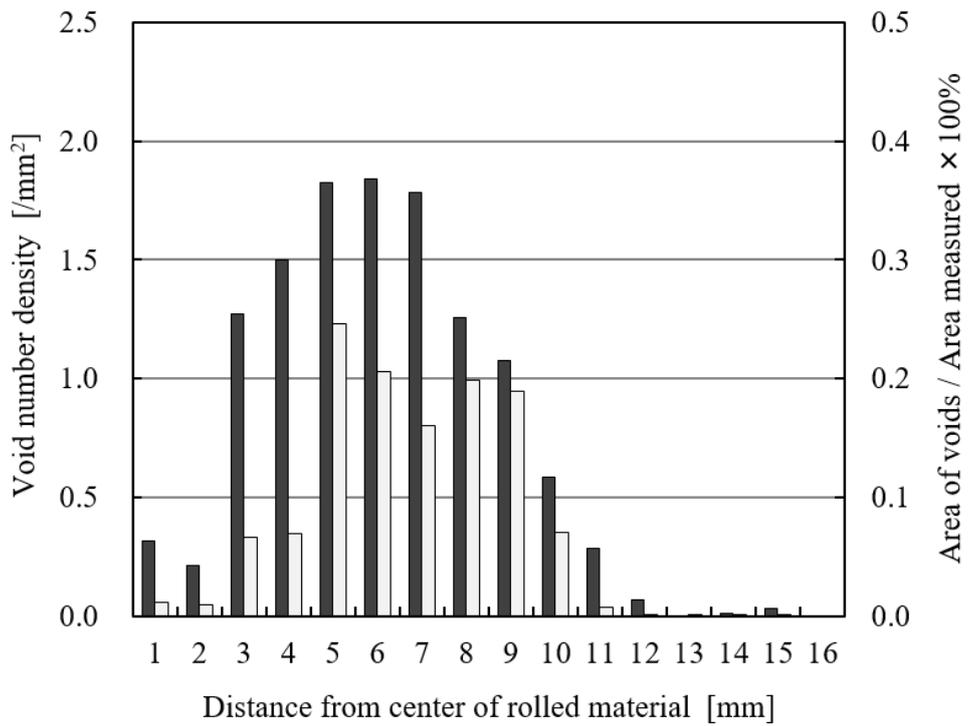


(c) Cross section B

Fig. 2.7 Distribution of void area index and photographs of voids in rolling cross sections at feed angle $\beta = 4^\circ$ in three-roll skew rolling



(a) Cross section A



(b) Cross section O

Fig. 2.8 Comparison of void number density and void area index distribution in rolling cross sections at feed angle $\beta = 4^\circ$ in three-roll skew rolling

2.5. 第2章の小括

第2章では，3ロール式の傾斜圧延における内部割れの発生挙動を明らかにした．割れ感受性が高い快削鋼SUM24Lを，繰り返し圧下回数 C が多い条件にて圧延すると，圧延材の軸心部から数mm離れた位置にボイドが生成され，圧延が進むにつれてボイドが成長し，ボイド同士が円周方向に繋がることにより，リング状の内部割れが発生する．従来の知見の通り，3ロール式の傾斜圧延における割れの発生位置は，材料軸心部ではなく，材料軸心部の周辺であることが確認された．

第3章 数値解析による内部割れ発生メカニズムの考察

本章では、3ロール式の傾斜圧延の数値解析モデルを構築し、圧延材の変形挙動を考察する。従来の延性破壊条件式を用いて、内部割れ発生予測の可否を評価する。

3.1. 数値解析方法

3ロール式の傾斜圧延における材料内部の変形挙動を調査するべく、汎用コード Simufact. forming を用いて、静的陰解法による3次元弾塑性-熱伝導連成の有限要素解析を行った。Fig. 3.1 に数値解析モデルを示す。数値解析モデルは、Fig. 2.1 に示した圧延機を模擬しており、ロールは剛体として扱い、圧延材は6面体要素で360°をモデル化し、剛体から成る四角柱ガイドを圧延入側に設置して圧延材の振れを抑制した。要素の基本サイズは周方向長さ1-2 mm であり、圧延材の軸心部近傍の応力やひずみを精度良く評価するべく、軸心部近傍の要素サイズは周方向長さ0.1-0.5 mm と十分に細かく分割した。総要素数は90000程度であった。なお、Fig. 3.1 の拡大図に示す通り、圧延材軸心部の要素は直方体ではなく、三角柱のような6面体である。

実験にて圧延材の前進速度を測定することにより、材料とロール間の接触状況は固着に近いと判断された。固着に近い接触状況を再現して材料を回転させるため、クーロン摩擦係数 μ は0.5と設定した。また、材料温度は1100 °C、ロール温度は150 °Cで一定、材料とロール間の熱伝達係数 h は $10000 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ とした。ロール温度と熱伝達係数 h の値は、非接触式サーモカメラにて圧延直後の材料外表面温度ならびにロール温度を測定することにより見積った。

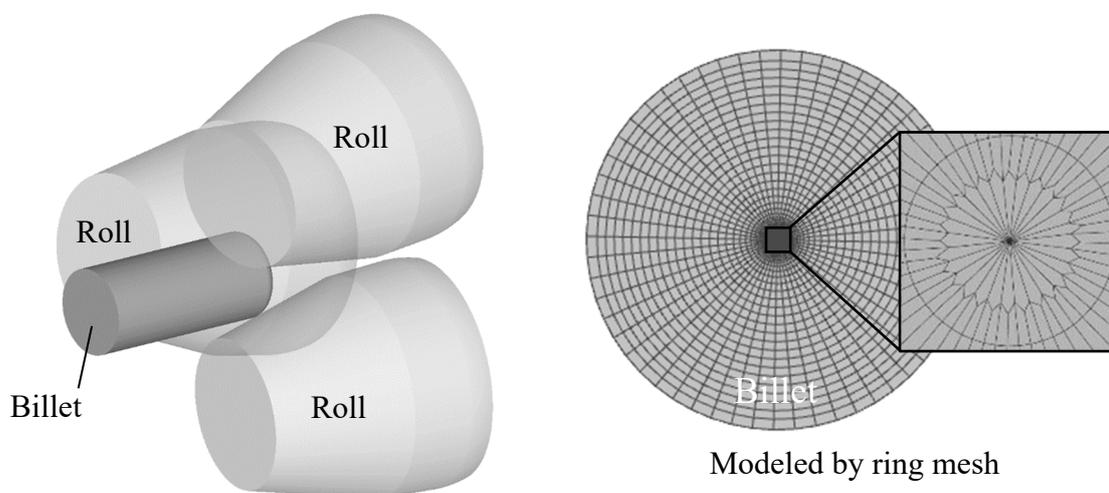
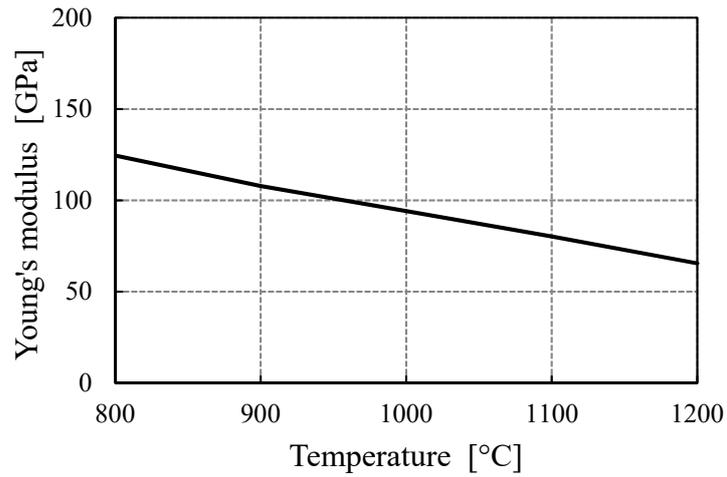


Fig. 3.1 Model of three-roll skew rolling process designed with Simufact. forming

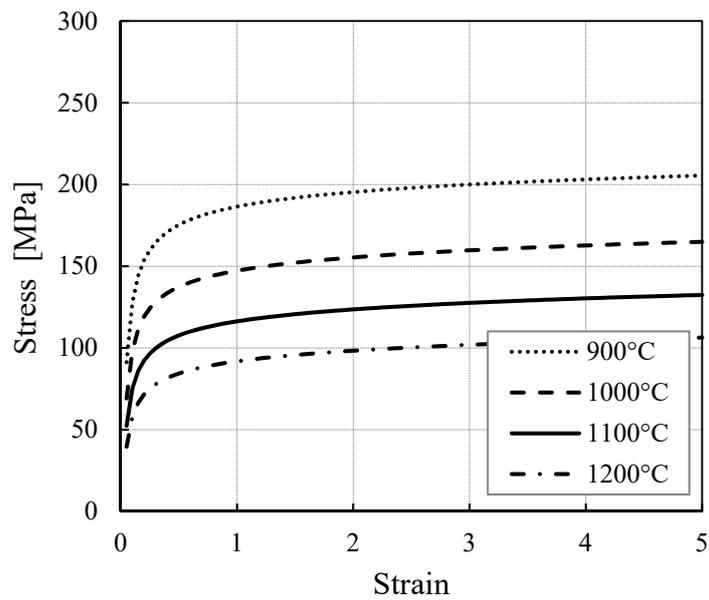
圧延材の応力-ひずみ線図は、汎用コード **Simufact. forming** に実装されている **MatILDa** 社の関数の中から、快削鋼 **SUM24L** の熱間引張試験結果に相当する関数を選択した。選択した関数を式(3.1)に示す。塑性変形域における相当応力 σ_{eq} は、相当塑性ひずみ ε_{eq} 、相当塑性ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{eq}$ 、温度 T の関数である。 **Fig. 3.2** に **SUM24L** の各温度におけるヤング率と、式(3.1)で近似した応力-ひずみ線図を示す。なお、引張試験は、直径 10 mm の丸棒を真空雰囲気にて 20 °C/s で昇温させ、900, 1000, 1100, 1200 °C で 300 s 保持した後、ひずみ速度 1, 5, 10 /s で実施した。

数値解析条件は、Table 2.2 に示した熱間圧延実験と同条件とし、所定の外径絞り量と傾斜角 β になるようロール位置を設定する。数値解析から得た応力とひずみから、従来の延性破壊条件式を用いて算出されるダメージ値と実験における内部割れの発生挙動を比較することにより、割れ発生予測可否を評価した。

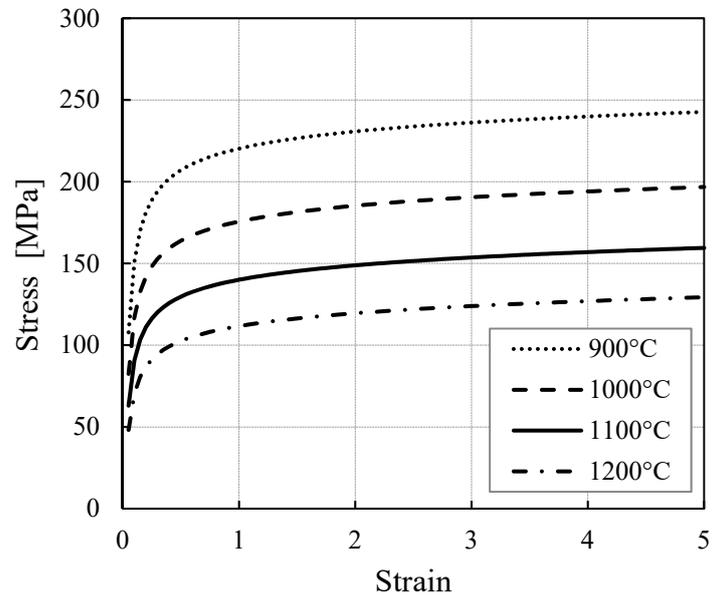
$$\sigma_{eq} = 1600 \cdot \exp(-0.00235 \cdot T) \cdot \varepsilon_{eq}^{(10^{-4} \cdot T - 0.04488)} \cdot \exp\left(\frac{-6.44 \cdot 10^{-6} \cdot T - 0.02466}{\varepsilon_{eq}}\right) \cdot \dot{\varepsilon}_{eq}^{(6.0 \cdot 10^{-5} \cdot T + 0.049492)} \quad (3.1)$$



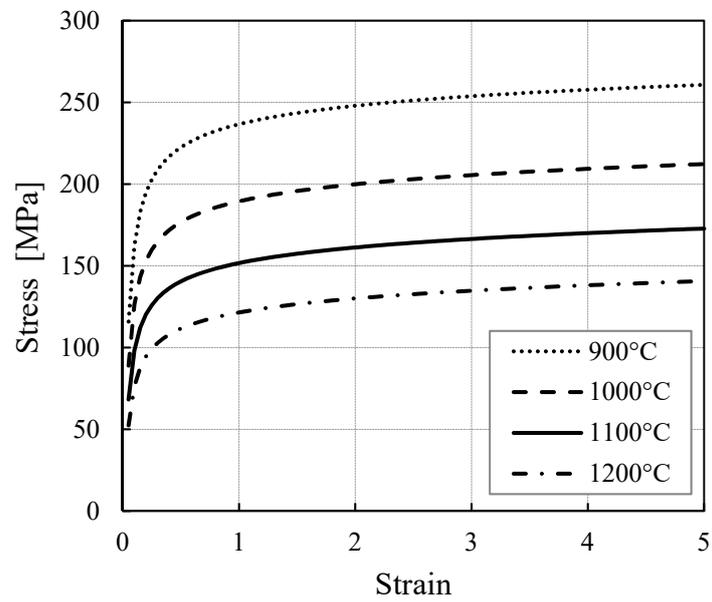
(a) Young's modulus



(b) Stress-strain curve at strain rate of 1 /s



(c) Stress-strain curve at strain rate of 5 /s



(d) Stress-strain curve at strain rate of 10 /s

Fig. 3.2 Young's modulus and stress-strain curve of SUM24L at each temperature

3.2. 従来の延性破壊条件式による内部割れ発生予測

塑性加工における割れ予測に関して、第 1 章に示したように Cockcroft & Latham (1968)^[28], Oh (1979)^[29], Brozzo (1972)^[30], Rice & Tracey (1969)^[32], Oyane (1972)^[33], Ayada (1987)^[34] らが様々な延性破壊条件式を提唱している。前節で述べた条件にて、それぞれの式からダメージ値を計算したところ、実際の割れ分布と一致する条件式は無かった。2000 年以降に提案された延性破壊条件式に関しては、5.4 節で考察する。本節では一例として、応力三軸度 σ_m/σ_{eq} ($\sigma_m = (\sigma_r + \sigma_\theta + \sigma_z)/3$) と相当塑性ひずみ ϵ_{eq} の積分値である Ayada の式による割れ予測可否を検証した。Fig. 3.3 に圧延横断面 A における Ayada の式に関する変数を示す。図中の数字は材料点を表し、コンターの濃淡は、濃くなるほど値が大きく、割れが発生し易いことを意味する。材料点 1 は圧延材の軸心部を、材料点 2 は材料軸心部から 6 mm 離れた位置を、材料点 3 は材料軸心部から 12 mm 離れた位置を示す。応力三軸度に関しては、材料点 1 では常に大きな正の値を取るが、材料点 2 では材料の回転にともなって 0 から 0.1 の間で変動した。そして、材料点 3 ではロール接触領域で負の値を取った。3 ロール式の傾斜圧延において、材料軸心部では長手方向に大きな引張応力が作用し、ロール接触部近傍では半径方向に大きな圧縮応力が作用する。そのため、応力三軸度は外表面側で負の値を取り、材料軸心部で大きな正の値を取ることが明らかになった。しかし、熱間圧延実験で内部割れが発生した位置は材料点 2 であり、その応力三軸度は材料軸心部よりも低く、かつ値が変動する特徴を有する。一方、相当塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{eq}$ に着目すると、材料の回転にともなうせん断変形により、ロール接触領域で高い値を示した。そのため、相当塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{eq}$ を圧延時間で積分した値である相当塑性ひずみ ϵ_{eq} は、材料の外表面側で最大値を取る。Table 3.1 に材料点 1, 2, 3 における各パラメータの値を示す。傾斜圧延は、逐次繰り返し加工を特徴としており、材料の回転にともない応力三軸度の正負が頻繁に入れ替わるため、材料点 3 ではダメージ値が増減する現象が発生する。その結果、Ayada の式では、応力三軸度が常に正の値となる材料軸心部で最大ダメージ値を取る。しかし、本数値解析結果と第 2 章で示した実験結果は一致しない。

バルク金属片の押し出し成形など、静水圧引張応力に起因する割れの予測に Ayada の式は適用されており、その有効性は Christiansen^[65]らによって確認されている。しかし、傾斜圧延における内部割れ予測に対する精度は不十分である。その原因として、本式は主応力の方向が一定であることを前提としていることが考えられる。したがって、材料が回転して応力の方向が頻繁に変動する加工法においては、応力三軸度で表記した延性破壊条件式ではなく、割れの進展方向と一致する応力成分で表記するといった新しい延性破壊条件式が適当である。

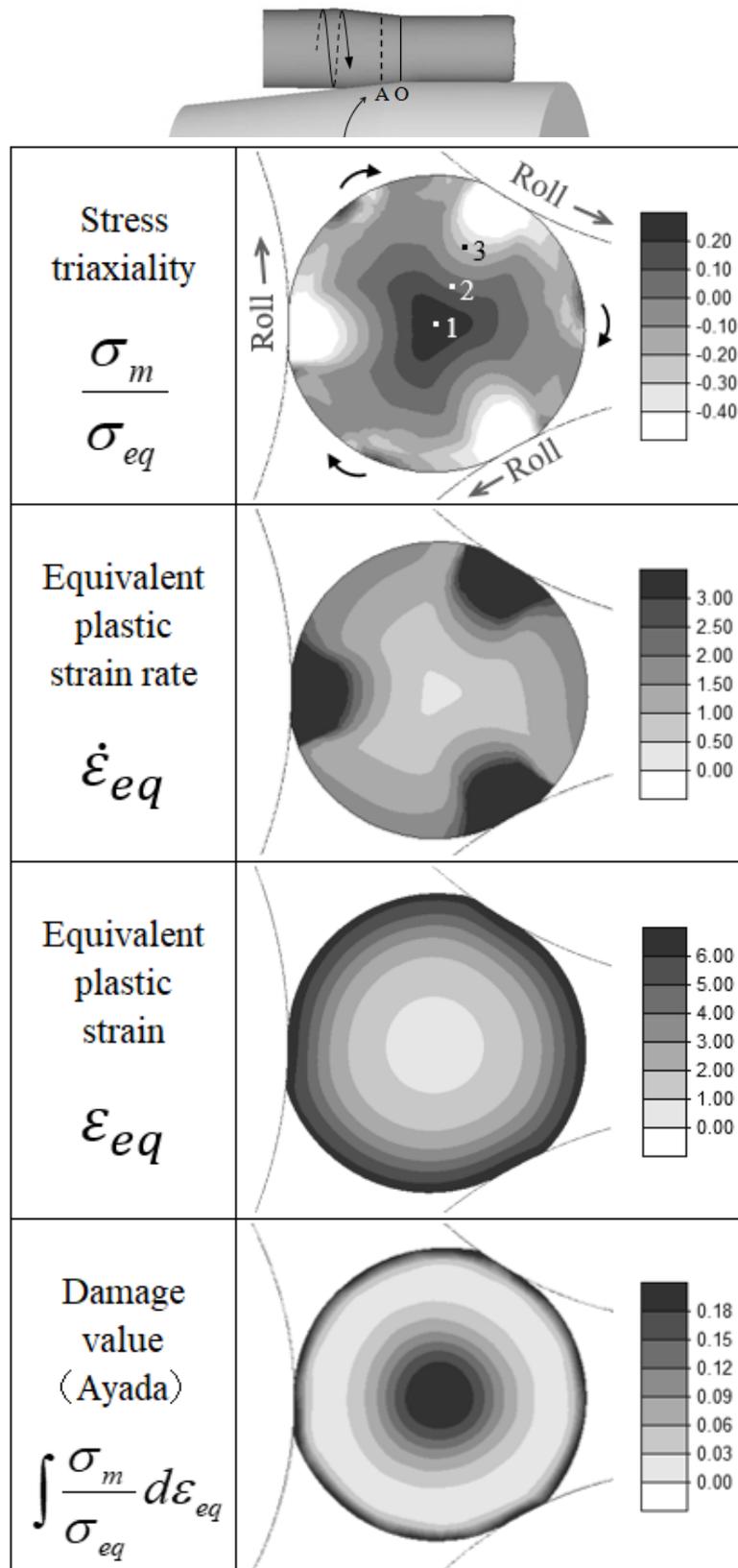


Fig. 3.3 Distribution of damage-related values in rolling cross section A at feed angle $\beta = 4^\circ$ in three-roll skew rolling: stress triaxiality, equivalent plastic strain rate, equivalent plastic strain, damage value by Ayada's criterion

Table 3.1 Values of each parameter at material points 1, 2 and 3

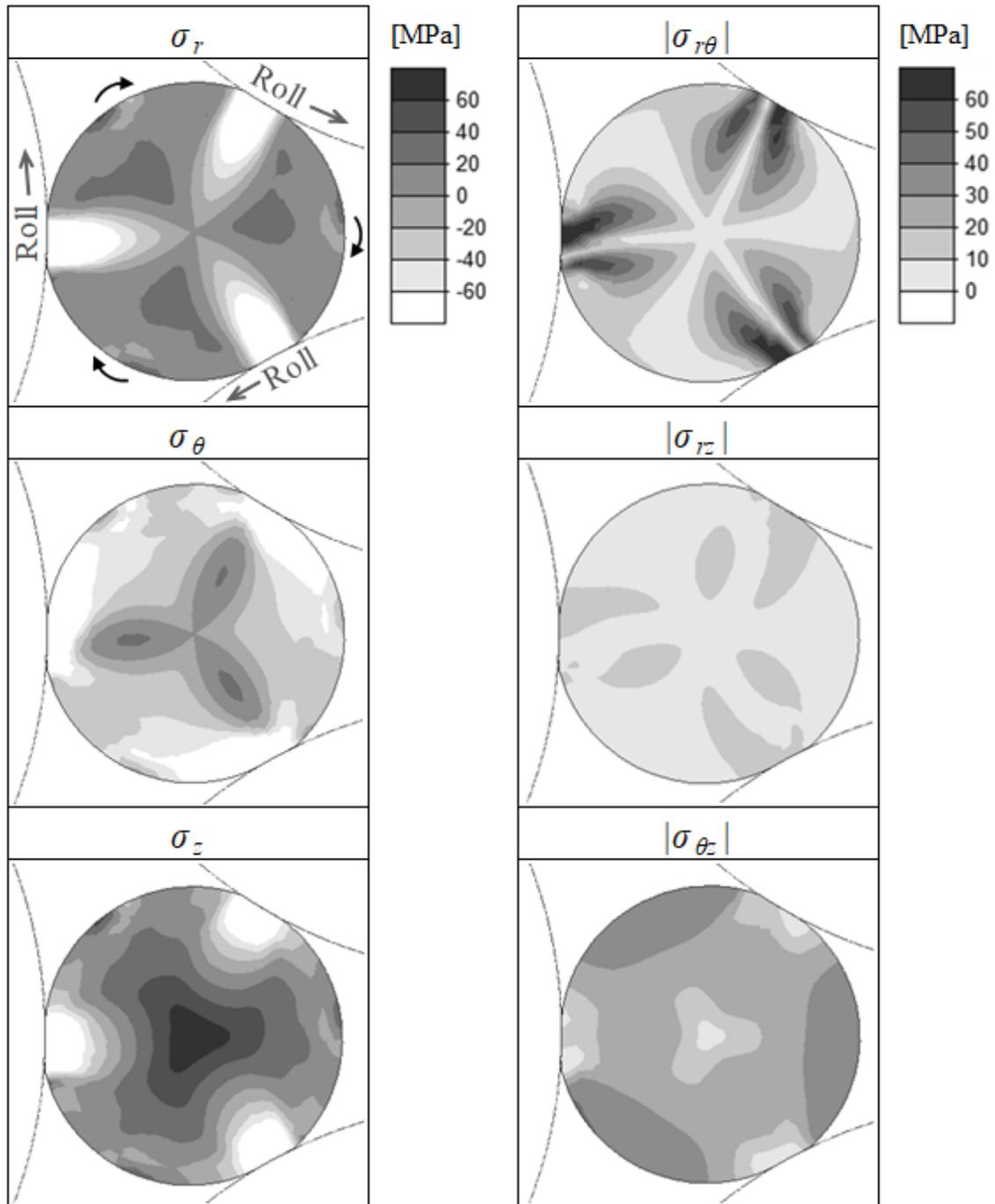
Parameter	Material point 1	Material point 2	Material point 3
Stress triaxiality [-]	0.3	0 to 0.1	-0.1 to 0.1
Equivalent plastic strain rate [-/s]	0.4	0.9	1.5
Equivalent plastic strain [-]	0.8	1.8	3.0
Damage value by Ayada's criterion [-]	0.18	0.09	0.03

3.3. 圧延中の変形挙動

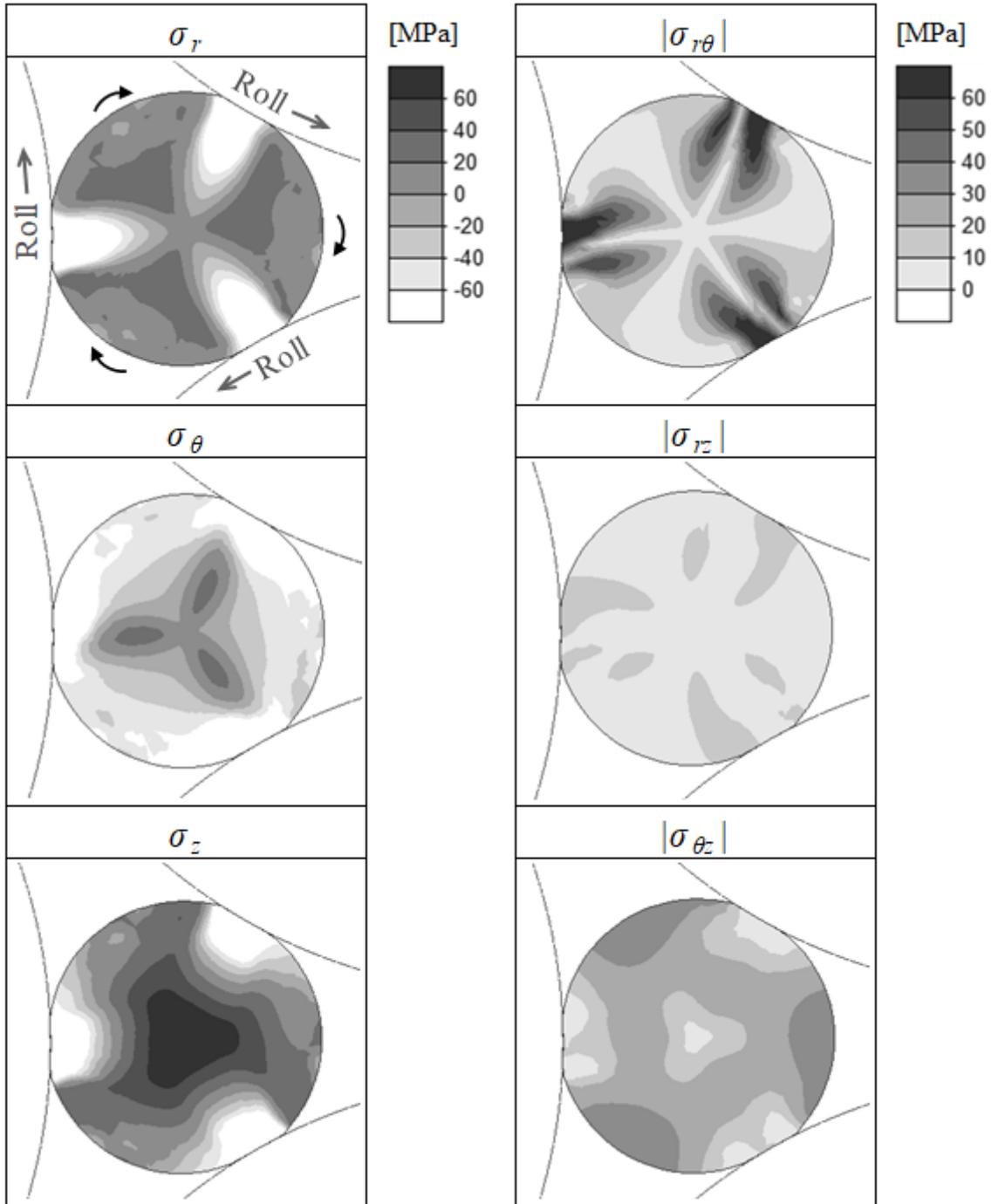
3ロール式の傾斜圧延における材料内部の応力成分を詳細に調査した。Fig. 3.4に圧延中の応力6成分を示す。Fig. 2.4に示した通り，圧延横断面Oはロール同士の間隔が最小となる位置であり，圧延横断面Aは圧延入側へ長手方向に10 mm，圧延横断面Bは圧延出側へ10 mmの位置を表す。

半径方向応力 σ_r はロールにより圧下される領域とその内部では-80 MPaの圧縮，ロール間では引張となる。一方，円周方向応力 σ_θ は σ_r と反対の応力分布となり，ロール圧下領域の内部では引張となる。長手方向応力 σ_z は，材料軸心部で常に大きな引張となる。そのため，前節で考察した応力三軸度は材料軸心部で最大値を取る。また，ロール圧下により，主応力と同程度の円周方向せん断応力 $\sigma_{r\theta}$ が作用する。そして，A, O, Bの3つの圧延横断面において，これらの応力分布は同一であった。

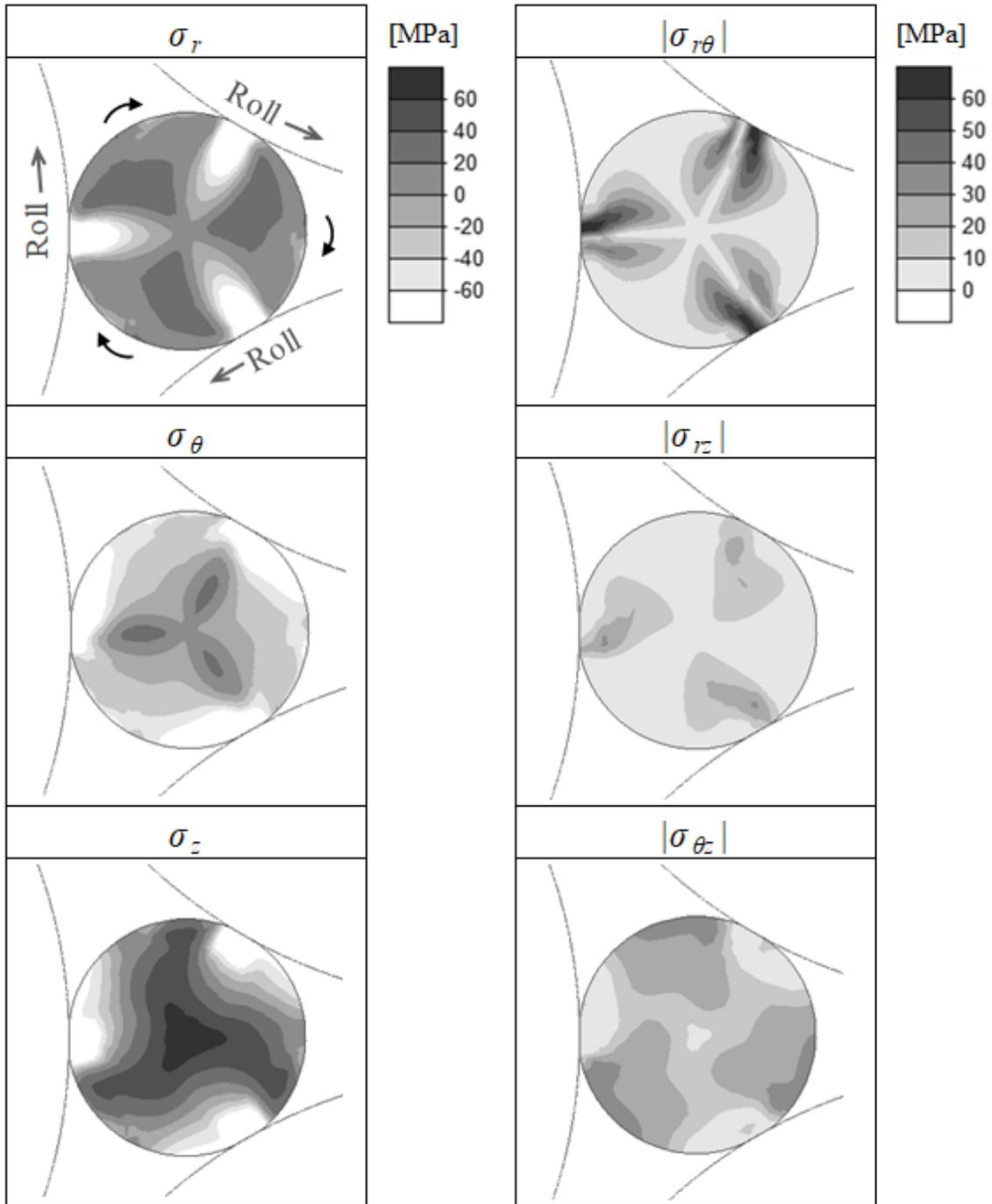
傾斜圧延は，材料を回転させつつ，半径方向からのロール圧下により長手方向に延伸させるため，引張応力とせん断応力が重畳する特徴を有することが明らかになった。



(a) Cross section A



(b) Cross section O



(c) Cross section B

Fig. 3.4 Distribution of stress in rolling cross sections at feed angle $\beta = 4^\circ$ in three-roll skew rolling

ダメージ値を正しく評価するには、影響因子の 1 つとなり得る圧延材の温度分布を把握することが重要である。Fig. 3.5 に圧延中の温度分布を示す。傾斜圧延では、材料の回転にともなうせん断ひずみが材料外表面側に作用する。そのような塑性変形に起因する加工発熱とロールへの抜熱により、圧延材の外表面寄りの領域が高温になる。しかし、内部割れが発生し易い材料軸心部周囲の温度差は 50 °C 以下であり、その変形抵抗差は変形挙動に影響を与えるレベルとは考え難い。本数値解析結果は、圧延中の温度分布が、変形挙動ならびにダメージ値に及ぼす影響は小さいことを示唆している。

加えて、累積変位に関する圧延材の速度も、ダメージ値を評価するために非常に重要な因子となり得る。Fig. 3.6 に圧延横断面 A における圧延材の速度分布を示す。圧延材が高速で回転する傾斜圧延において、円周方向速度 V_θ が半径方向速度 V_r および進行方向速度 V_z よりもはるかに速かった。圧延横断面 A から O にかけて、ロールにより圧延材が強圧下される領域で、全方向速度の中立点（ロール速度と圧延材の速度が一致する点）があるため、進行方向速度 V_z は軸心部より外表面側が速くなる。その結果、圧延横断面内の速度は各点で異なる。

次に、円周方向速度 V_θ と相当塑性ひずみ ε_{eq} の関係を考察する。Fig. 3.7 にロールに接触する前後のメタルフローを黒い点で、中立点を白い点で示す。圧延横断面 A における中立点の円周方向速度 V_N は 880 mm/s であり、圧延材の外表面に注目すると、中立点の手前では円周方向速度 V_θ が減速し、中立点を通過した後に V_θ が加速した。このような速度変動の影響を受けた累積変位が、圧延材の外表面に大きなせん断ひずみを引き起こすと考えられる。圧延横断面 A における速度分布は、Fig. 3.3 に示した相当塑性ひずみの分布と一致し、圧延材のせん断変形挙動の妥当性が証明された。

3 ロール式の傾斜圧延において、圧延材表層にせん断ひずみが作用することは、Akopyan [66] からも報告している。せん断ひずみが再結晶を促すことにより結晶粒は微細化し、傾斜圧延後の機械的特性は向上することが実証されている。

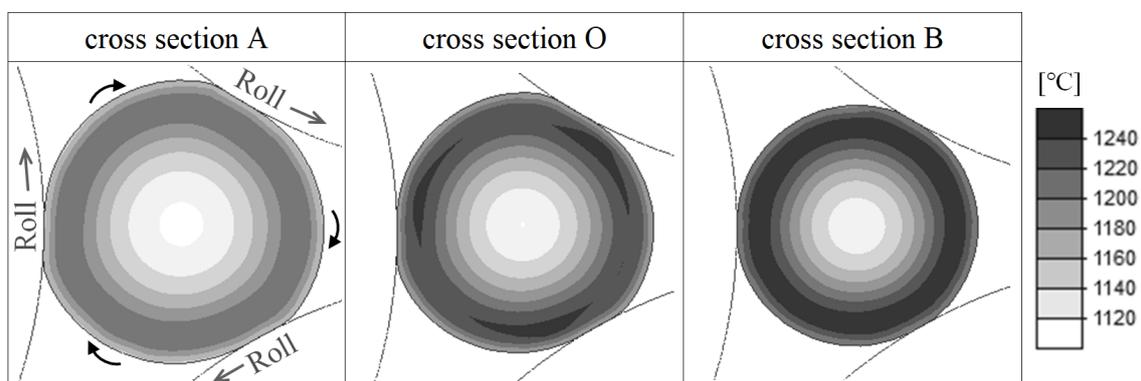


Fig. 3.5 Distribution of temperature in rolling cross sections at feed angle $\beta = 4^\circ$ in three-roll skew rolling

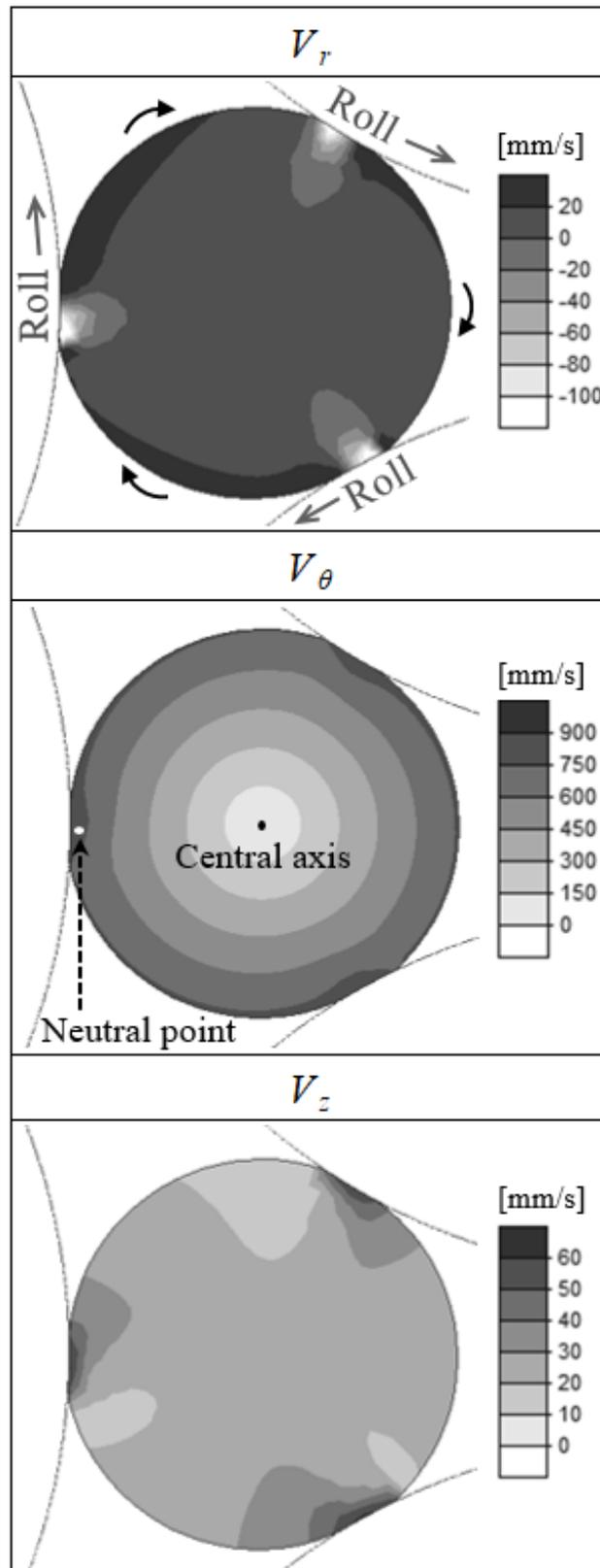


Fig. 3.6 Distribution of velocity in rolling cross section A at feed angle $\beta = 4^\circ$ in three-roll skew rolling

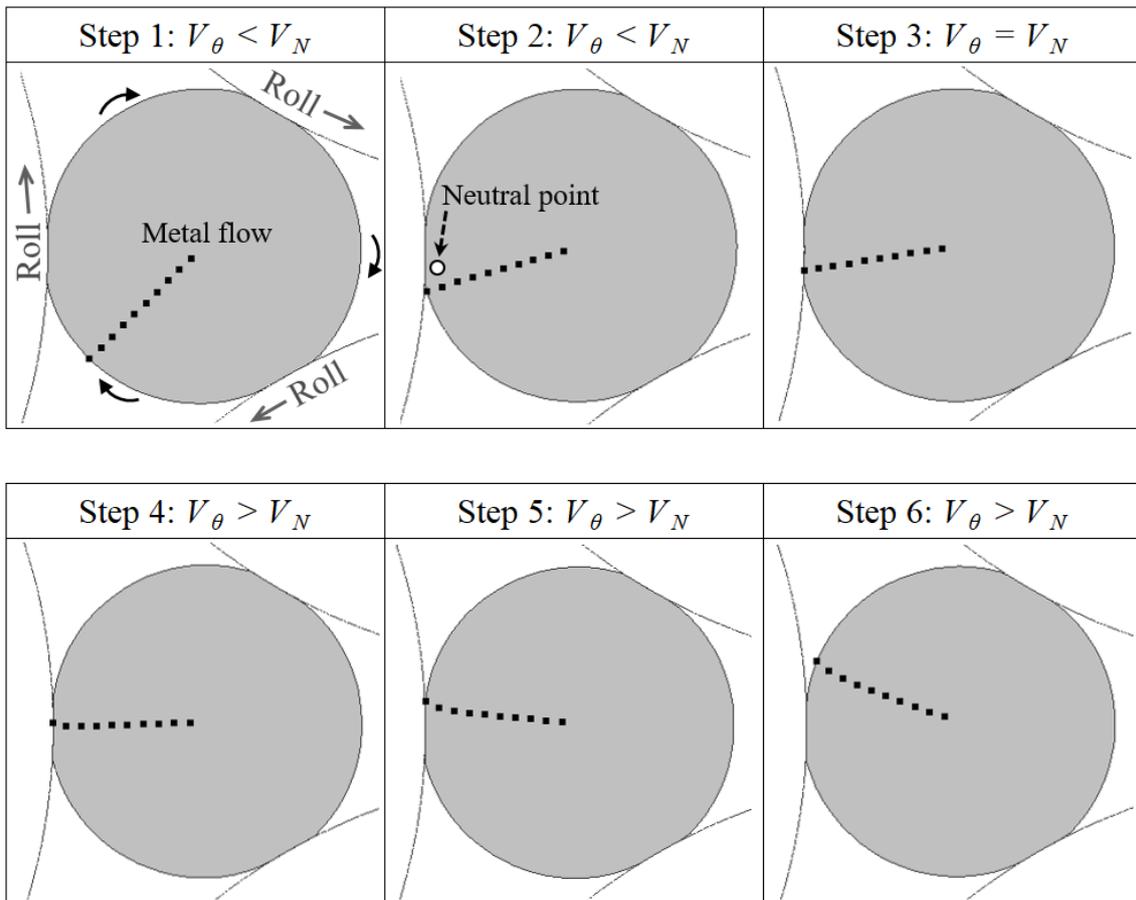


Fig. 3.7 Effect of velocity fluctuation on shear deformation of rolled material at feed angle $\beta = 4^\circ$ in three-roll skew rolling

3.4. 第3章の小括

第3章では、3ロール式の傾斜圧延の数値解析モデルを構築し、圧延材の変形挙動を考察した。その結果、(i)ボイド成長型の従来の延性破壊条件式では、内部割れ発生を予測できないこと、(ii)傾斜圧延の割れ部は、引張応力とせん断応力が重畳する特徴を有することを明らかにした。材料が回転して応力の方向が頻繁に変動する加工法においては、応力不変量で表記した延性破壊条件式ではなく、割れの進展方向と一致する応力成分で表記する新しい延性破壊条件式が適当であるとの知見を得た。

第4章 傾斜圧延における内部割れ発生予測モデルの提案

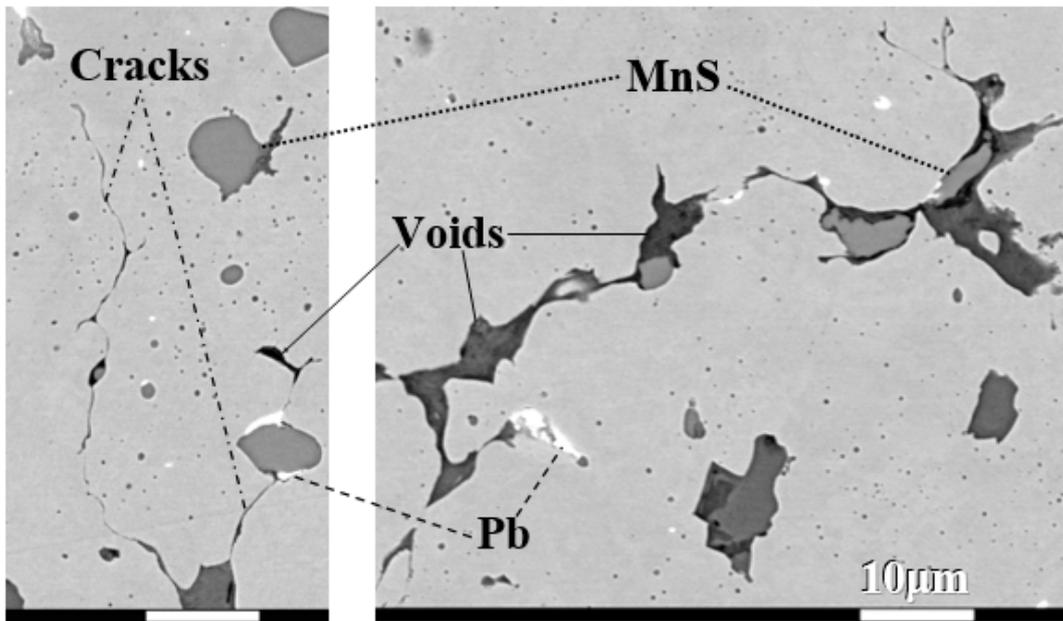
本章では、傾斜圧延に代表される回転塑性加工における内部割れの発生を予測するべく、割れの進展方向に作用する応力成分で表現する新しい延性破壊条件式を提案し、その予測精度を評価する。

4.1. 繰り返しせん断応力が延性破壊に及ぼす影響

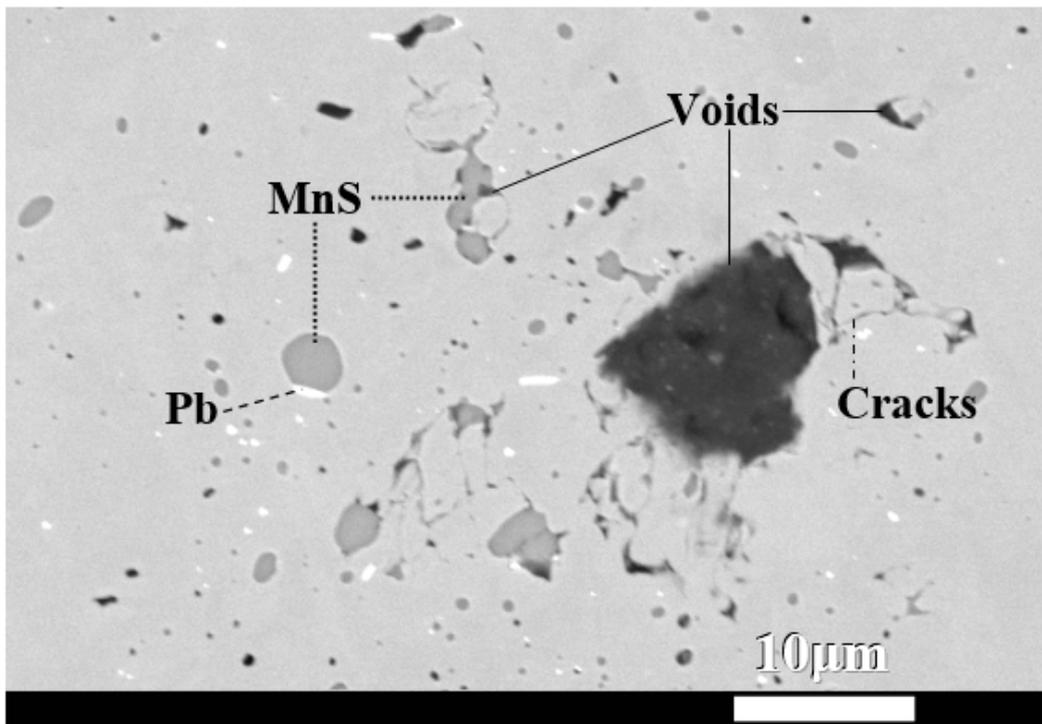
従来の延性破壊条件式と、実験での内部割れ発生位置が一致しない原因として、繰り返しせん断応力がボイド発展に及ぼす影響を十分に評価できていないことが考えられる。せん断応力が延性破壊に及ぼす影響に関する先行研究は、第1章の1.2.3項にて紹介した通りである。本章では、傾斜圧延における破面を観察し、応力三軸度が低い条件下での延性破壊メカニズムを考察した。

はじめに、繰り返しせん断応力が作用する3ロール式の傾斜圧延材の破面と、せん断応力がほとんど作用しない引張試験片の破面を走査型電子顕微鏡 (SEM) で観察した。Fig. 4.1 に延性破壊の初期段階における破面の SEM 画像を示す。供試材は、MnS や Pb などの介在物を多く含む快削鋼 SUM24L であり、MnS は濃いグレー、Pb は白色、そしてボイドは黒色で表される。傾斜圧延材と引張試験片ともに粗粒な MnS の近傍でボイドが発生していることから、従来の延性破壊理論の通り、ボイドの起点は介在物と母材の界面と考えられる。しかし、ボイドの発展過程は、両者に違いが見られた。傾斜圧延材においては、介在物から離れた領域や結晶粒界でき裂が進展し、ボイド同士が繋がることを観察した。引張応力とせん断応力が重畳する応力状態下では、引張応力によるボイドの成長に加えて、せん断応力によるき裂進展やボイドの合体が、同時に発生すると考えられる。一方、引張試験片においては、介在物から離れた領域ではき裂が進展せず、介在物の極近傍のみに微小なき裂進展が観察された。引張応力が支配的な応力状態下では、巨視的なき裂進展は発生し難いと推測される。

従来、ボイド成長型の延性破壊は、引張応力によりボイドが成長して破壊に至るという理論に基づき、定式化されてきた。しかし、本観察結果は、静水圧応力によるボイドの成長だけでなく、繰り返しせん断応力による介在物間のき裂進展が、延性破壊に影響を与えることを示唆している。引張応力と繰り返しせん断応力が重畳する傾斜圧延においては、ボイドの成長に加えて、き裂進展やボイドの合体も同時に発生するため、せん断応力が延性破壊に及ぼす影響を考慮する必要がある。



(a) Cross sections of skew-rolled material



(b) Cross section of tensile testing specimen

Fig. 4.1 SEM images of fracture surfaces: (a) skew-rolled material and (b) tensile testing specimen

繰り返しせん断応力が介在物間のき裂進展に及ぼす影響を明らかにするため、汎用コード Simufact. forming を用いた弾塑性有限要素法により、介在物間の相当塑性ひずみを調査した。Fig. 4.2 に繰り返しせん断応力の効果を検討するための 2 次元数値解析モデルを示す。正方形の母材の下部が固定され、その上面に垂直応力 σ_y ならびにせん断応力 σ_{xy} を作用させる。SEM 画像を参考に快削鋼 SUM24L の介在物の分布を模擬し、正方形の母材の一辺は 1000 μm 、介在物 MnS の直径は約 10 μm とした。Fleck^[67]らは、母材と介在物の界面は非接着状態であると示していることから、母材と介在物の表面を個別に生成し、母材と介在物とのクーロン摩擦係数は 0.4 とした。母材の応力-ひずみ曲線は、1100 $^{\circ}\text{C}$ における式(3.1)の関係を用いた。介在物 MnS の応力-ひずみ曲線は諸説あるが、本解析では Bernard^[68]らの粘塑性抵抗の測定結果を参考にして鋼材の半分と仮定した。Table 4.1 に数値解析条件を示す。正方形の母材上面に作用させる応力の組み合わせは、①方向が反転する繰り返しせん断応力・②引張応力下で方向が反転する繰り返しせん断応力・③圧縮応力下で方向が反転する繰り返しせん断応力・④引張応力下で方向が反転しない繰り返しせん断応力・⑤圧縮応力下で方向が反転しない繰り返しせん断応力・⑥繰り返し引張応力・⑦繰り返し圧縮応力の 7 種類とし、無次元化した応力の絶対値が $|\sigma_{ij}/\sigma_{eq}| = 0.5$ となるように σ_{ij} の値を修正した。応力付与回数は 1, 5, 10, 15, 20 回で、1 サイクルの時間は 0.4 s とした。

Fig. 4.3 に介在物 MnS 周辺の相当塑性ひずみ分布を示す。相当塑性ひずみは、方向が反転する繰り返しせん断応力が作用する条件 No.1, 2, 3 で発生したが、応力方向が反転しない条件 No.4, 5, 6, 7 では発生しなかった。そして、繰り返しせん断応力と引張応力が同時に作用する条件 No.2 で、相当塑性ひずみが最大となった。引張応力下で母材と介在物が剥離する場合、介在物は大きな楕円形のボイドとみなせる。その影響を Fig. 4.3 内の(a)に示す。5 サイクル後、楕円形のボイドの長軸側にて、垂直荷重に対して 45 $^{\circ}$ 方向に相当塑性ひずみが発生していることがわかる。繰り返しせん断応力と引張応力が組み合わさることにより、介在物の配列や形状に関係なく、応力は様々な方向に作用するため、介在物間に大きな相当塑性ひずみが発生することが明らかになった。一方、繰り返しせん断応力と圧縮応力が同時に作用する条件 No.3 では、介在物内部に相当塑性ひずみが発生しており、Fig. 4.3 内の(b)は介在物が崩壊する可能性を示唆している。熱間圧延中に高硬度かつ脆性な介在物が崩壊する場合、崩壊した介在物は大きなボイドとして機能する可能性が考えられる。Kimura^[69]らは、アルミナ Al_2O_3 のような酸化物系介在物は、熱間圧延中に崩壊することを実証している。

本数値解析結果は、延性破壊の初期段階において、方向が反転する繰り返しせん断応力が、母材と介在物の界面の剥離によるボイド生成、ならびに介在物間の微小き裂進展を促進させることを示唆している。ボイドの生成と微小き裂の進展によって材料の延性が低下することで、応力三軸度の値が0から0.1のような低い条件下でも延性破壊が発生すると考えられる。Fig. 4.4 に応力三軸度の低い領域における延性破壊モデルを提案する。(a)垂直応力場では、荷重方向に対して45°方向にせん断応力が作用し、その方向にひずみが蓄積される。(b)垂直応力にせん断応力が加わると、ひずみが広範囲に蓄積する。そして、(c)材料の回転にともない、方向を変えながらせん断応力が繰り返し作用すると、介在物の配列や形状に関係なく、ひずみがより広範囲に蓄積する。これは、介在物間の距離が近い領域やき裂が進展し易い結晶粒界に、応力が作用する確率が上昇するためと考えられる。

提案した延性破壊メカニズムは、従来理論には含まれておらず、新規性がある。傾斜圧延の内部割れのような、応力三軸度が低い条件下で発生する割れを予測するには、応力不変量だけでなく、応力方向の変動も考慮することが重要である。

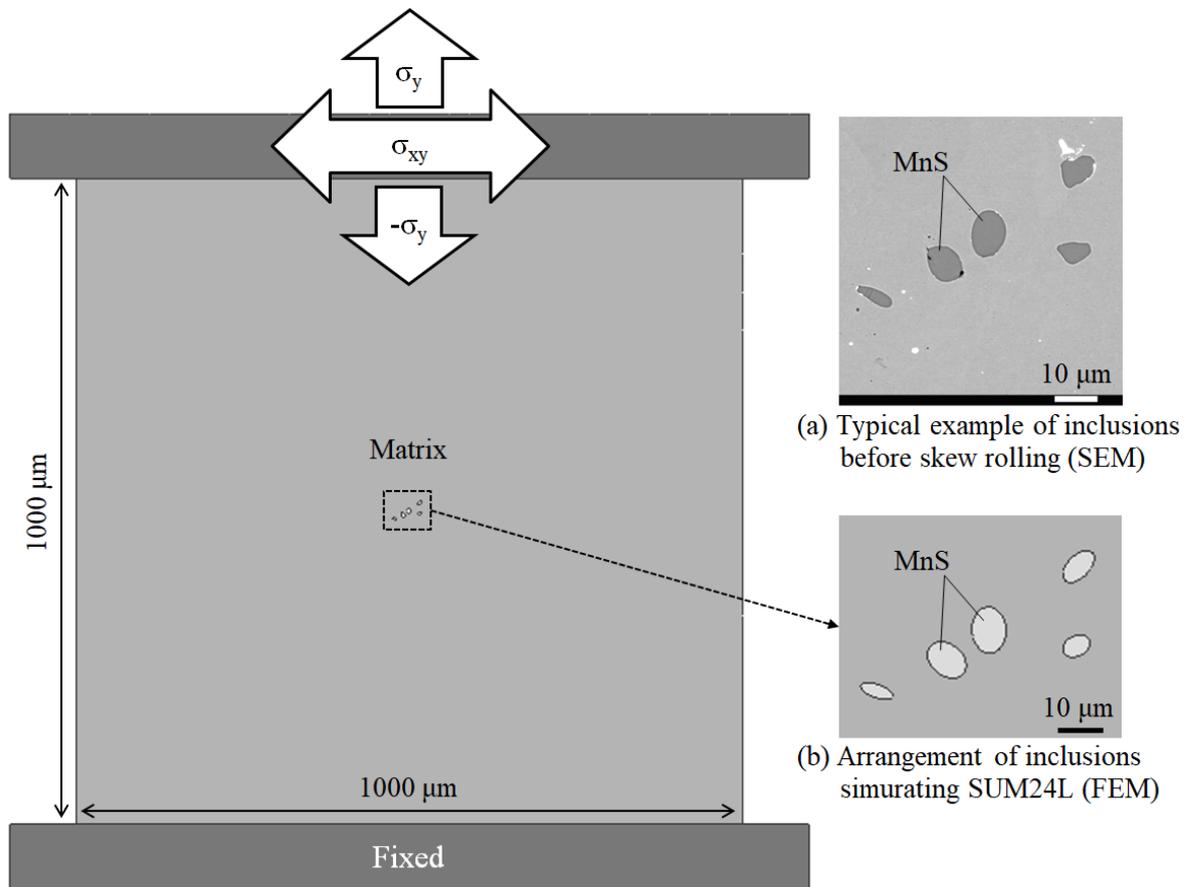
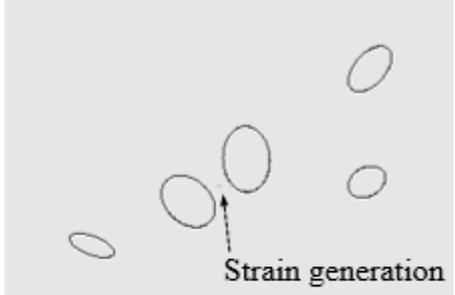
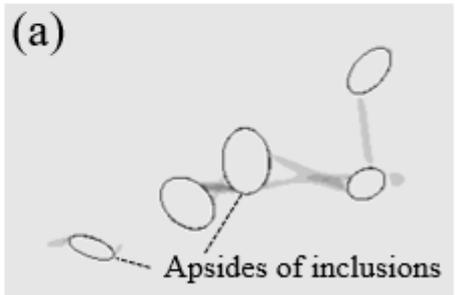
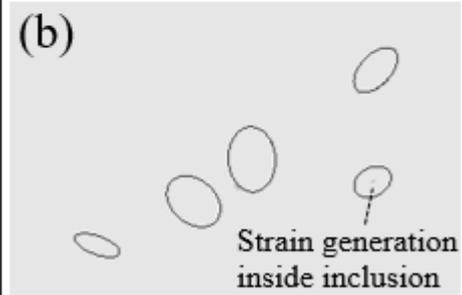
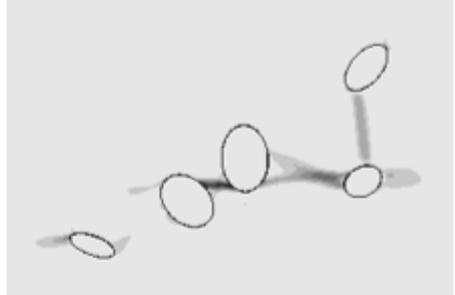
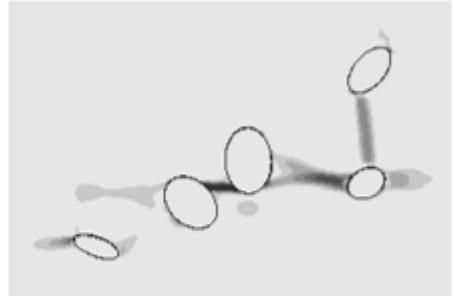
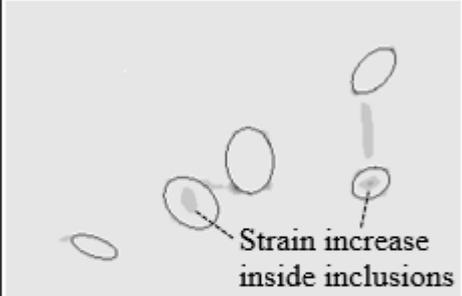
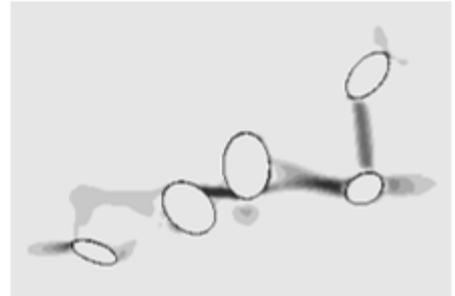
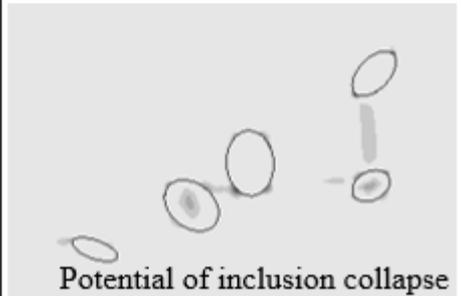


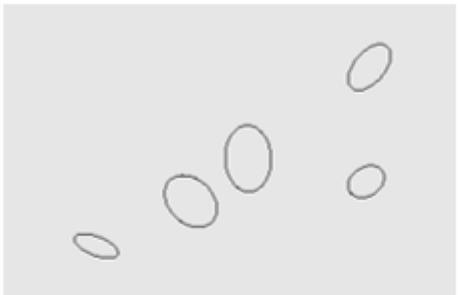
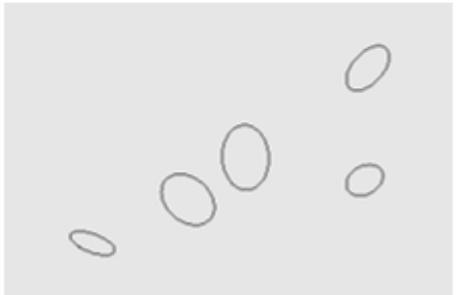
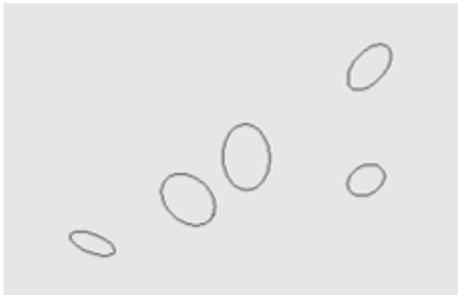
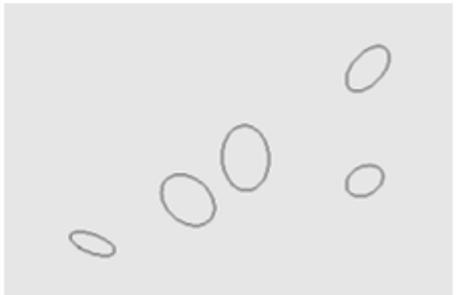
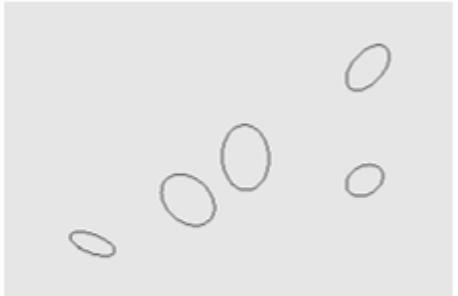
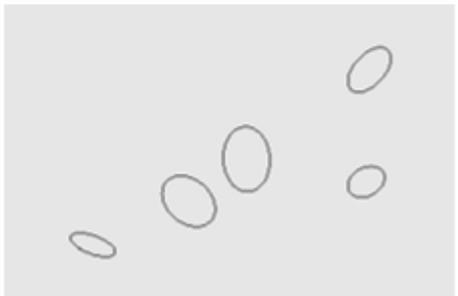
Fig. 4.2 Two-dimensional numerical analysis model for basic research of the effect of cyclic shear stress on equivalent plastic strain

Table 4.1 Numerical analysis conditions: 7 types of stress combinations

No.	Cyclic stress		Constant stress (no cyclic stress)	
	1	Shear stress	$\sigma_{xy}/\sigma_{eq} = \pm 0.5$	-
2	Shear stress	$\sigma_{xy}/\sigma_{eq} = \pm 0.5$	Tensile stress	$\sigma_y/\sigma_{eq} = +0.5$
3	Shear stress	$\sigma_{xy}/\sigma_{eq} = \pm 0.5$	Compressive stress	$\sigma_y/\sigma_{eq} = -0.5$
4	Shear stress	$\sigma_{xy}/\sigma_{eq} = 0 \text{ to } +0.5$	Tensile stress	$\sigma_y/\sigma_{eq} = +0.5$
5	Shear stress	$\sigma_{xy}/\sigma_{eq} = 0 \text{ to } +0.5$	Compressive stress	$\sigma_y/\sigma_{eq} = -0.5$
6	Tensile stress	$\sigma_y/\sigma_{eq} = 0 \text{ to } +0.5$	-	
7	Compressive stress	$\sigma_y/\sigma_{eq} = -0.5 \text{ to } 0$	-	

Number of cycles	No.1
1	
5	
10	
15	
20	

Number of cycles	No.2	No.3
1	 <p>Strain generation</p>	
5	 <p>(a) Apsides of inclusions</p>	 <p>(b) Strain generation inside inclusion</p>
10		
15		 <p>Strain increase inside inclusions</p>
20		 <p>Potential of inclusion collapse</p>

Number of cycles	No.4	No.5
1		
5		
10		
15		
20		

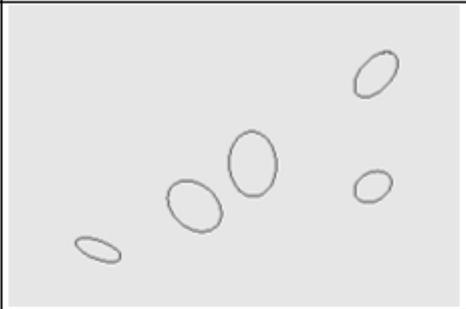
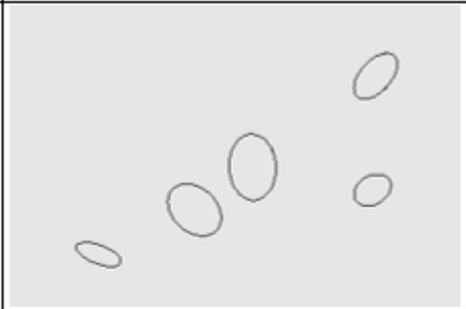
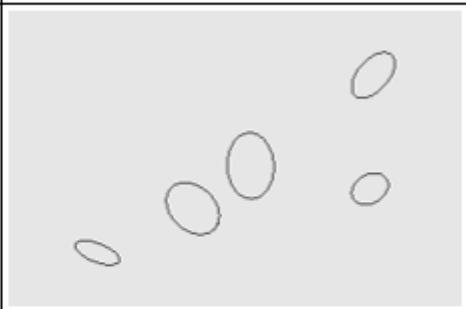
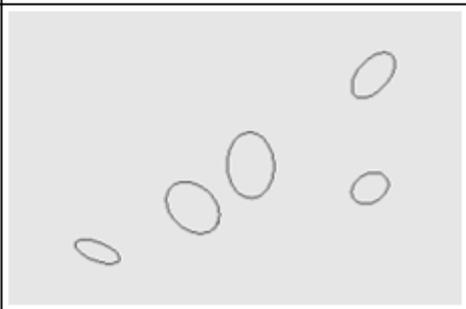
Number of cycles	No.6	No.7
1		
5		
10		
15		
20		

Fig. 4.3 Effect of cyclic shear stress on equivalent plastic strain distribution

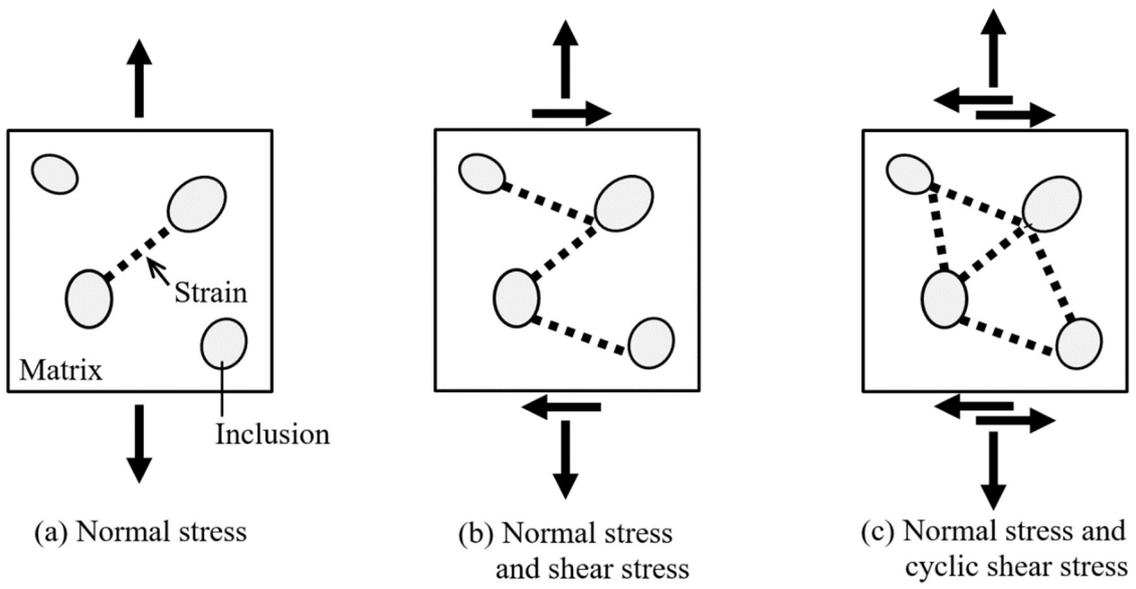


Fig. 4.4 Schematics of ductile fracture mechanism patterns under low stress triaxiality conditions

4.2. 延性破壊条件式の提案

(I)第1章の1.2.3項に挙げた参考文献^[38-57], (II)熱間圧延実験にて内部割れが発生した位置と, せん断応力ならびに引張応力が同時に作用する位置が一致している事実, (III)繰り返しせん断応力が介在物間のき裂進展に影響するという数値解析結果を鑑み, せん断応力と引張応力の相乗効果により内部割れが発生すると考察した.

はじめに, 母材と介在物の界面が剥離することによりボイドが生成し, 介在物間に微小き裂が進展する. 即ち, ボイドはひずみにより生成し, 続いて引張応力により成長し, せん断応力により合体し, 材料の回転にともない, 応力の方向が変動することで, 巨視的な割れに至る. そこで, ボイド発展に及ぼす影響因子を4つに大別し, ボイド生成には介在物や欠陥等の(i)不整ならびに(ii)ひずみ, ボイド成長には(iii)引張応力, ボイド合体には方向を変えて作用する(iv)せん断応力が, それぞれ寄与すると仮定した. この仮定に基づいた新しい延性破壊条件式を式(4.1), (4.2)に示す. ボイドの生成を相当塑性ひずみ ε_{eq} , ボイドの成長を引張応力, ボイドの合体をせん断応力で表現し, 割れ発生には3つ全ての要因が必要条件であると考えた. 提案式は, パスラインをz軸とした $r-\theta-z$ 円筒座標系において, 引張応力 $\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$ とせん断応力 $\sigma_{r\theta}, \sigma_{rz}$ と相当塑性ひずみ ε_{eq} の積分で表現される. 材料が回転すると応力の方向が反転し, 数値解析内ではせん断応力 $\sigma_{r\theta}$ と σ_{rz} が負の値を取ることがある. せん断応力は正負に関係なく割れに寄与するため, せん断応力項は絶対値とした. なお, 応力履歴が同一の場合, 材料の変形抵抗によりダメージ値が変わる影響を排除するため, 全ての応力項は相当応力 σ_{eq} で除算し, 無次元化した.

単位時間当りのダメージの増分値 f は, ①無次元化した垂直応力 \times ②無次元化した繰り返しせん断応力の総和と③相当塑性ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{eq}$ の積である. ここで, ①は内部割れへの影響可否を判別しており, 引張応力時は正, 圧縮応力時は負の値を取る. ②は内部割れへの寄与度であり, 増分値 f が正となる引張応力場においては, ボイドが生成ならびに成長し, き裂も進展するとみなして f を加算する. 一方, 増分値 f が負となる圧縮応力場においては, ボイドが成長せず, き裂も進展しない, もしくは一旦生成したボイドやき裂が圧着ならびに消失することはないとみなして $f=0$ と定義した. そして, ダメージ値 F は増分値 f を圧延時間 t で積分した値, つまりは無次元化した繰り返しせん断応力と相当塑性ひずみ ε_{eq} の積であり, 応力履歴を考慮したひずみパラメータを表している. 応力項を相当応力 σ_{eq} で無次元化していることを鑑みると, 広義に解釈すれば $\int \sigma_{eq} d\varepsilon_{eq}$ に基づいており, 単位体積当りの仕事量を意味している. なお, 本論文における f は, 1.2.2項に示したボイド体積分率とは直接関係ない.

$$f = \left\{ \left(\frac{\sigma_r}{\sigma_{eq}} \right) \left(\frac{|\sigma_{r\theta}| + |\sigma_{rz}|}{\sigma_{eq}} \right) + \left(\frac{\sigma_\theta}{\sigma_{eq}} \right) \left(\frac{|\sigma_{r\theta}|}{\sigma_{eq}} \right) + \left(\frac{\sigma_z}{\sigma_{eq}} \right) \left(\frac{|\sigma_{rz}|}{\sigma_{eq}} \right) \right\} \dot{\epsilon}_{eq} \quad (4.1)$$

$$F = \int \langle f \rangle dt \quad \langle f \rangle = \begin{cases} f & \text{when } f > 0 \\ 0 & \text{when } f \leq 0 \end{cases} \quad (4.2)$$

提案した延性破壊条件式を様々な材料に適用するため、式(4.2)を式(4.3)のように書き直した。 F_c は、巨視的な内部割れが発生したときの各材料の限界ダメージ値を意味し、その値は圧延材の変形能に比例する。本研究での変形能とは、引張試験における破面の対数絞りを意味し、これは介在物の粒径ならびに含有量に依存する。熱間圧延実験にて、 F_c の範囲は0.08から0.30であることを確認しており、種々の鋼材における F_c については第6章で考察する。

$$F/F_c \begin{cases} \geq 1.0 & \text{Internal fracture} \\ < 1.0 & \text{No fracture} \end{cases} \quad (4.3)$$

Fig. 4.5に応力成分の概略図, Fig. 4.6に各断面における垂直応力成分とせん断応力成分の組み合わせを示す. 提案式は, 圧延横断面から観察した単一のボイドを割れ進展方向に成長させる応力の組み合わせで構成される. Fig. 4.7に傾斜角 $\beta=4^\circ$ において材料軸心部から半径方向6 mm位置に固定した材料点の応力履歴を示す. グラフ横軸は, 圧延の長手方向位置を示し, 0 mm位置はFig. 2.4に示した位置Oを表す. せん断応力成分 $\sigma_{r\theta}$ および σ_{rz} は, 材料の回転により正負の値を取るが, 圧延材の螺旋回転方向に作用するせん断応力成分 $\sigma_{\theta z}$ は, 常に正の値を取る. そのため, せん断応力成分 $\sigma_{\theta z}$ は, 応力方向の変動には寄与せず, ボイドの合体には影響しないと想定した. 提案式は, 上記の理由から $\sigma_{\theta z}$ 項を除き, 圧延横断面から観察した内部割れの発展に大きく寄与すると思われる応力の組み合わせ $\sigma_r \cdot \sigma_{r\theta}$, $\sigma_r \cdot \sigma_{rz}$, $\sigma_\theta \cdot \sigma_{r\theta}$, $\sigma_z \cdot \sigma_{rz}$ の4項で構成される. 提案式は, 応力三軸度が低い条件下でせん断応力の方向が周期的に変化するとき, ダメージが蓄積するという現象論的考察に基づいている. したがって, 式(4.1)は, 応力不変量だけでなく, 繰り返しせん断応力で構成した.

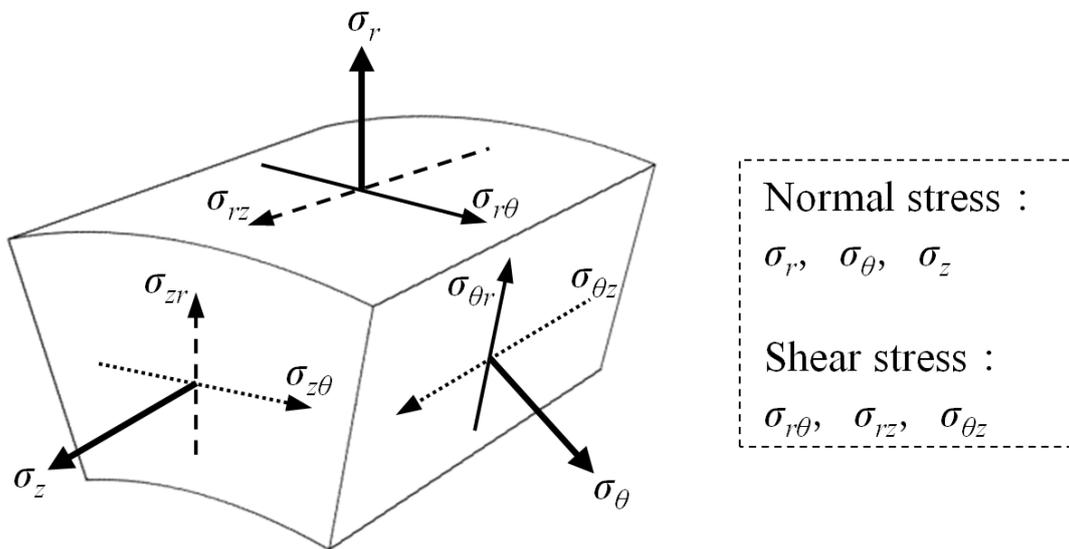


Fig. 4.5 Schematic of each stress component

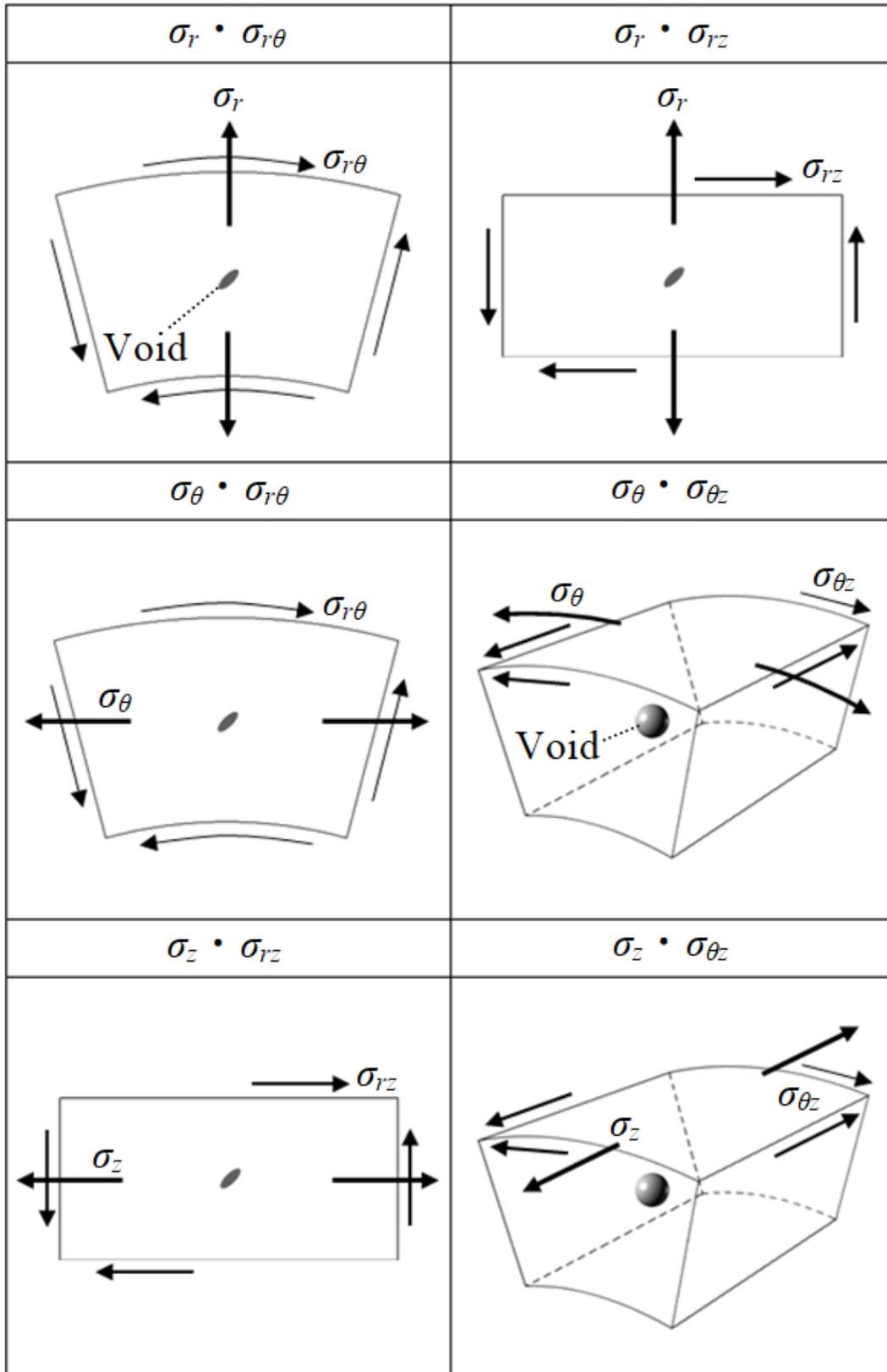


Fig. 4.6 Schematic of combination of normal stress and shear stress in each section

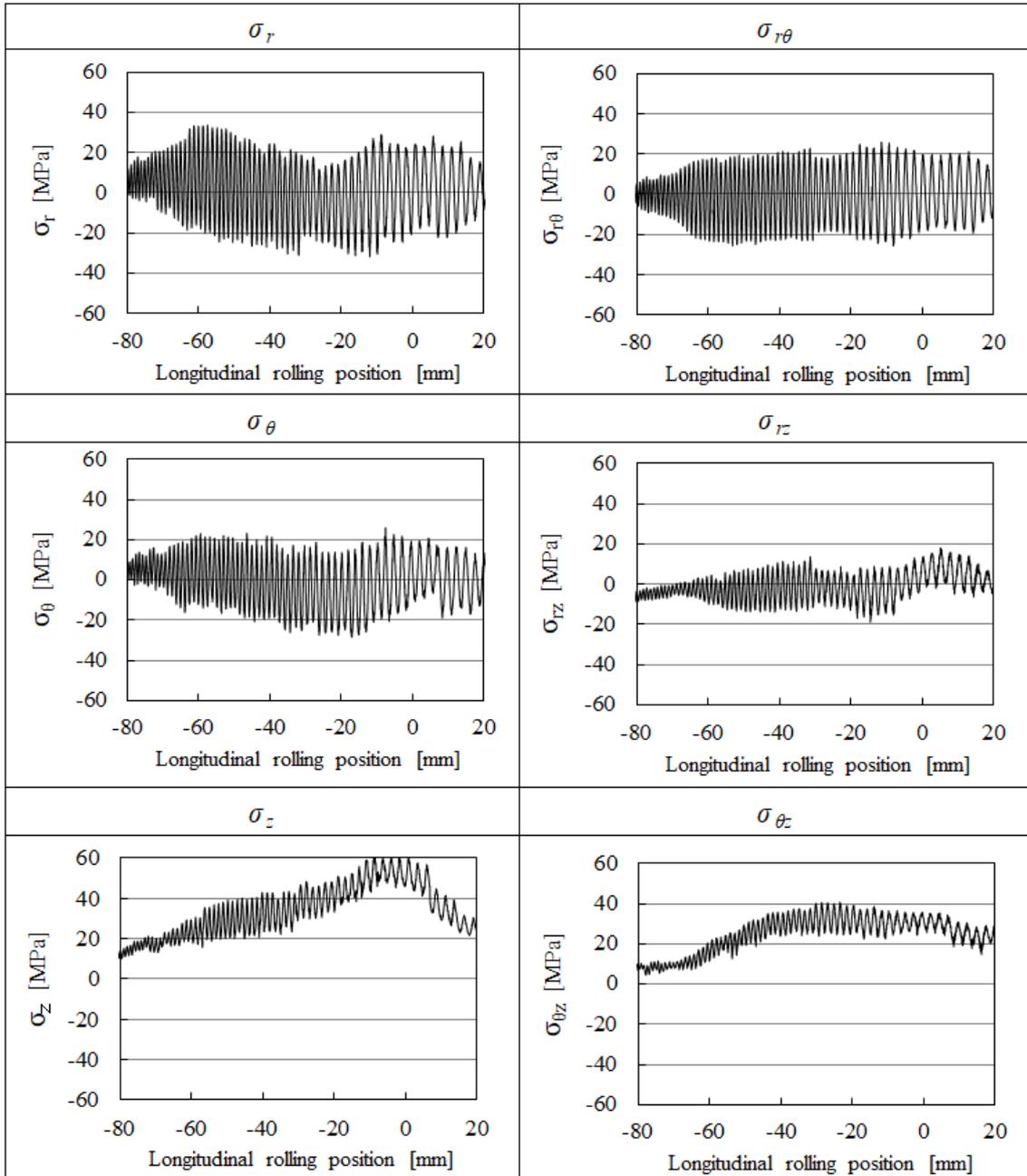


Fig. 4.7 Variation of stress state in a designated material point set at a radius of 6 mm from the central axis of rolled material at feed angle $\beta = 4^\circ$ in three-roll skew rolling

4.3. 提案式に基づく内部割れ発生予測

Fig. 4.8 に圧延横断面 A における単位時間当りのダメージの増分値 f ならびにダメージ値 F の分布を示す。これらの値は、汎用コードに組み込んだユーザーサブルーチンから算出した。圧延材の軸心部から 6 mm 離れた位置は、引張応力とせん断応力が重畳する応力場となるため、増分値 f ならびにダメージ値 F は最大値を取る。一方で、軸心部ではせん断応力 $\sigma_{r\theta}$ と σ_{rz} がほとんど作用しないため、増分値 f は低い。また、圧延材の外面側は圧縮応力場であるため、増分値 f は 0 である。このような不均一な応力場で材料が回転する結果、ダメージ値 F が高い領域はリング状となる。なお、圧延材の外表面のダメージ値も高いが、これはロール離脱時に引張応力とせん断応力が僅かに作用し、かつ相当塑性ひずみが高いことに起因する。

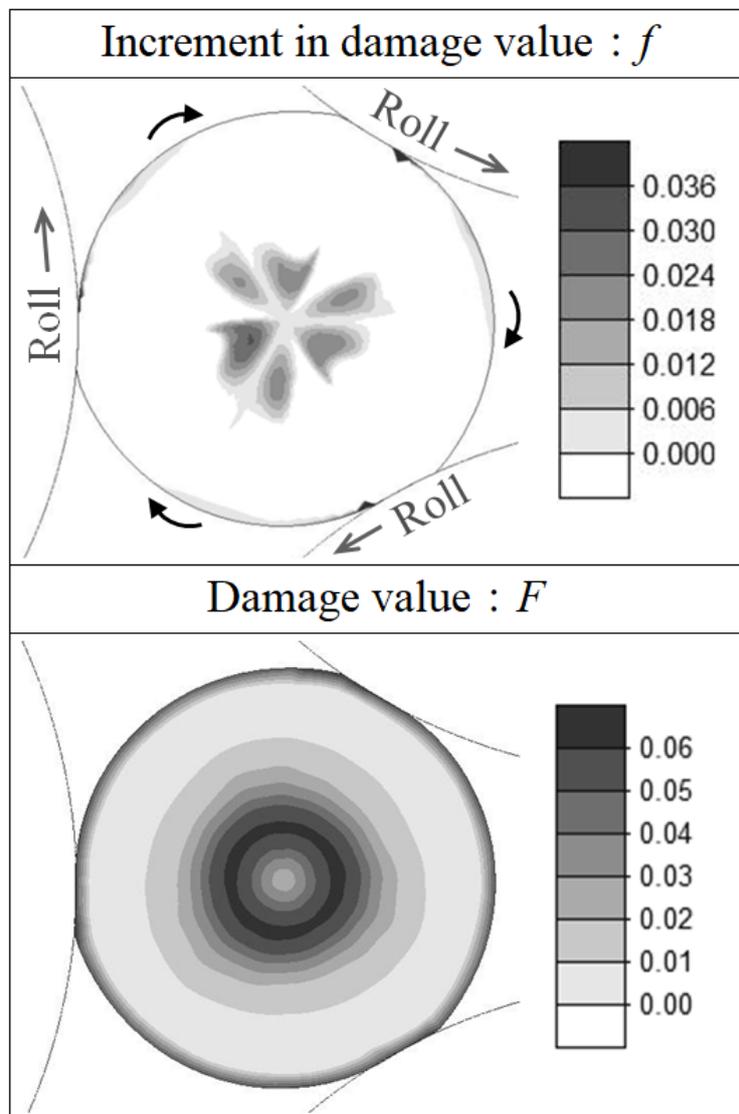
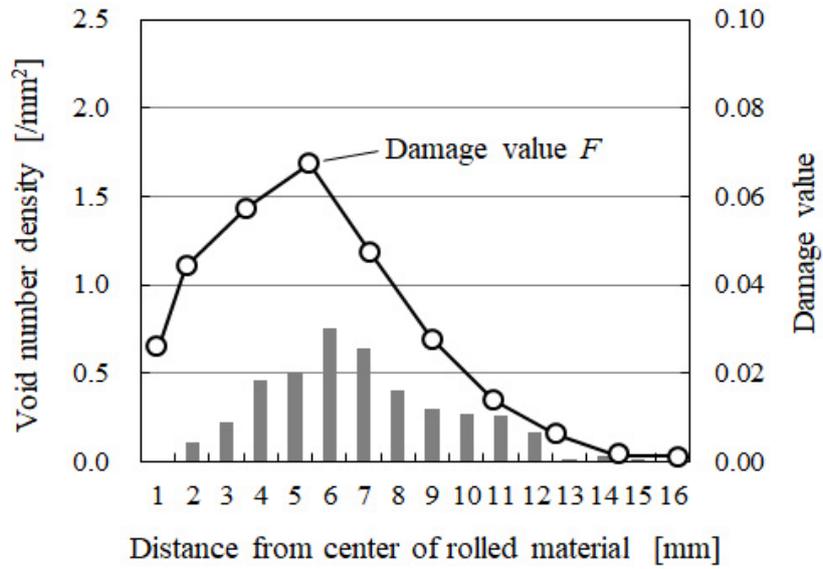
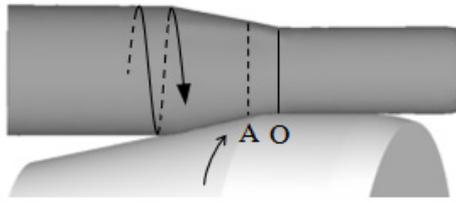


Fig. 4.8 Distribution of damage value according to new ductile fracture criterion at feed angle $\beta = 4^\circ$ in three-roll skew rolling

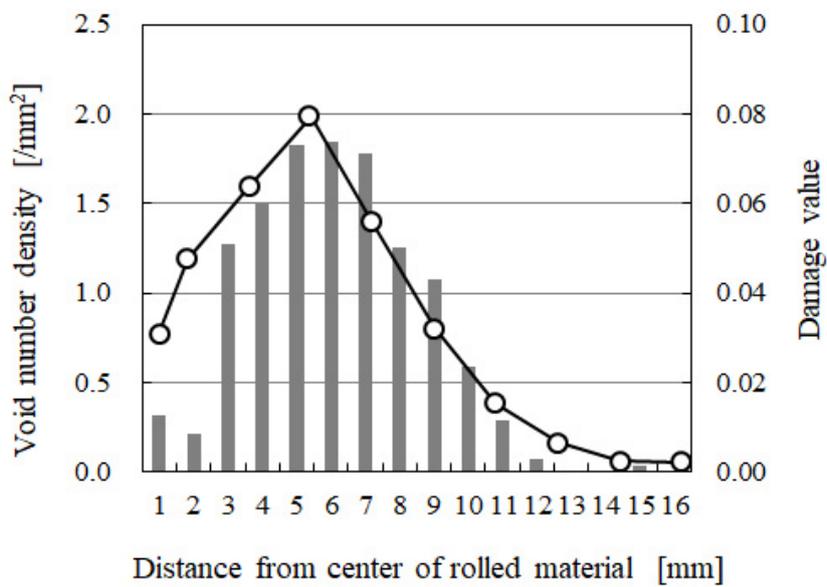
Fig. 4.9に各圧延横断面における実験から得たボイド個数密度と、FEM解析から算出したダメージ値 F の対比を示す。提案手法は、ボイド個数密度が高い位置を予測することができ、ボイド個数密度の分布は、ダメージ値 F の分布と定性的に一致した。

定量的に一致しない原因は2つあり、1つは、本研究ではFig. 2.3に示した方法で単位面積当りのボイド個数を測定したためと考えられる。実際は個々のボイドの体積は異なっており、ボイド個数密度はボイドの大きさを考慮した指標とは言い難い。定量的に一致させるには、測定作業が非常に煩雑となるが、ボイドの個数ではなく、ボイドの体積とダメージ値を対比する必要があると考える。任意の観察点におけるボイド体積の履歴とダメージ値の関係を明らかにすることは、今後の課題である。

もう1つは、本数値解析モデルではボイド発展にともなう材料の強度低下を考慮していないことが挙げられる。損傷を受けた領域の変形抵抗は、健全な領域の変形抵抗よりも低いため、損傷を受け易く、圧延横断面AからOに推移する際、実際のダメージ値は急上昇する可能性が考えられる。今後、連続体損傷力学モデルとの連成解析が望まれる。



(a) Cross section A



(b) Cross section O

Fig. 4.9 Relationship between void number density and damage value at feed angle $\beta = 4^\circ$ in three-roll skew rolling

次に、最大ダメージ値 F_{max} を取る任意の材料点の履歴を調査した。Fig. 4.10に各傾斜角 β における F_{max} の履歴と、傾斜角 $\beta=4^\circ$ における圧延横断面のマクロ写真を示す。横軸は圧延進行方向の位置を示し、0 mmはFig. 2.4に示した位置Oを表す。傾斜角 β が増加するにつれ、繰り返し圧下回数 C ならびに相当塑性ひずみ ϵ_{eq} が減少するため、 F_{max} は抑制される。快削鋼SUM24Lの場合、 F_{max} が0.06を超えると面積 $200 \mu\text{m}^2$ （平均直径 $16 \mu\text{m}$ ）以上のボイドが多数生成され、 F_{max} が0.07を超えると微小ボイド同士が繋がり始め、最終的には、巨視的なき裂が進展し、リング状の内部割れが発生する。提案式は、巨視的なき裂進展を表現することができないため、最終的な破壊形態を正確に予測することは困難であるが、初期段階の内部割れは予測可能であることが確認された。

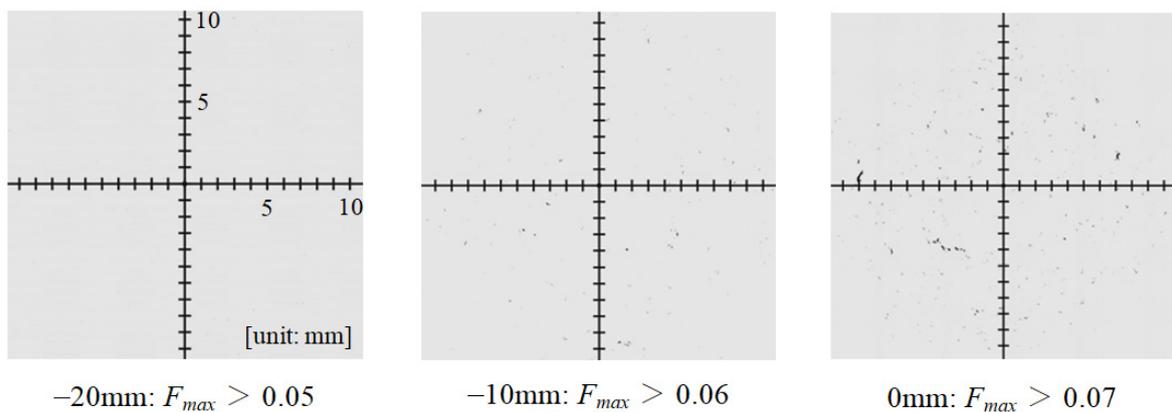
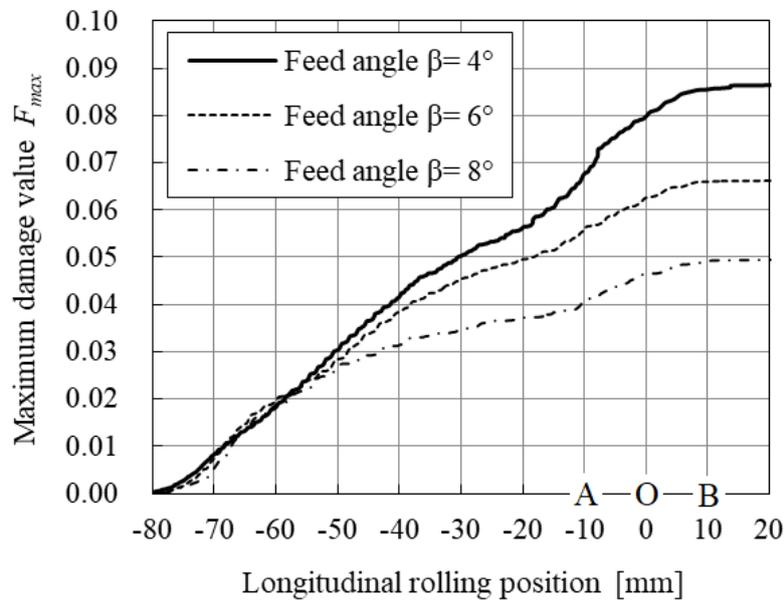


Fig. 4.10 History of maximum damage value during three-roll skew rolling

Fig. 4.11に各傾斜角 β における繰り返し圧下回数 C の履歴を示す。繰り返し圧下回数 C は数値解析から算出した。傾斜角 β が大きいほど、繰り返し圧下回数 C が低減し、圧延実験での内部割れ発生有無，ならびにダメージ値 F が減少する傾向と一致する。一方，2ロール式の傾斜圧延では，3ロール式より少ない繰り返し圧下回数 C で内部割れが発生することが知られている。繰り返し圧下回数 C では，内部割れの初期発生を一義的に予測不可能であることを，第5章で報告する。

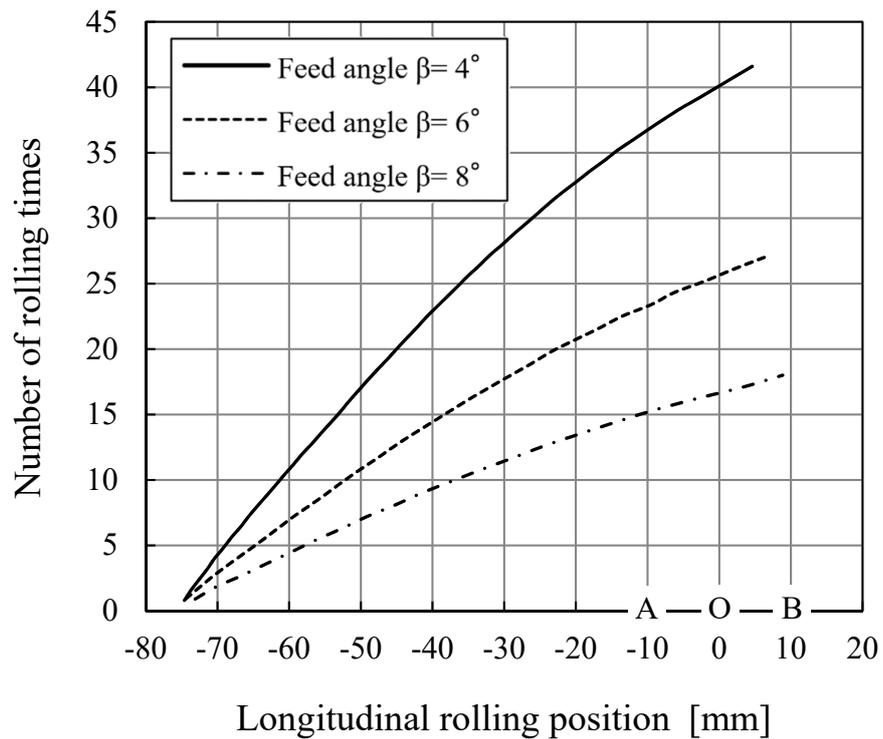


Fig. 4.11 History of number of rolling times during three-roll skew rolling

4.4. 第4章の小括

第4章では、応力三軸度が低い条件下でせん断応力の方向が周期的に変化するときに、ダメージが蓄積するという現象論的考察に基づいた新しい延性破壊条件式を提案し、3ロール式の傾斜圧延における内部割れを予測可能であることを実証した。引張応力により破壊に至るという従来理論に、提案した延性破壊メカニズムは含まれておらず、全く新しい知見である。傾斜圧延の内部割れのような、応力三軸度が0から0.1という低い条件下で発生する割れを予測するには、応力不変量だけでなく、応力方向の変動も考慮することが重要であることを明らかにした。

第5章 ロール数が内部割れに及ぼす影響

本章では、2ロール式の傾斜圧延における内部割れの発生挙動を調査し、割れ発生メカニズムを解明する。2ロール式においても、提案式による内部割れ初期発生の一義的な予測可否を検証する。

5.1. 2ロール式の熱間傾斜圧延実験による内部割れ発生挙動調査

第1章で述べた通り、3ロール式の傾斜圧延では材料軸心部の周囲で内部割れが発生するのに対し、2ロール式の傾斜圧延では材料軸心部で内部割れが発生することが知られている^[5]。また、2ロール式の傾斜圧延は、3ロール式に比べて設備構造が単純、圧延可能な素材径の範囲が広いといった長所がある反面、減径量を大きくすると内部割れが発生し易いという課題がある^[4]。従来、き裂進展後の内部割れ形態は研究されているものの、内部割れの起点に関しては研究されていない。そこで、2ロール式の傾斜圧延における内部割れの実態を調査した。

Fig. 5.1に2ロール式の傾斜圧延機の概略図を示す。本圧延機は、パスラインを中心にロールが対向に配置され、ビレットを前進させるためにロール軸は互いに反対方向に傾斜している。そして、3ロール式の傾斜圧延機と同様、ロール軸の角度は変えずにロール間隔を変えることにより材料の外径絞り量を調整する。2ロール式の傾斜圧延における内部割れの発生挙動を調査するべく、第2章に示した熱間圧延実験に倣い、圧延途中止め材を採取し、空冷後にワイヤーソーにて、長手方向に複数の断面に切断して観察した。供試材には、Table 2.3に示した快削鋼SUM24Lを用いた。Table 5.1に圧延条件を示す。事前に数値解析にて式(4.1)、(4.2)からダメージ値 F を見積り、最大ダメージ値 F_{max} が3ロール式と同程度になる条件を含むように、外径絞り率ならびに傾斜角 β を設定した。圧延前材料径は70 mm、圧延径は63 mm、外径絞り率(=減径量/圧延前材料径 d_0)は10%で固定し、傾斜角 β は8、10、12°の3条件とした。3ロール式と比べて、外径絞り率が減少し、傾斜角 β が増加しているため、繰り返し圧下回数 C は6、5、4回と低位である。本圧延条件下では、材料がロールに噛み込んでからロール間が最小となる位置までに、圧延材は2-3回転する。また、Luo & Ståhlberg^[70]らが、介在物の流動応力はひずみ速度に比例し、介在物の変形能は介在物と母材間の流動応力の差異に依存することを提案している。そのため、3ロール式の傾斜圧延のひずみ速度と一致させるために、ロール回転数を約1/3に減らし、30 rpmとした。

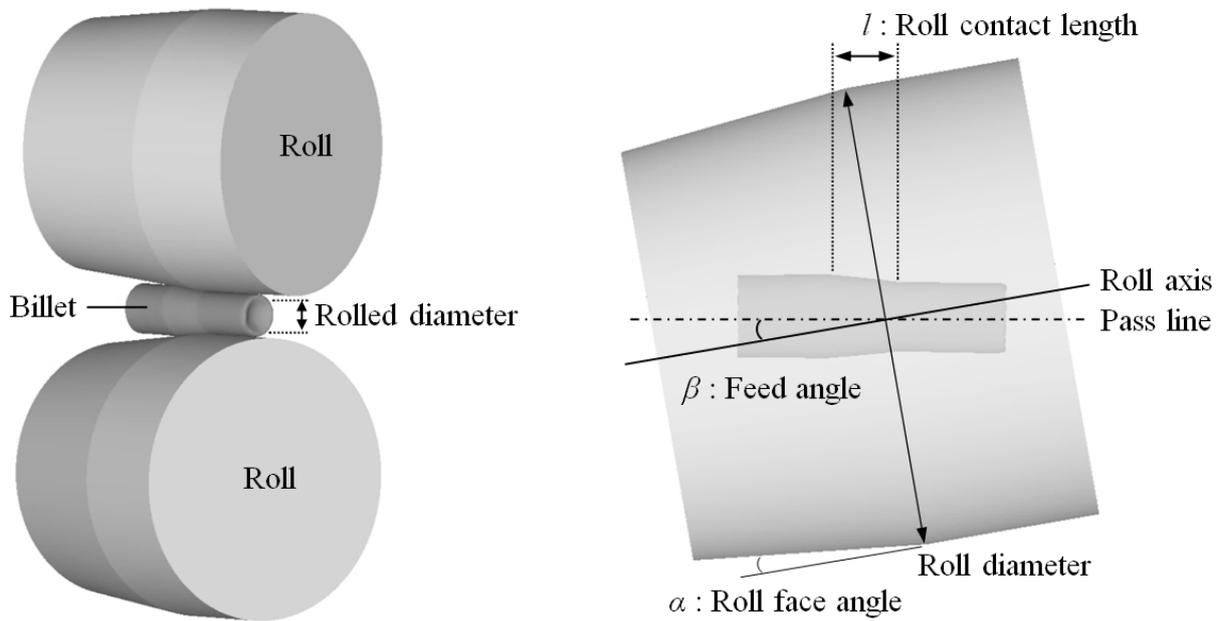


Fig. 5.1 Schematic of skew rolling mill with two rolls

Table 5.1 Rolling conditions for two-roll skew rolling

Roll diameter D [mm]	400
Roll face angle α [°]	3
Roll rotation number N [rpm]	30
Billet diameter d_0 [mm]	70
Rolled diameter d_1 [mm]	63
Reduction in diameter [%] $(d_0 - d_1) / d_0 \times 100\%$	10
Elongation ratio e [-]	1.24
Feed angle β [°]	8, 10, 12
Number of cyclic rolling times C [-]	6, 5, 4
Billet heating temperature [°C]	1100

繰り返し圧下回数 C が多い傾斜角 $\beta=8^\circ$ の条件では内部割れを確認できたが、ダメージ値 F が 0.06 を下回る傾斜角 $\beta=10, 12^\circ$ では確認できなかった。Fig. 5.2 に圧延途中止め材の観察位置、Fig. 5.3 に傾斜角 $\beta=8^\circ$ における圧延横断面のマクロ写真を示す。Fig. 5.3 の目盛は 1 mm を表す。ロール間の距離が最小となる位置を O とし、その前後 10 mm の圧延横断面を詳細に観察したところ、圧延材の軸心部から 1-5 mm 離れた位置にボイドが生成し、圧延が進むにつれてボイドが発展することを確認した。

Fig. 5.4 に、圧延横断面 A ならびに O における圧延横断面内のボイド個数密度（サンプル数 $n=3$ の中央値）を示す。ボイド個数密度は Fig. 2.3 に示した方法で算出した。3ロール式と同様、割れ初期におけるボイドのほとんどが直径 15-30 μm であった。圧延横断面 A と O において、軸心部のボイド個数密度よりも、軸心部から半径 2 mm 位置で最大となる。従来の知見と異なり、2ロール式の傾斜圧延における割れの発生位置は、厳密な材料軸心部ではなく、軸心部の極近傍であることが明らかになった。

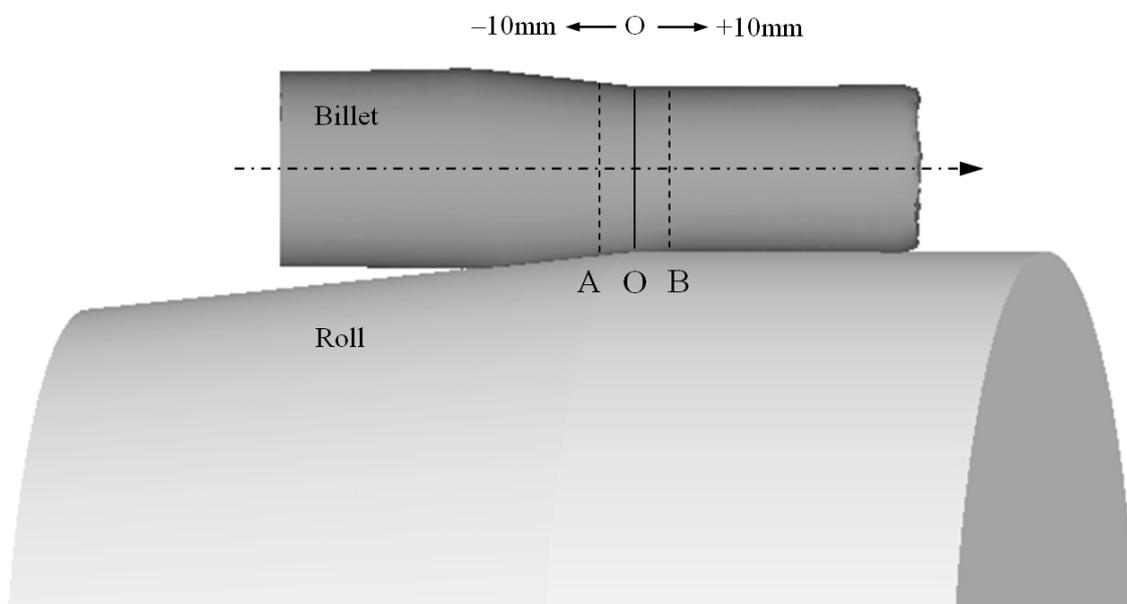


Fig. 5.2 Measurement position of semi-finished product in two-roll skew rolling

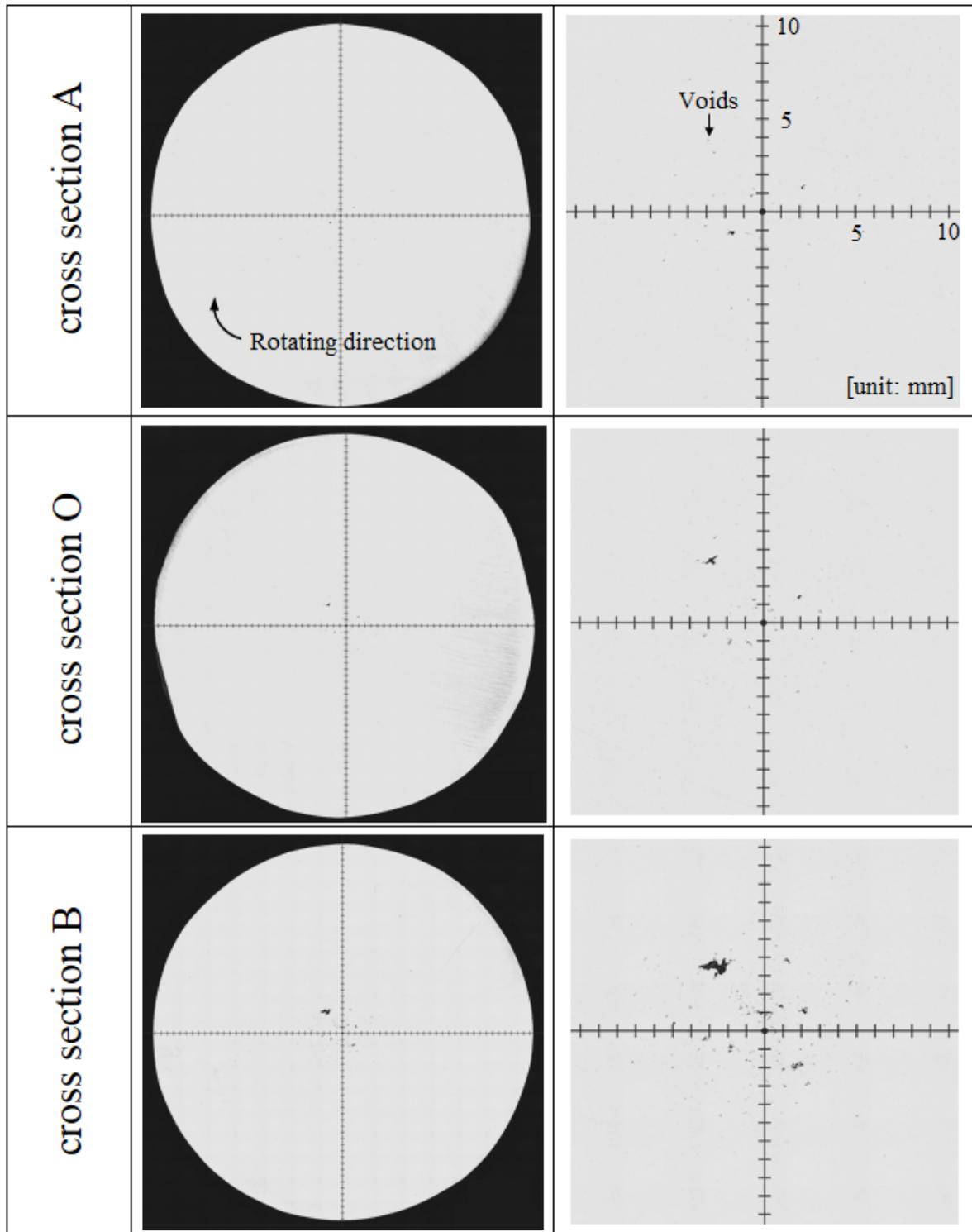
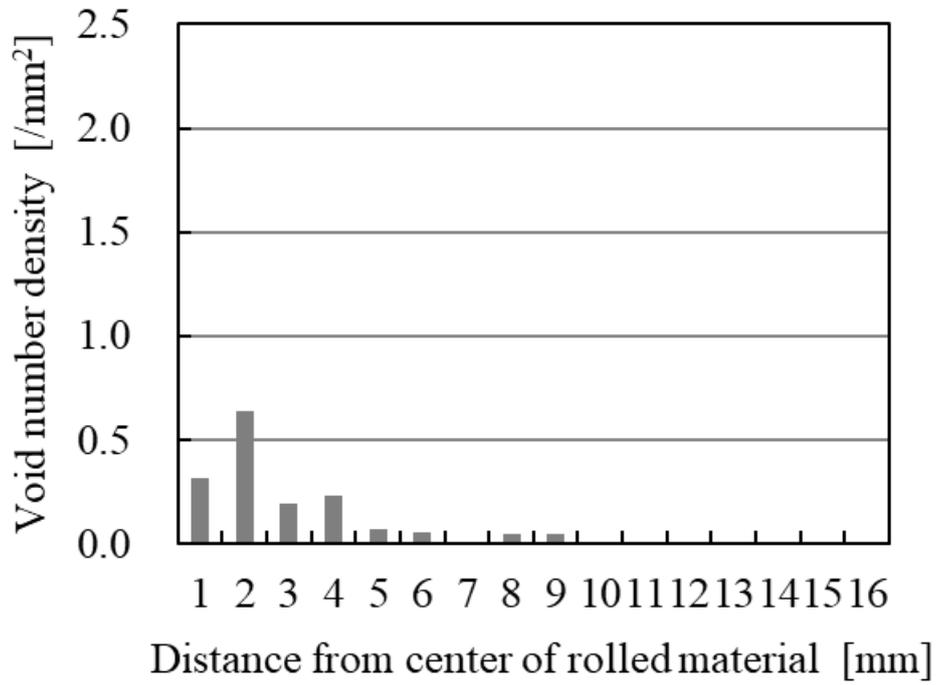
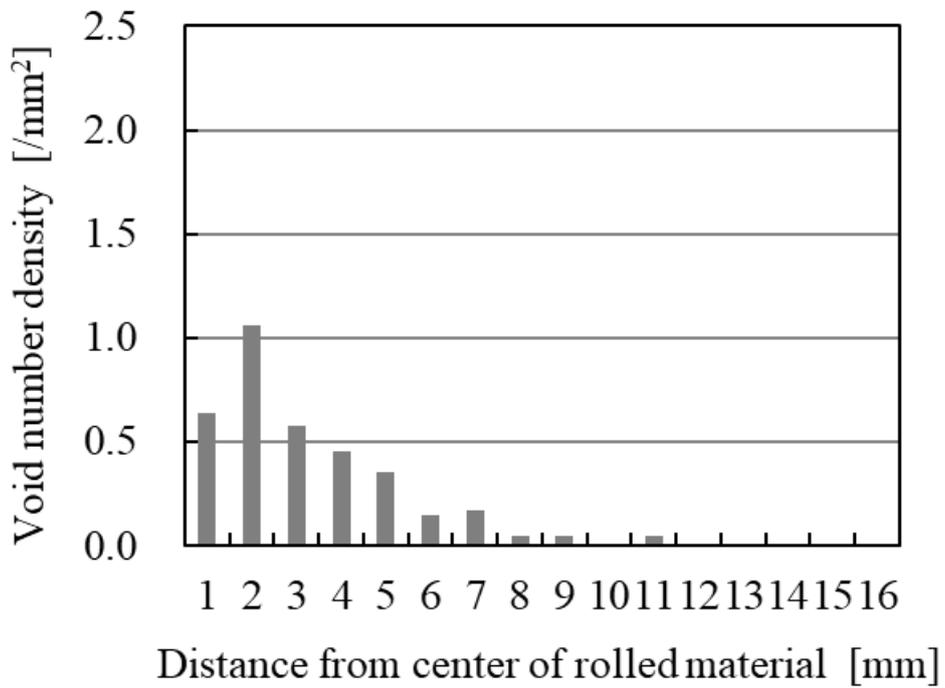


Fig. 5.3 Photographs of voids in rolling cross sections at feed angle $\beta = 8^\circ$ in two-roll skew rolling



(a) Cross section A



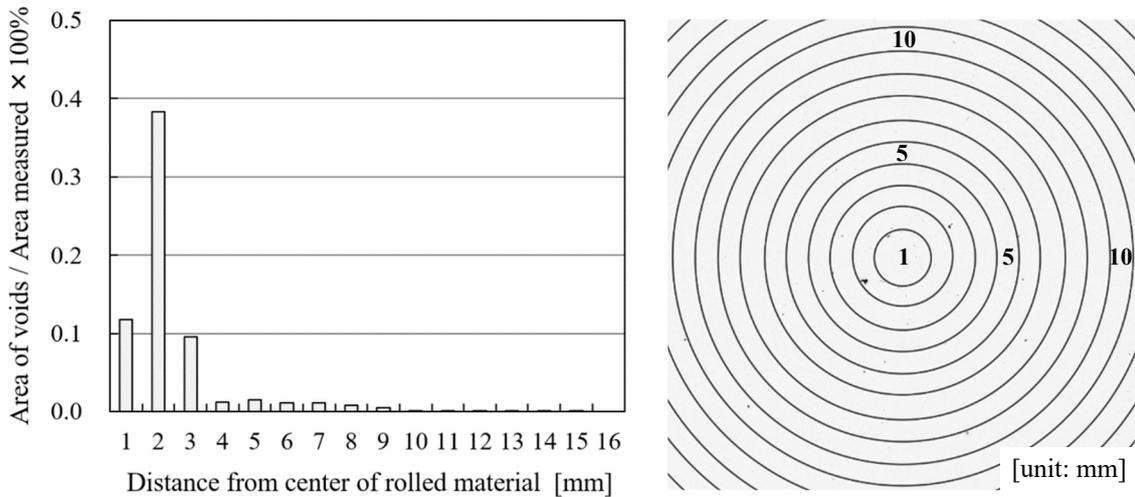
(b) Cross section O

Fig. 5.4 Distribution of void number density in rolling cross sections at feed angle $\beta = 8^\circ$ in two-roll skew rolling

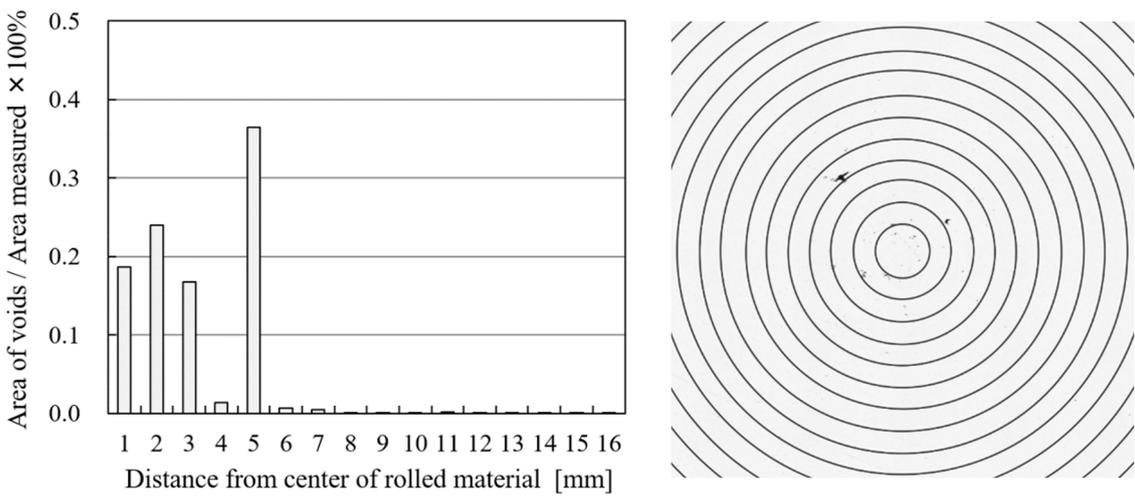
3 ロール式の傾斜圧延と同様に、2 ロール式の傾斜圧延におけるボイド面積率を算出した。Fig. 5.5 に、圧延横断面 A, O, B における圧延横断面内のボイド面積率とマクロ写真を示す。マクロ写真の数字は圧延材軸心部からの距離を表す。なお、圧延横断面 A, O における縦軸の最大値は 0.5% であるが、圧延横断面 B における縦軸の最大値は 10.0% と 20 倍にした。Fig. 5.6 に、圧延横断面 A, O における圧延横断面内のボイド個数密度とボイド面積率の対比を示す。横軸は圧延材軸心部からの距離、第 1 縦軸はボイド個数密度、第 2 縦軸はボイド面積率を表す。

圧延横断面 A, O におけるボイド面積率は、圧延材軸心部より半径 2 mm 位置が高位であり、Fig. 5.4 に示したボイド個数密度と良く一致した。また、圧延横断面 A, O におけるボイド面積率の最大値は 0.3% 程度、圧延横断面 B におけるボイド面積率の最大値は 4.0% 程度であり、3 ロール式の測定結果に近かった。本測定結果は、ロール数に限らず、巨視的なき裂が進展する前のボイド個数密度とボイド面積率は、同義とみなせることを示唆している。

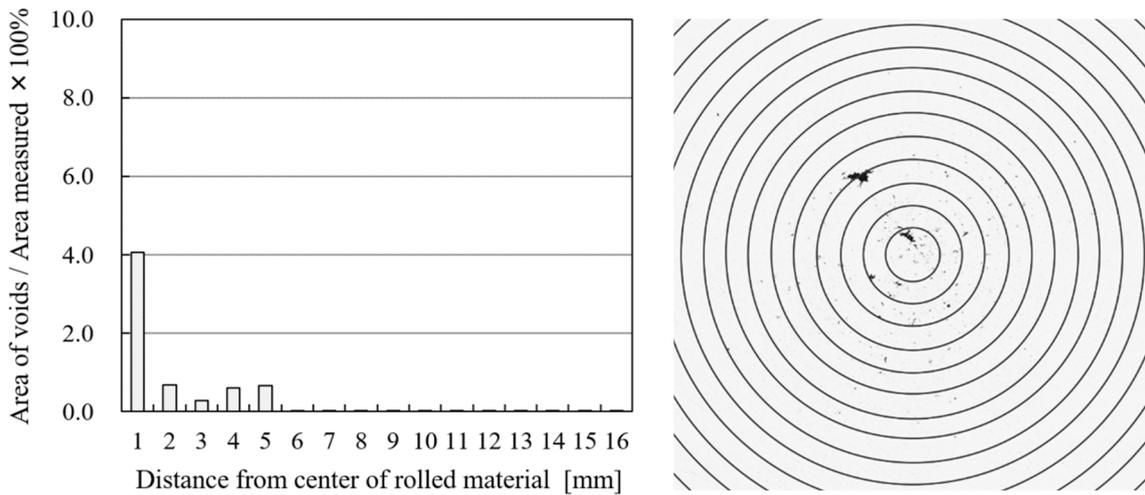
一方、面積の大きなボイドが不規則に発展する現象があり、ボイド面積率はその影響を受け易く、最大値ならびに分布が変動することがある。本測定において、圧延横断面 A では半径 2 mm 位置、圧延横断面 O では半径 5 mm 位置、圧延横断面 B では半径 1 mm 位置におけるボイド面積率が突出して高いが、これは測定エリアに少数の巨大なボイドが存在するためである。



(a) Cross section A

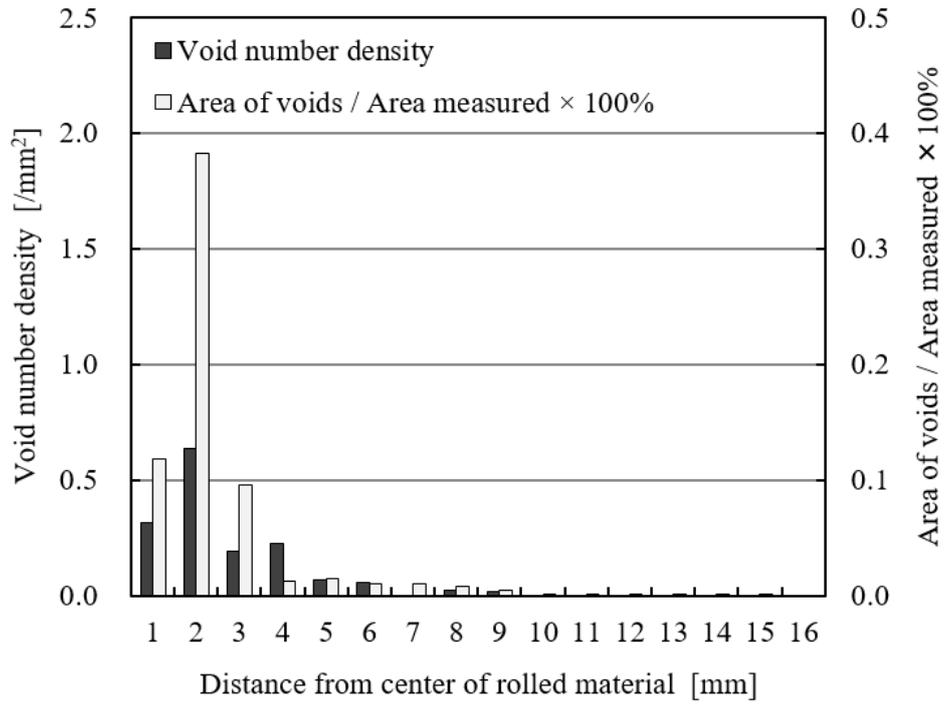


(b) Cross section O

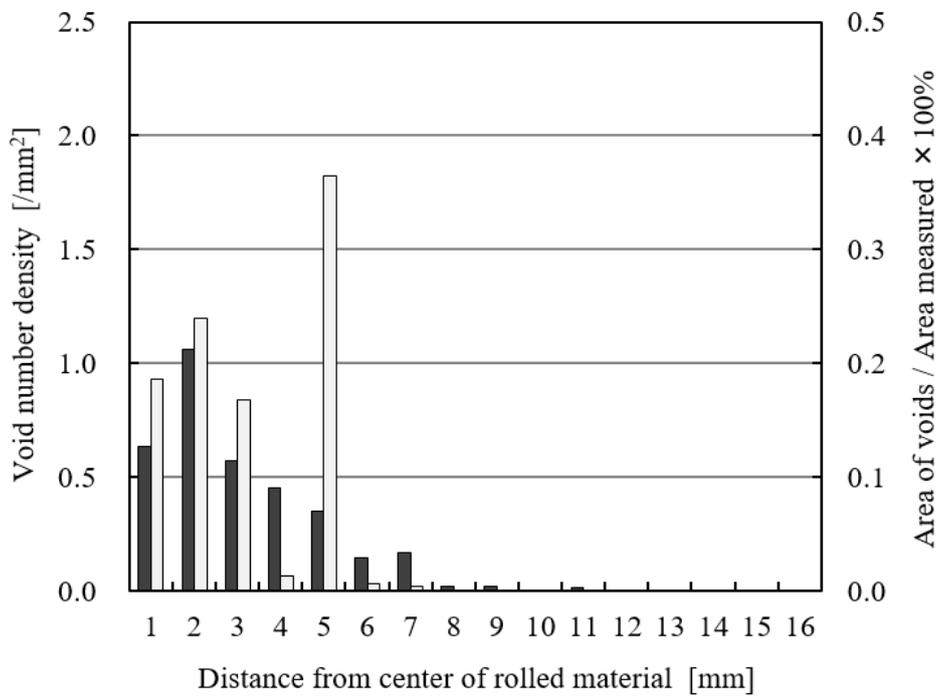


(c) Cross section B

Fig. 5.5 Distribution of void area index and photographs of voids in rolling cross sections at feed angle $\beta = 8^\circ$ in two-roll skew rolling



(a) Cross section A



(b) Cross section O

Fig. 5.6 Comparison of void number density and void area index distribution in rolling cross sections at feed angle $\beta = 8^\circ$ in two-roll skew rolling

5.2. 2ロール式の傾斜圧延における数値解析

5.2.1. 従来の延性破壊条件式による内部割れ発生予測

2ロール式の傾斜圧延における材料内部の変形挙動を調査するべく、3ロール式の傾斜圧延に倣い、汎用コード Simufact. forming を用いて、有限要素解析を行った。Fig. 5.7 に数値解析モデルを示す。数値解析の境界条件や要素数などは、3ロール式と同様である。圧延条件は、Table 5.1 に示した熱間圧延実験と同条件とし、所定の外径絞り量と傾斜角 β になるようロール位置を設定する。

数値解析にて得た応力とひずみから、従来の延性破壊条件式を用いてダメージ値を算出した。Fig. 5.8 に圧延横断面 A における Ayada の式に関する変数を示す。応力三軸度 σ_m/σ_{eq} は、材料軸心部で最大値を取り、ロール接触領域では半径方向圧縮応力が作用して、負の値を取る。その結果、ダメージ値は、応力三軸度が常に正の値を取る材料軸心部で最大となる。しかし、実験では材料軸心部の極近傍ではあるが、軸心から離れた領域において割れが発生しており、Ayada の式に基づくダメージ値の分布は、3ロール式の傾斜圧延と同様に実験結果と一致しない。さらに、実験にて内部割れが発生した条件において、2ロール式ではダメージ値が 0.10、3ロール式ではダメージ値が 0.18 と値が 44%も異なることから、Ayada の式では内部割れを一義的に評価困難と判断した。

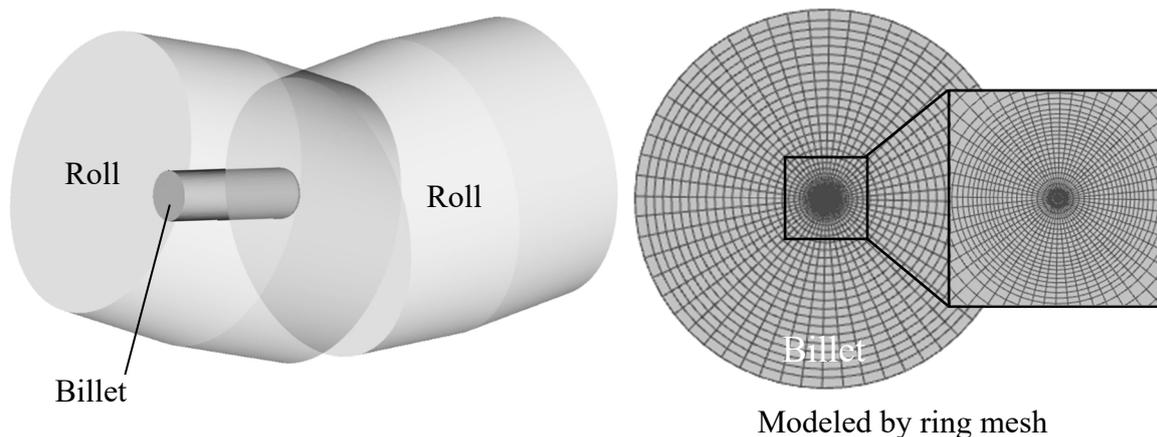


Fig. 5.7 Model of two-roll skew rolling process designed with Simufact. forming

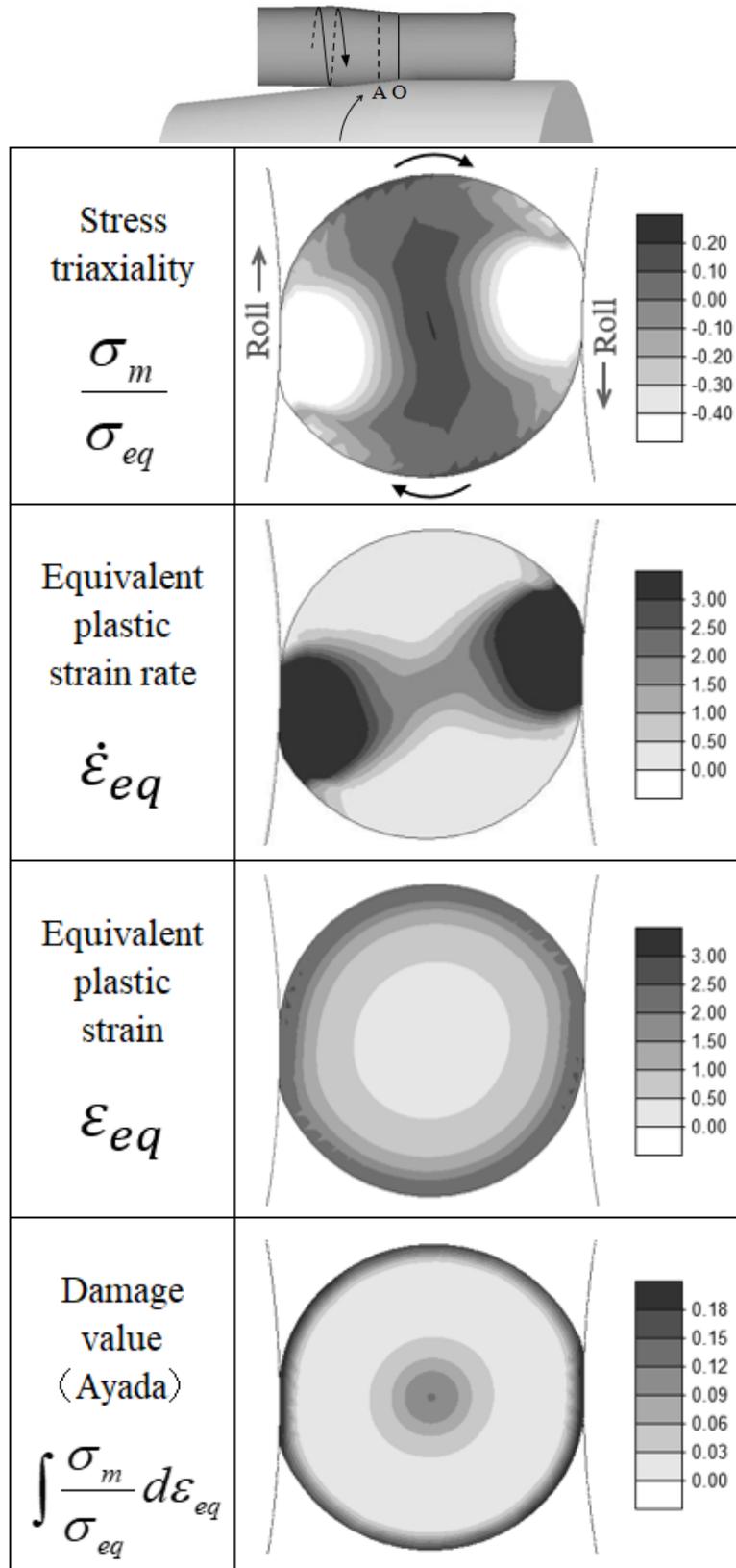


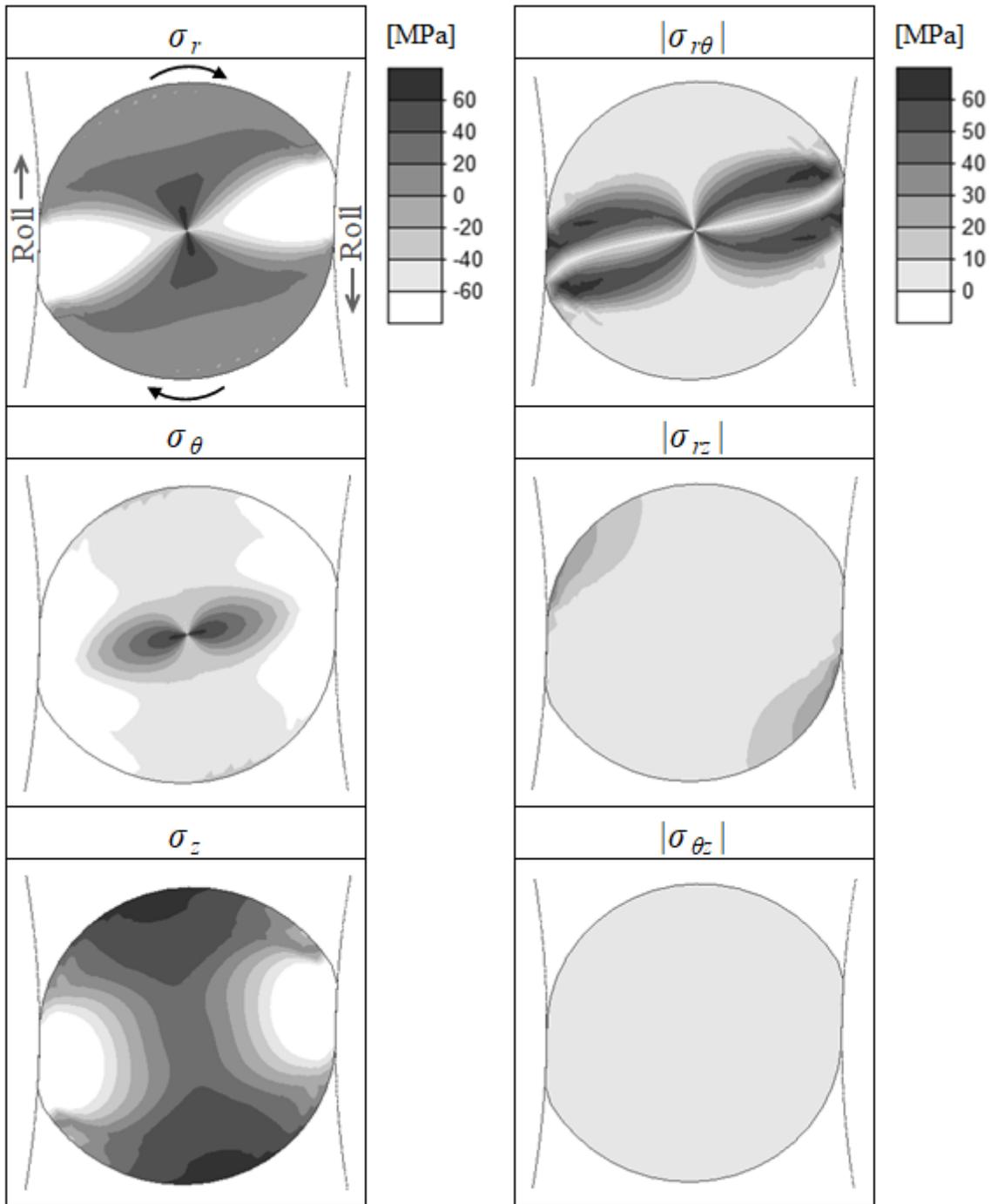
Fig. 5.8 Distribution of damage-related values in rolling cross section A at feed angle $\beta = 8^\circ$ in two-roll skew rolling: stress triaxiality, equivalent plastic strain rate, equivalent plastic strain, damage value by Ayada's criterion

5.2.2. 圧延中の変形挙動

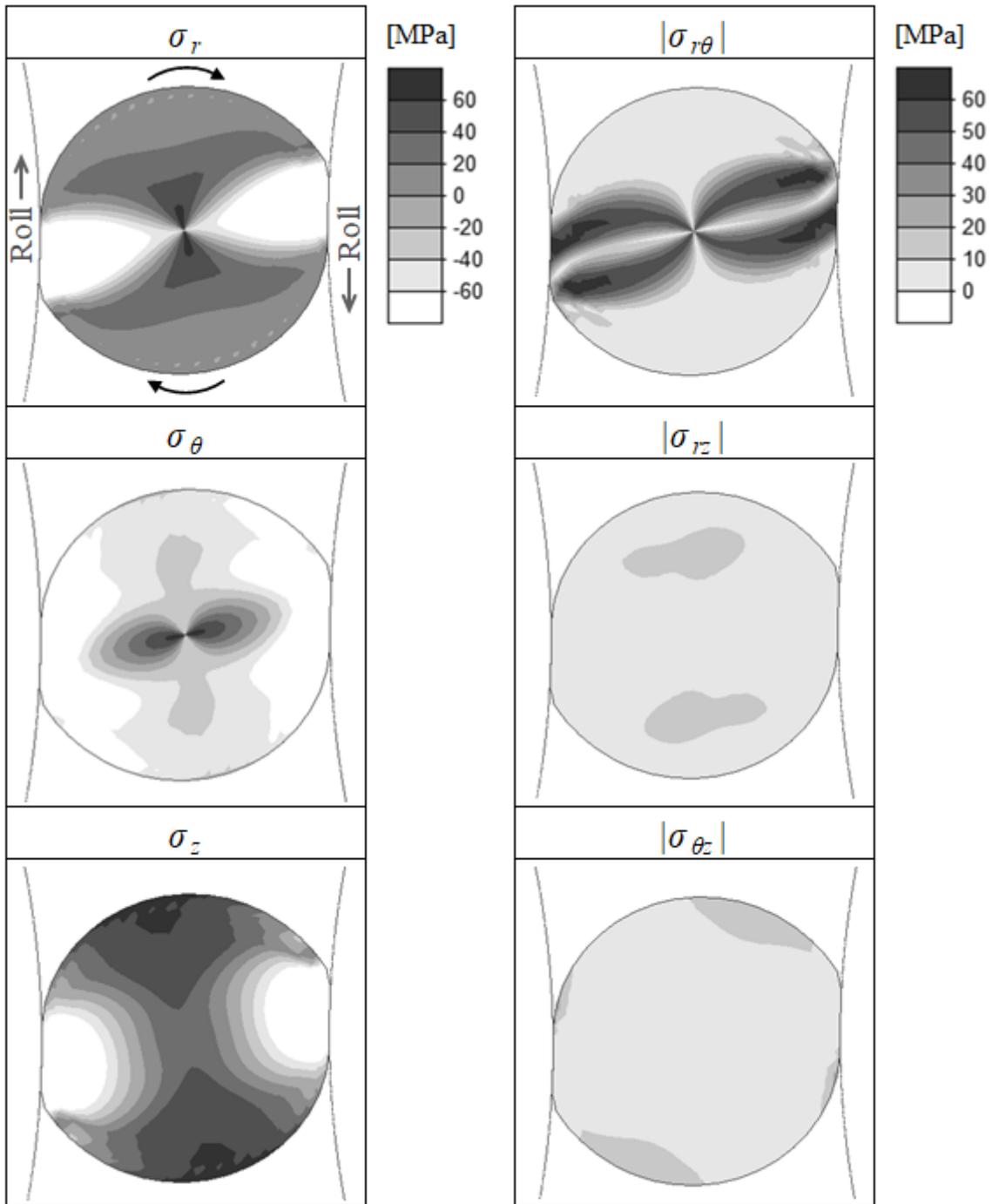
2ロール式の傾斜圧延における材料内部の応力成分を詳細に調査した。Fig. 5.9に圧延中の応力6成分を示す。Fig. 5.2に示した通り，圧延横断面Oはロール間隔が最小となる位置であり，圧延横断面Aは圧延入側へ長手方向に10 mm，圧延横断面Bは圧延出側へ10 mmの位置を表す。

2ロール式の傾斜圧延における各圧延断面の応力分布は，3ロール式の応力分布と類似している。半径方向応力 σ_r は，ロールにより圧下される領域とその内部では-80MPaの圧縮，ロール間では引張となる。一方，円周方向応力 σ_θ は σ_r と反対の応力分布となり，ロール圧下領域の内部では引張となる。2ロール式では，ロールがピレットを中心に180°間隔で配置されるため，各応力は材料軸心部を中心に点対称となる。圧延材の回転軸がパスラインと一致する理想的な圧延条件において，材料軸心部に作用する応力は，長手方向応力 σ_z が支配的である。

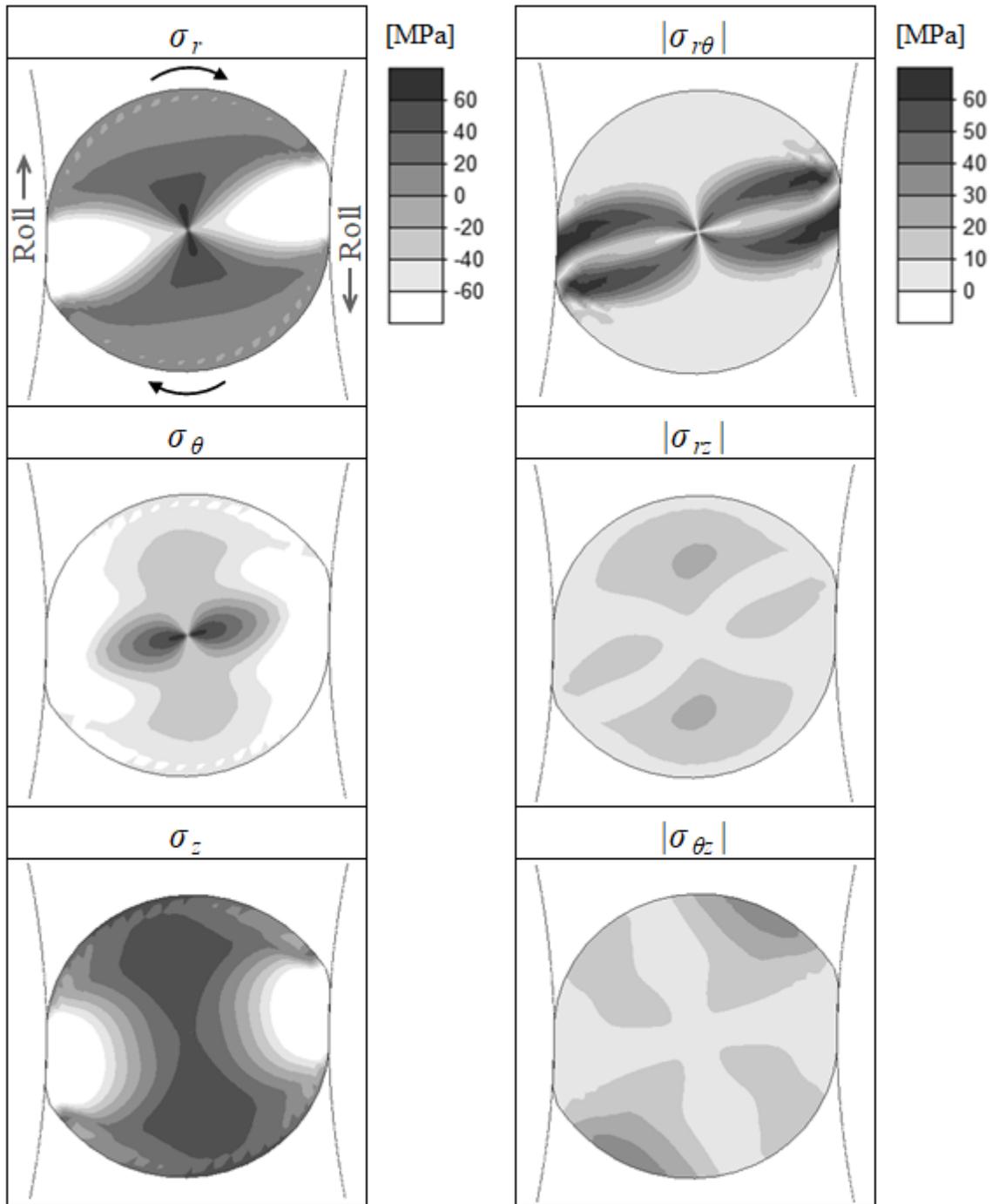
せん断応力に関しては，3ロール式と同様，主応力と同程度の円周方向せん断応力 $\sigma_{r\theta}$ が作用する。しかし，上記の理想条件において， $\sigma_{r\theta}$ の分布は材料軸心部を中心に点対称となるため，真の材料軸心部には作用しない。また，2ロール式では，圧延材の捩れを表すせん断応力 $\sigma_{\theta z}$ は非常に小さい。これは，3ロール式に比べて，外径絞り率が低位であることに起因する。



(a) Cross section A



(b) Cross section O



(c) Cross section B

Fig. 5.9 Distribution of stress in rolling cross sections at feed angle $\beta = 8^\circ$ in two-roll skew rolling

Fig. 5.10 に 2 ロール式の傾斜圧延中の温度分布を示す. 3 ロール式と同様, 圧延材の外表面側の領域が高温になるものの, 内部割れが発生する材料軸心部近傍の温度差は $30\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以下であった. 本数値解析結果から, 圧延中の温度分布が, 変形挙動ならびにダメージ値に及ぼす影響は小さいと考えられる.

Fig. 5.11 に圧延横断面 A における圧延材の速度分布を, **Fig. 5.12** に速度変動が圧延材のせん断変形に及ぼす影響を示す. 2 ロール式の傾斜圧延における速度分布ならびに累積変位は, **Fig. 3.6** と **3.7** に示した 3 ロール式の数値解析結果と同様であり, 円周方向速度 V_{θ} の変動によってロール接触部近傍でせん断変形が生じた. また, 圧延横断面 A における半径方向速度 V_r と円周方向速度 V_{θ} の変化は, それぞれ, 半径方向応力 σ_r と相当塑性ひずみ ε_{eq} の分布と一致し, 圧延材のせん断変形の妥当性を裏付けている.

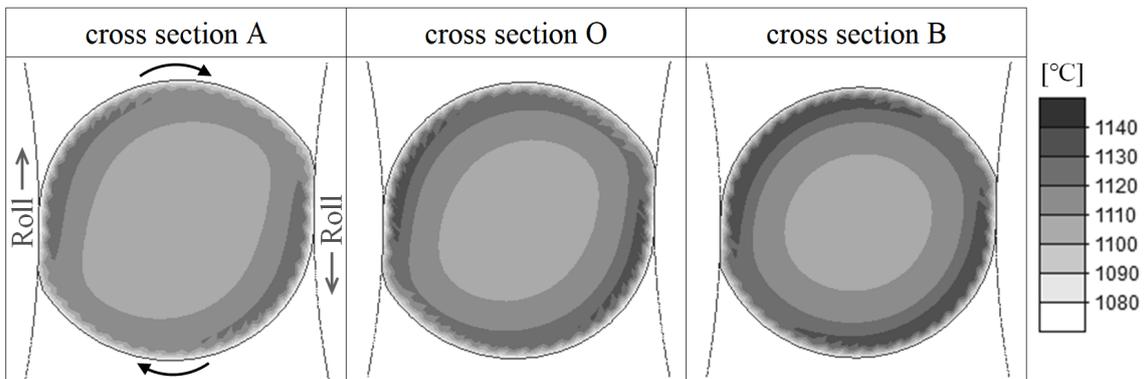


Fig. 5.10 Distribution of temperature in rolling cross sections at feed angle $\beta = 8^{\circ}$ in two-roll skew rolling

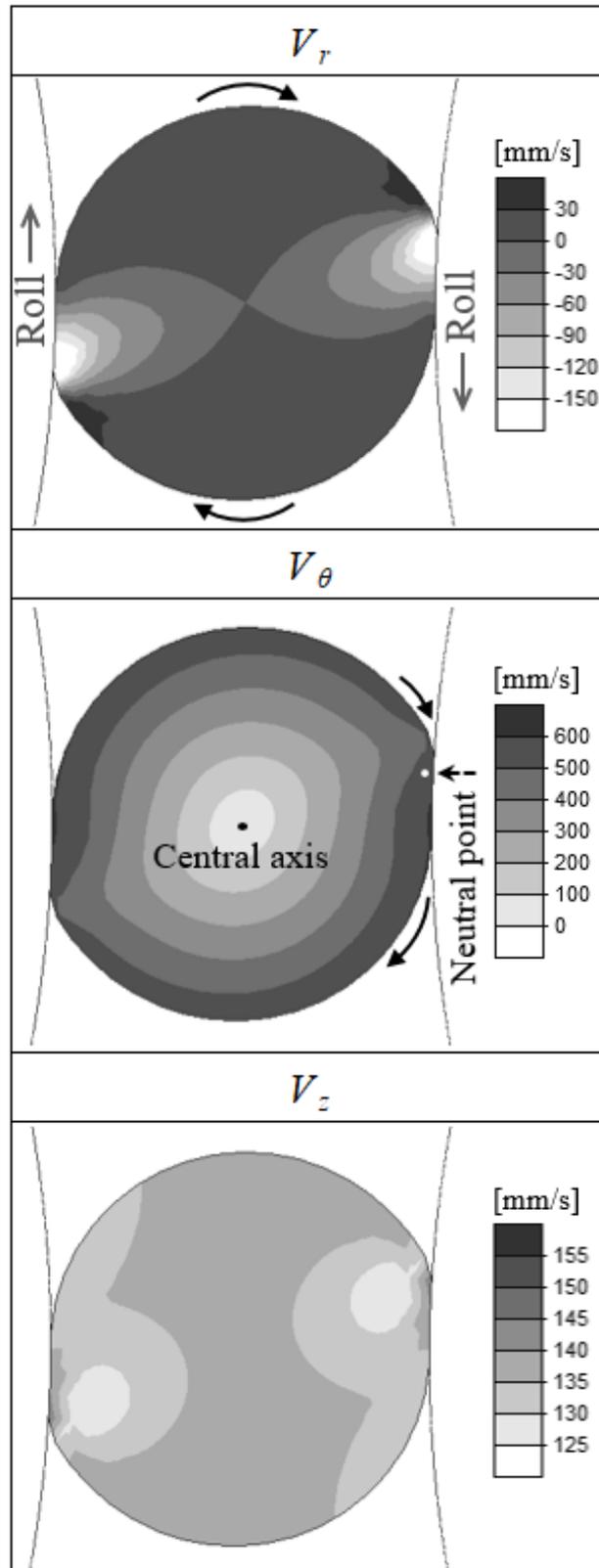


Fig. 5.11 Distribution of velocity in rolling cross section A at feed angle $\beta = 8^\circ$ in two-roll skew rolling

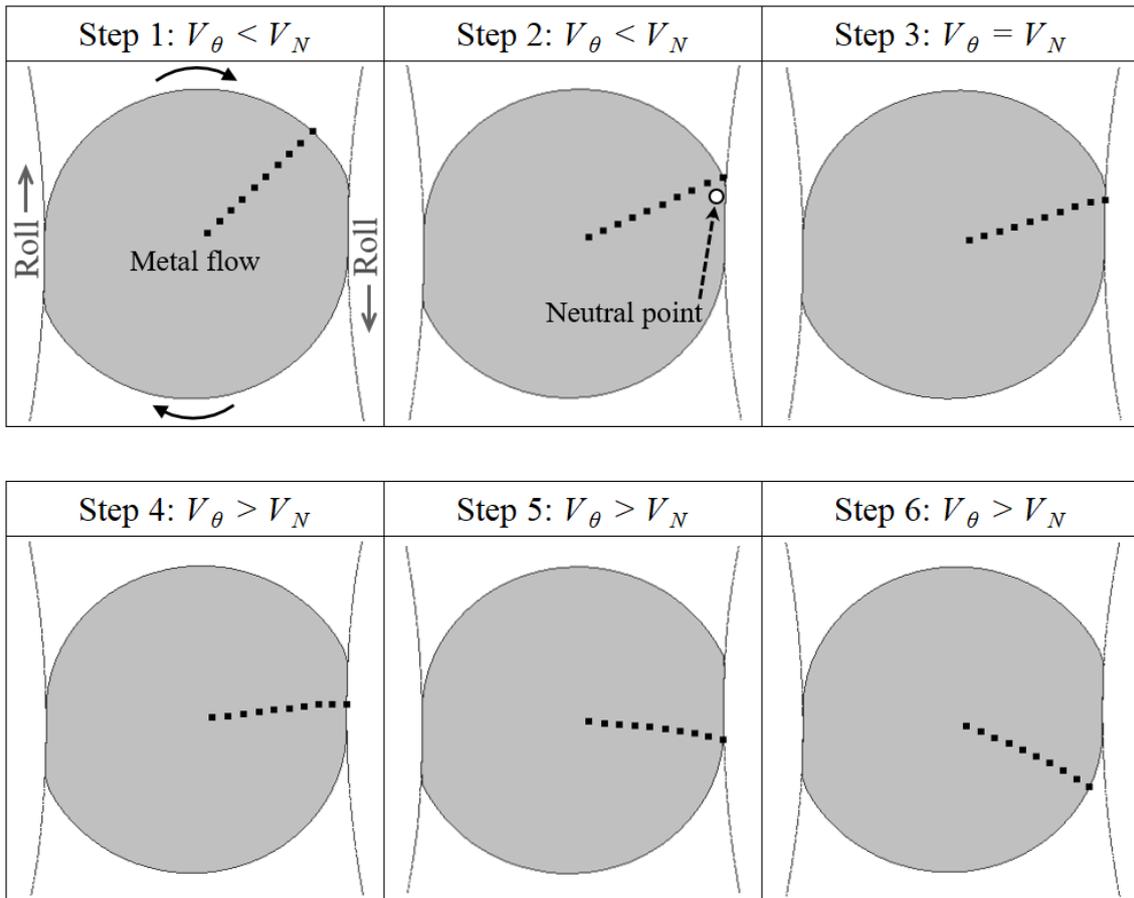


Fig. 5.12 Effect of velocity fluctuation on shear deformation of rolled material at feed angle $\beta = 8^\circ$ in two-roll skew rolling

5.2.3. 提案式に基づく内部割れ発生予測

2ロール式の傾斜圧延において、提案式からダメージ値 F を算出した。Fig. 5.13 に圧延横断面 A における単位時間当りのダメージの増分値 f ならびにダメージ値 F の分布を示す。増分値 f は、円周方向せん断応力 $\sigma_{r\theta}$ の影響を受けて、材料軸心部の周囲 4ヶ所で高かった。これは、材料軸心部の極近傍が、せん断応力と引張応力が重畳する応力場となり、一方で材料軸心部ではせん断応力 $\sigma_{r\theta}$ と σ_{rz} がほとんど作用しないためである。このような不均一な応力場で材料が回転する結果、ダメージ値 F は、材料軸心部から 2 mm 離れた位置で最大値を取り、ダメージ値が高い領域は、半径は小さいもののリング状となる。

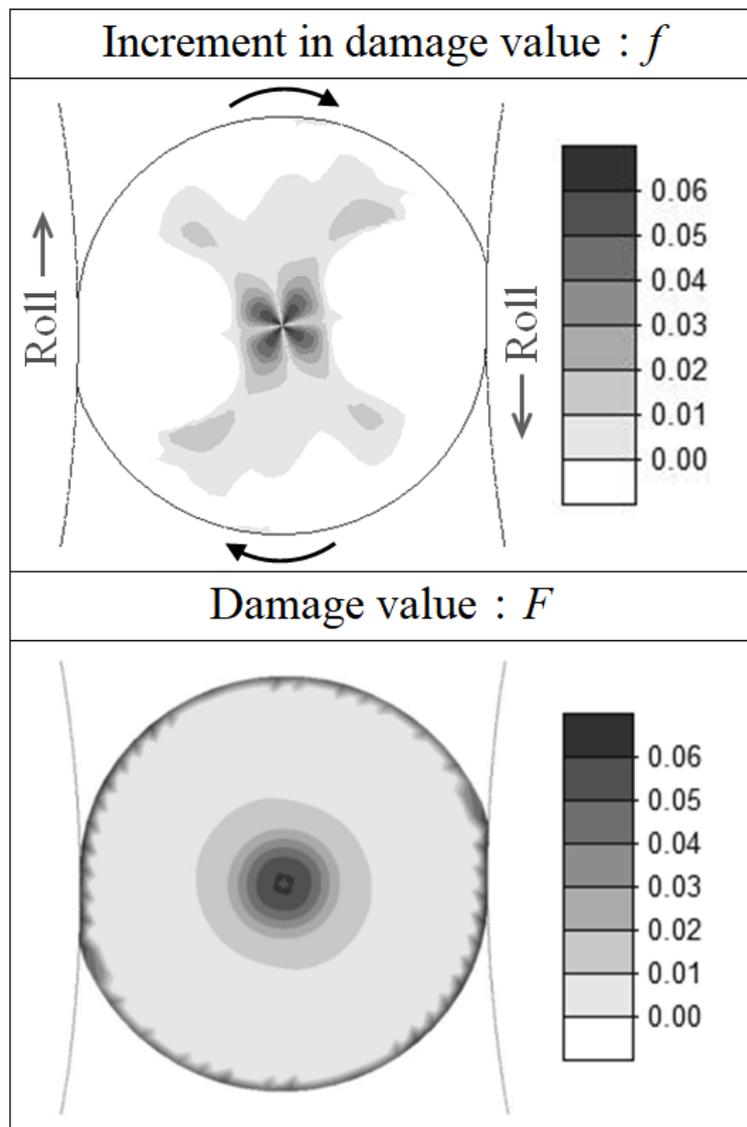


Fig. 5.13 Distribution of damage value according to new ductile fracture criterion at feed angle $\beta = 8^\circ$ in two-roll skew rolling

Fig. 5.14 に圧延横断面 A と O におけるボイド個数密度とダメージ値 F の対比を示す。Fig. 5.4 に示したボイド個数密度とダメージ値 F の分布は定性的に一致する。圧延横断面 A と O におけるボイド個数密度とダメージ値 F を定量的に一致させるには、第 4 章で考察した通り、ボイドの体積とダメージ値を対比すること、連続体損傷力学モデルとの連成解析が必要である。3 ロール式と 2 ロール式を統一した場合のボイド個数密度とダメージ値 F の相関については 5.4 節で考察する。

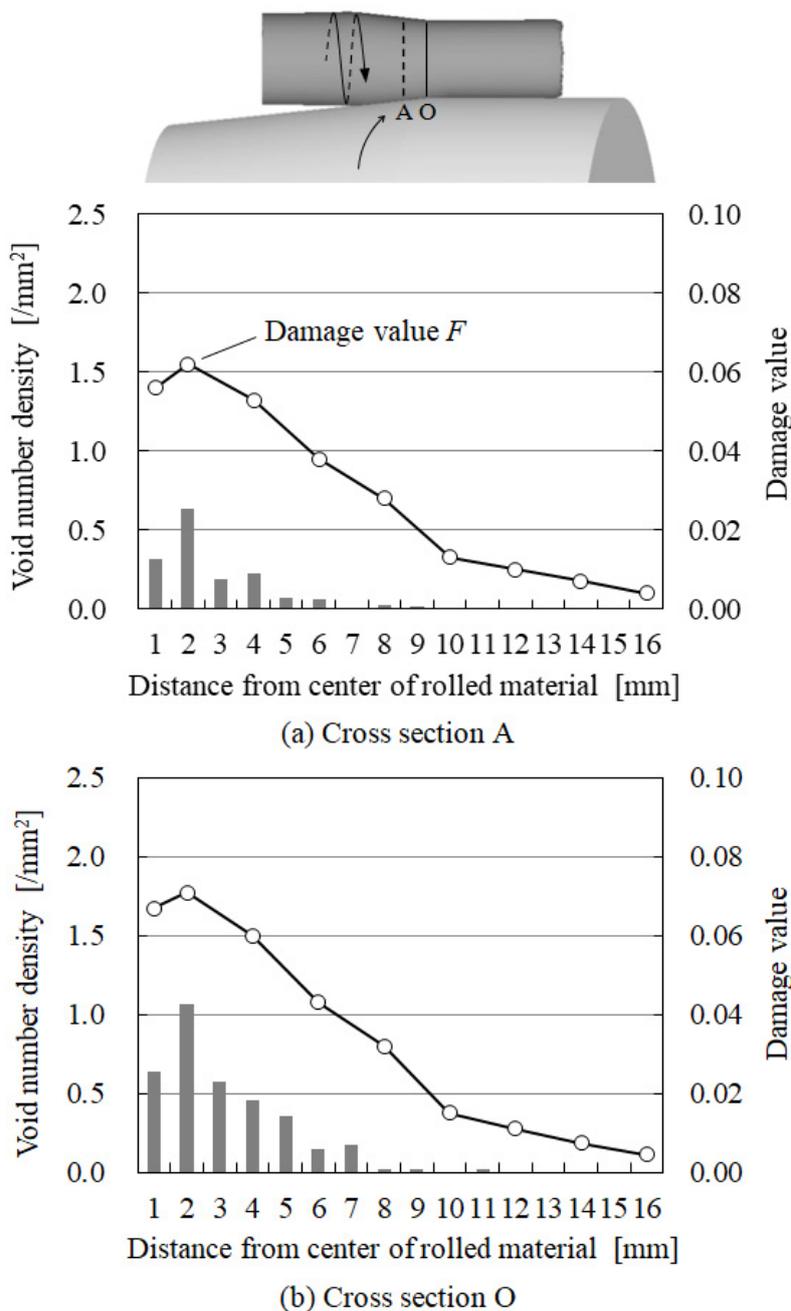


Fig. 5.14 Relationship between void number density and damage value at feed angle $\beta = 8^\circ$ in two-roll skew rolling

Fig. 5.15 に各傾斜角 β における最大ダメージ値 F_{max} の履歴と、傾斜角 $\beta=8^\circ$ における圧延横断面のマクロ写真を示す. Fig. 4.10 に示した通り、快削鋼 SUM24L では F_{max} が 0.06 を超えると面積 $200 \mu\text{m}^2$ (平均直径 $16 \mu\text{m}$) 以上のボイドが多数生成されることが実証されており、本調査結果もそれに準ずる. ロール数に関係無く、 F_{max} が 0.07 を超えると目視可能な大きさの内部割れが発生することが明らかになった. また、これら一連の研究結果は、傾斜角 β の増大により内部割れが抑制されることを示唆している.

ボイド個数密度と最大ダメージ値 F_{max} の関係については、5.4 節で議論する.

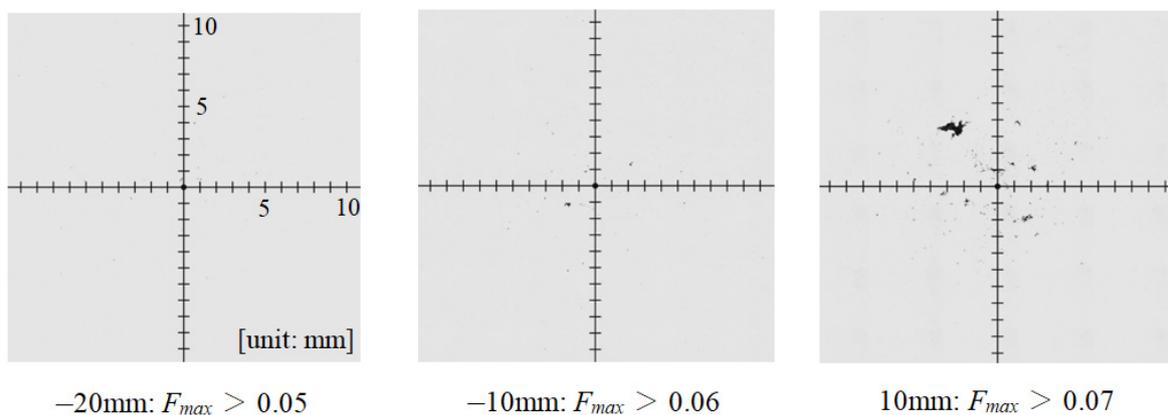
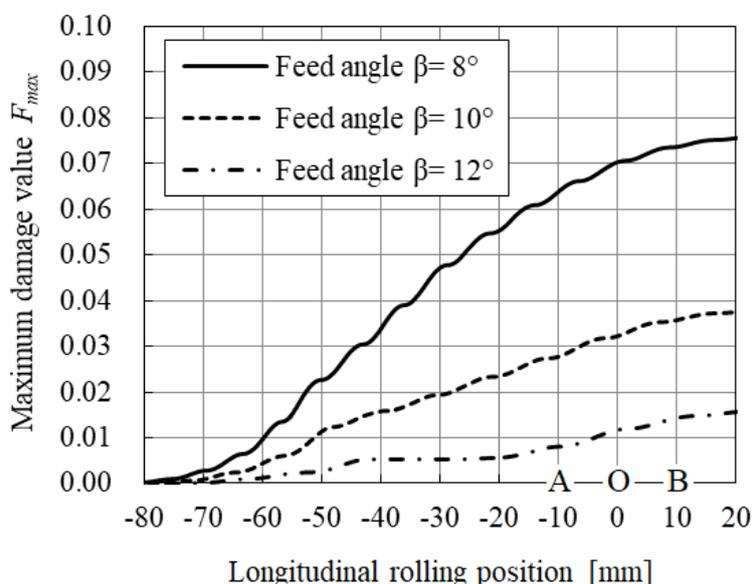


Fig. 5.15 History of maximum damage value during two-roll skew rolling

Fig. 5.16に各傾斜角 β における繰り返し圧下回数 C の履歴を示す. 繰り返し圧下回数 C は数値解析から算出した. Fig. 4.11に示した3ロール式の結果と比較すると, ダメージ値 F が同じ条件において, 3ロール式と2ロール式の繰り返し圧下回数 C には約6倍の差がある. 繰り返し圧下回数 C は, ロール数や外径絞り率が同じ圧延条件において, 定性的な内部割れ予測に活用できるが, 内部割れの初期発生を一義的に予測不可能である. 内部割れは, 応力項とひずみの積分値といった変形履歴を考慮した形式で表現すべきであり, 提案手法に基づく評価が必要である.

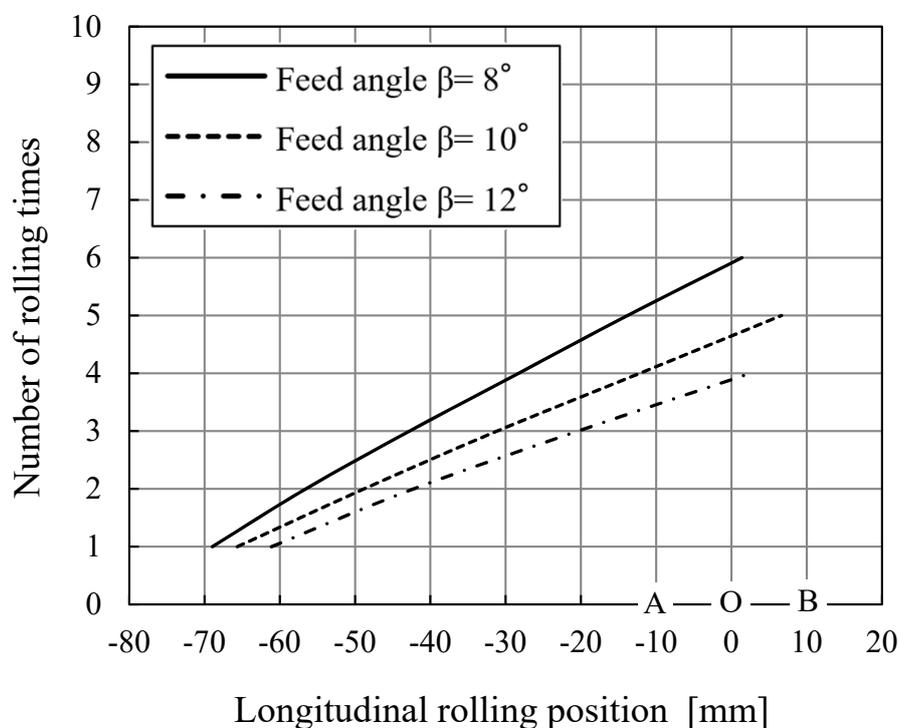


Fig. 5.16 History of number of rolling times during two-roll skew rolling

5.3. 2ロール式の傾斜圧延におけるき裂進展後の内部割れ形状

Fig. 5.13に示したダメージ値 F は、材料軸心部の極近傍4ヶ所が高位であり、ボイドの初期発生位置と一致する。しかし、実験では、き裂進展後の内部割れ形状は4つの孔ではなく、リング状と十字状の両方の形態が観察された。Fig. 5.17に圧延横断面Bにおけるき裂進展後の内部割れ形態を、Fig. 5.18に圧延後の最終的な内部割れ形態を示す。割れの初期段階では、材料軸心部の周辺に内部割れが発生し、(a)せん断応力 $\sigma_{r\theta}$ により材料軸心部にき裂が進展し、交差すると十字状の割れが、(b)円周方向にき裂が進展するとリング状の割れが発生すると推測される。き裂の進展方向が不規則であることは、実験ではビレットが振れ回ることによって、材料軸心部がパスラインからずれ、応力分布が非対称になることに起因すると考えられる。従来の研究では、き裂進展後の割れ形態に関して議論されており、内部割れ発生メカニズムまで考察した事例は世界初である。

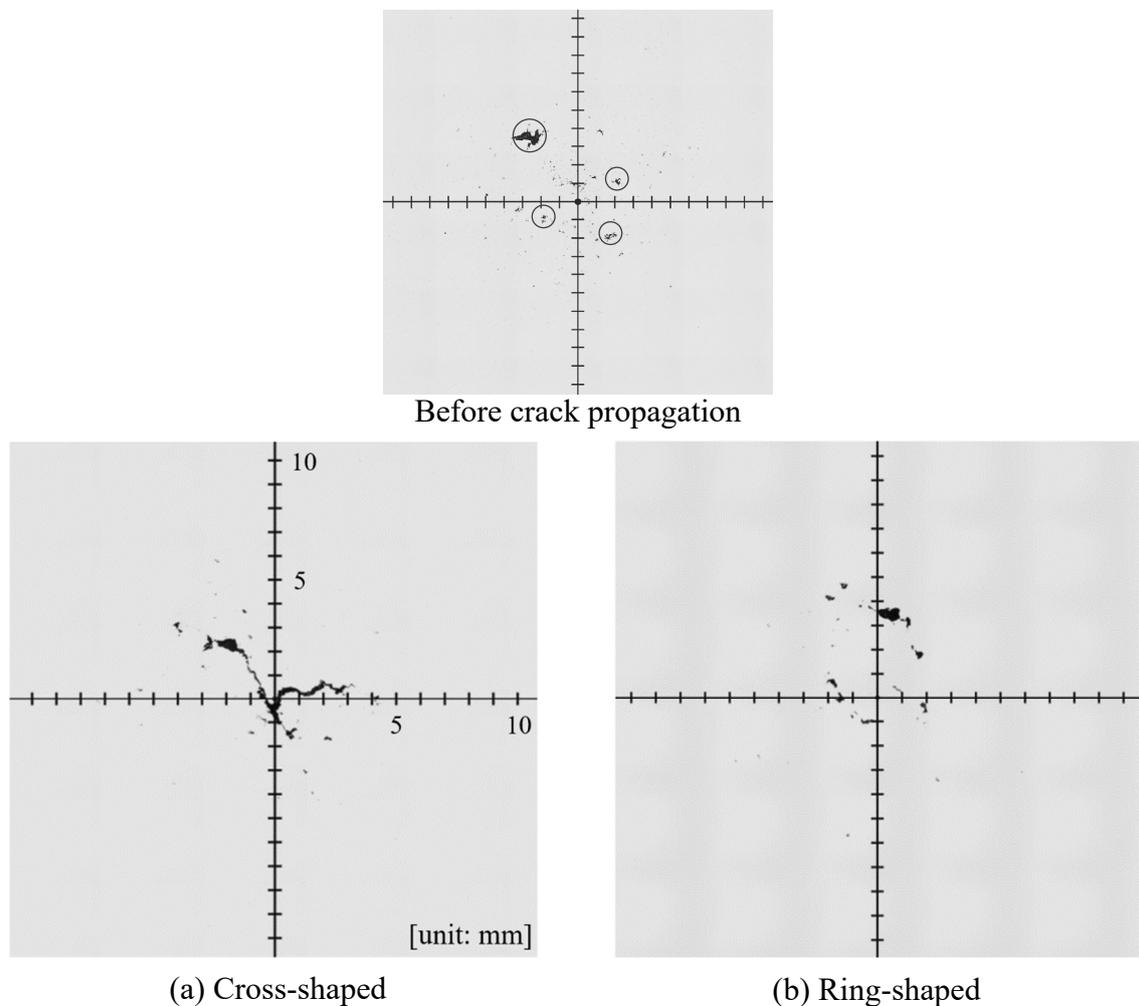
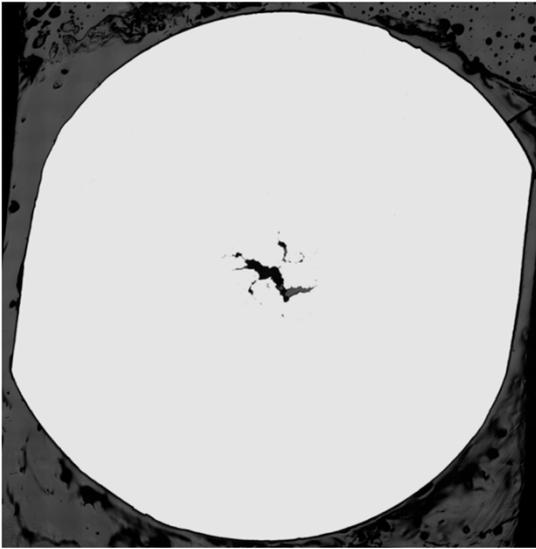
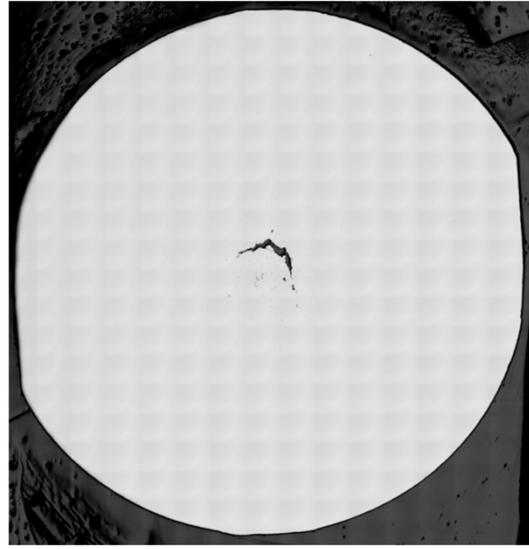


Fig. 5.17 Fracture shapes after crack propagation in rolling cross section B at feed angle $\beta = 8^\circ$ in two-roll skew rolling



(a) Cross-shaped



(b) Ring-shaped

Fig. 5.18 Final fracture shapes after crack propagation at feed angle $\beta = 8^\circ$ in two-roll skew rolling

5.4. ボイド個数密度とダメージ値の整合性検証

3 ロール式ならびに 2 ロール式の傾斜圧延において、快削鋼 SUM24L のボイド個数密度と最大ダメージ値 F_{max} の履歴が定量的に一致するかを検証した。Fig. 5.19 に、巨視的なき裂進展前のボイド個数密度と F_{max} の相関関係を示す。これらのプロットは、圧延途中止め材の各圧延横断面におけるボイド個数密度と、種々の圧延横断面内の F_{max} を比較することにより算出した。その結果、ボイド個数密度と F_{max} は定量的に一致しており、ロール数によらず、初期段階の内部割れを評価できることが示された。グラフの傾きに注目すると、 F_{max} が 0.06 を超えると、ボイド個数密度が急激に増加している。 F_{max} が、圧延材の変形能に依存する限界ダメージ値 F_c を超えると、き裂が急激に進展し、巨視的なボイドが多数生成すると考えられる。快削鋼 SUM24L の場合、 F_{max} を 0.07 以下、望ましくは 0.06 以下となるように圧延条件を制御することにより、ボイド個数密度を、き裂が進展し始めると想定される 1.0 /mm² 以下に抑え、目視可能な内部割れを抑制できる。本提案式は、検査困難な内部割れの抑制、ならびに圧延条件の最適化に貢献することが期待される。しかし、限界ダメージ値 F_c の閾値は、材質ごとに異なる可能性がある。第 6 章では、対象鋼種を広げ、熱間加工性が内部割れに及ぼす影響を議論する。

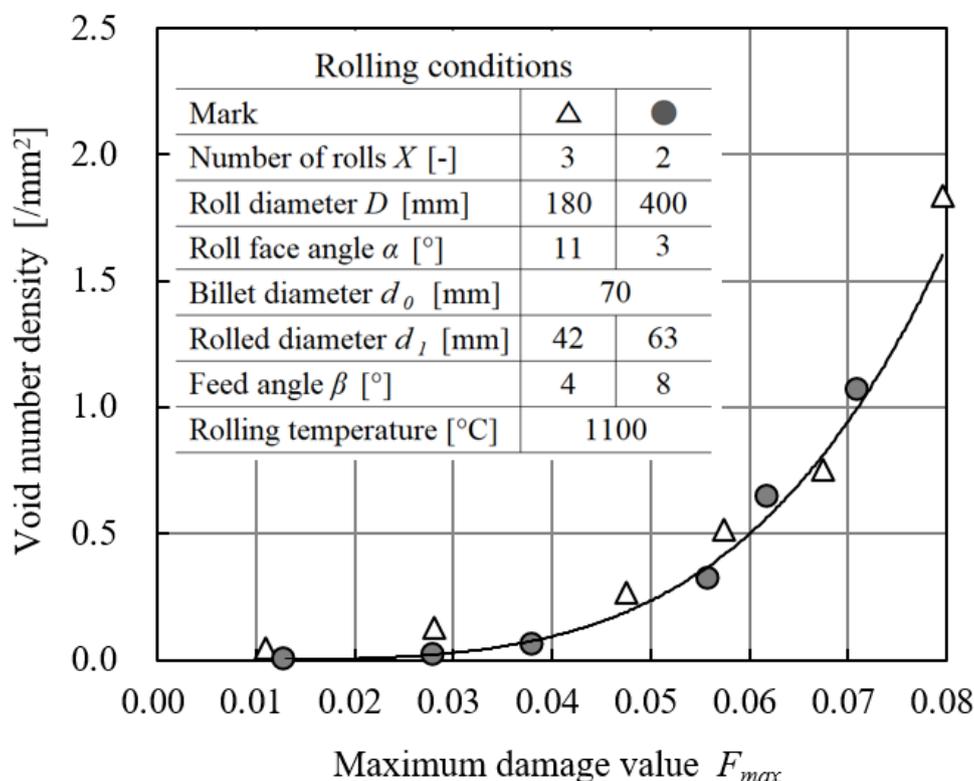


Fig. 5.19 Correlation between void number density and maximum damage value

実験にて内部割れが発生した条件において、従来の延性破壊条件式ならびに本提案式から算出したダメージ値の一覧を **Fig. 5.20** に示す。静水圧応力 σ_m を相当応力 σ_{eq} で無次元化した応力項から成る Ayada の式^[34]，ならびに最大主応力 σ_1 を相当応力 σ_{eq} で無次元化した応力項から構成される Oh の式^[29]では、材料軸心部におけるダメージ値が最大となった。傾斜圧延における内部割れは、材料軸心部から数 mm 離れた位置で発生しており、引張応力に基づくダメージ値の分布は、実験結果と一致しない。

Pater が提案した式^[55]は、応力三軸度 σ_m/σ_{eq} が負の値を取るとき、最大せん断応力 τ_{max} (=最大主応力 σ_1 - 最小主応力 σ_3) により延性破壊が生じるという理論に基づいている。しかし、ロール接触域においては、応力三軸度 σ_m/σ_{eq} が負の値を取り、かつ最大せん断応力 τ_{max} が非常に高くなるため、圧延材の外面側のダメージ値が高くなる。本式は、圧縮応力場でも延性破壊が生じると仮定しており、その仮説は実態と乖離していると考えられる。

Lou が提案した式^[50]は、最大せん断応力 τ_{max} と応力三軸度 σ_m/σ_{eq} の積分で構成されるハイブリッドな条件式であり、応力三軸度 $\sigma_m/\sigma_{eq} \leq -0.333$ となる圧縮応力場では、ダメージ増分値が 0 になると定義している。3 ロール式の傾斜圧延において、材料軸心部周囲の広い領域でダメージ値が高位となり、リング状のダメージ値の分布を唯一表現できた。しかし、2 ロール式では材料軸心部のダメージ値が最大となっており、内部割れの予測精度は低い。予測精度の低下は、内部割れに寄与しないせん断応力を加算していることに起因する。最大せん断応力 τ_{max} は、円周方向だけでなく、長手方向にも作用するため、応力の方向を考慮可能な因子で定式化する必要がある。

従来の延性破壊条件式では、ダメージ値の高い領域がリング状にならず、内部割れを表現できないことが判明した。傾斜圧延に代表される回転塑性加工において、内部割れを高精度に予測するには、(i)引張応力とせん断応力が重畳する、(ii)応力三軸度 σ_m/σ_{eq} が低い領域で方向が変動するせん断応力が繰り返し作用するといった影響因子に着目し、それらの因子をモデル化しなければならない。繰り返しせん断応力が延性破壊に影響を及ぼすという説を提唱し、それを実験から証明した事例は、従来研究には見られない。

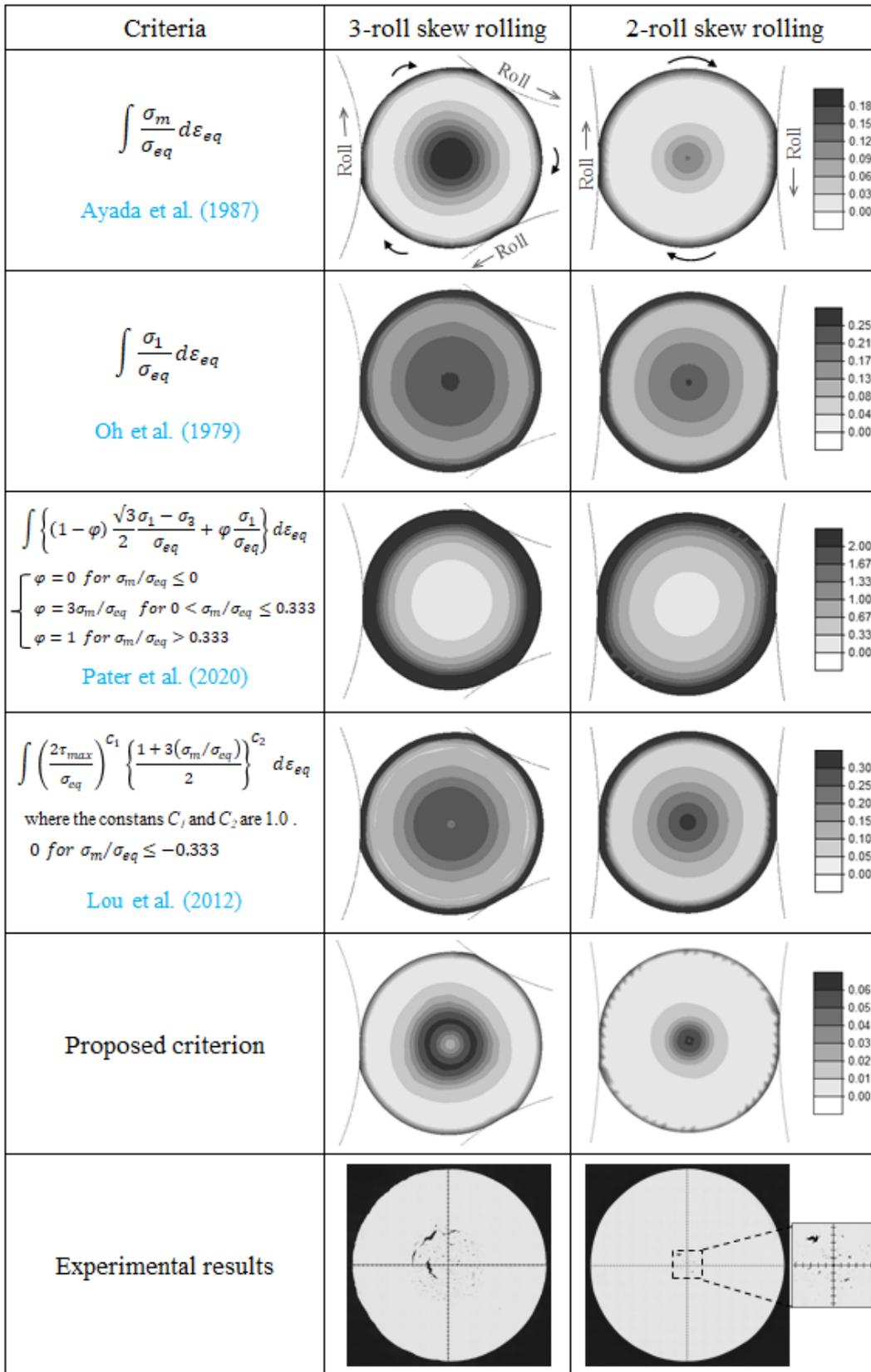


Fig. 5.20 Summary of damage values according to conventional ductile fracture criteria or proposed criterion and comparison with experimental results [29, 34, 50, 55]

5.5. 第5章の小括

第5章では、2ロール式の傾斜圧延における内部割れの発生挙動を調査し、割れ発生のメカニズムが3ロール式と同様であることを解明した。そして、提案式は、ロール配置数や圧延条件に関係なく、傾斜圧延特有の内部割れの初期発生を一義的に予測可能であることを実証した。内部割れの抑制には、(i)ロール数の3ロール化、(ii)ロール傾斜角 β の増大が有効である知見を得た。

内部割れは、3ロール式の傾斜圧延では材料軸心部から圧延材の半径1/3程度の距離が離れた位置で、2ロール式では材料軸心部から圧延材の半径1/15程度の距離が離れた位置で、それぞれリング状の割れが発生する。ロール数により内部割れの発生位置が異なるが、これは引張応力とせん断応力が重畳する応力場の位置が異なることに起因する。

第6章 介在物が内部割れに及ぼす影響

本章では、圧延材の変形能と内部割れの発生条件に関して議論する。傾斜圧延における内部割れ発生メカニズムは明らかになったが、材質によって内部割れが発生する圧延条件は異なり、材質ごとのクライテリアは定量的に評価されていない。そこで、熱間圧延実験と弾塑性有限要素解析にて、材質ごとの内部割れが発生し始める限界ダメージ値 F_c を調査した。限界ダメージ値 F_c と、引張試験にて評価した熱間加工性に相関が見られたことから、鋼中の介在物に注目し、介在物が内部割れに及ぼす影響を考察する。

6.1. 材質ごとの内部割れ発生条件

材質の変形能が内部割れに及ぼす影響を明らかにするため、快削鋼 SUM24L、快削ステンレス鋼 SUS416、ステンレス鋼 SUS304L、炭素鋼 S15C と S45C の 5 種類の供試材（冷間引抜仕上げの磨き棒鋼）を準備した。これらの供試材を選択した理由として、介在物の成分と含有量が異なること、広く実用されていることが挙げられる。Table 6.1 に供試材の化学成分、Table 6.2 に供試材ごとの介在物の成分・最大径・面積分率（＝介在物の総面積／測定面積）を示す。介在物の分析結果に関しては、6.3 節で議論する。

熱間圧延実験にて内部割れを評価する前に、汎用コード Simufact. forming を用いて、圧延条件と提案式に基づくダメージ値 F の関係を整理した。数値解析の境界条件や要素数などは、前章と同じである。Table 6.3 に圧延条件を示す。ロール配置数・外径絞り率（＝減径量／圧延前材料径 d_0 ）・傾斜角 β を変化させ、18 条件の最大ダメージ値 F_{max} を算出した。Table 6.3 に示した通り、3 ロール式と 2 ロール式のロール径は異なる。介在物の変形抵抗は、ひずみ速度に比例し、鋼よりもひずみ速度依存性が高いため^[70]、圧延材の内部割れ発生位置におけるひずみ速度を一致させるべく、ロール回転数を 3 ロール式は 100 rpm、2 ロール式は 30 rpm とした。Fig. 6.1 に各圧延条件における F_{max} を示す。外径絞り率が同一の場合、傾斜角 β が小さいほど、繰り返し圧下回数 C ならびに相当塑性ひずみ ε_{eq} が増加するため、 F_{max} は高い。また、ロール配置数の影響も見られ、3 ロール式は 3 方向から材料を圧下するため、径方向に圧縮応力が作用しやすく、外径絞り率が高くても F_{max} は低い。一方、2 ロール式はロール圧下方向と直交する方向で材料が拘束されないため、径方向引張応力とせん断応力が繰り返し作用して、 F_{max} は高くなる。3 ロール式の外径絞り率 60% かつ傾斜角 8° と、2 ロール式の外径絞り率 10% かつ傾斜角 8° の F_{max} は 0.08 で一致しているが、外径絞り率に 6 倍の差がある。なお、3 ロール式の傾斜圧延において、 F_{max} が 0.15 を超えるデータは無いが、これはロ

ール径180 mmの条件下で、外径絞り率を61%以上とすると、ロール同士が干渉したためである。また、傾斜角を4°未満にすると、圧延材とロールの接触幅が細くなることに起因してロールスリップが発生し、圧延が不安定になった。そのため、 $F_{max} > 0.15$ における内部割れの発生有無は、2ロール式の傾斜圧延にて判断した。

Table 6.1 Chemical compositions of specimens [wt. %]

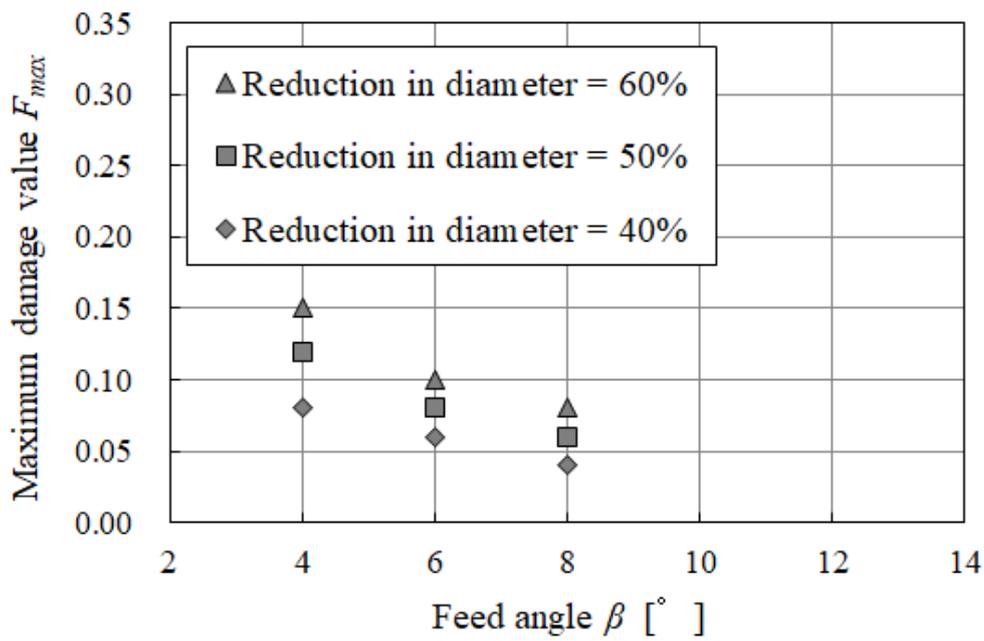
Steel type	C	Si	Mn	P	S	Pb	Ni	Cr	Fe
SUM24L	0.07	-	1.04	0.07	0.33	0.17	-	-	Bal.
SUS416	0.12	0.39	0.98	0.03	0.28	-	0.2	12.4	Bal.
SUS304L	0.01	0.39	1.05	0.03	0.01	-	9.4	18.0	Bal.
S15C	0.17	0.24	0.68	0.02	0.02	-	-	-	Bal.
S45C	0.44	0.18	0.69	0.01	0.02	-	-	-	Bal.

Table 6.2 Inclusion components and content in specimens

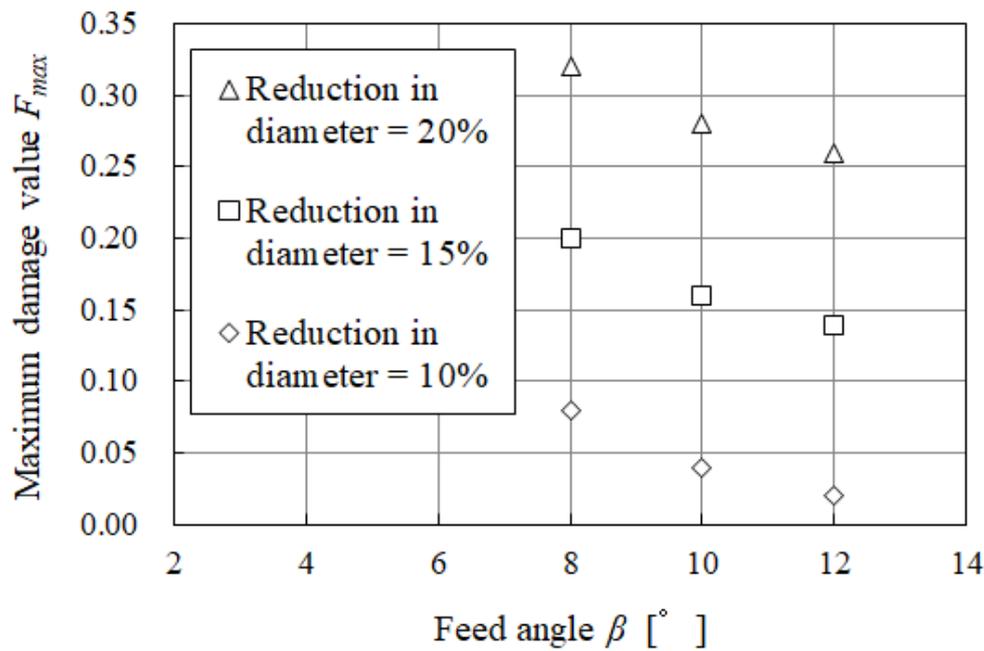
Steel type	Component	Maximum diameter	Area of inclusions / Area scanned
SUM24L	MnS, Pb	< 15 μm	1.00 %
SUS416	MnS	< 10 μm	0.50 %
SUS304L	MnS, CaO-SiO ₂ -Al ₂ O ₃	< 30 μm	0.09 %
S15C	MnS, Al ₂ O ₃	< 5 μm	0.02 %
S45C	MnS, Al ₂ O ₃	< 5 μm	0.02 %

Table 6.3 Rolling conditions for three-roll and two-roll skew rolling

Number of rolls X [-]	3	2
Roll diameter D [mm]	180	400
Roll face angle α [°]	11	3
Roll rotation number N [rpm]	100	30
Billet diameter d_0 [mm]	70	
Rolled diameter d_l [mm]	28, 35, 42	56, 59.5, 63
Reduction in diameter [%] $(d_0 - d_l) / d_0 \times 100\%$	60, 50, 40	20, 15, 10
Elongation ratio e [-]	6.3, 4.0, 2.8	1.6, 1.4, 1.2
Feed angle β [°]	4, 6, 8	8, 10, 12
Billet heating temperature [°C]	1100	



(a) Three-roll skew rolling



(b) Two-roll skew rolling

Fig. 6.1 Effects of rolling conditions on maximum damage value in FEA

熱間圧延実験にて、内部割れが発生し始める限界ダメージ値 F_c を供試材ごとに調査した。圧延条件はTable 6.3、各圧延条件における最大ダメージ値 F_{max} はFig. 6.1に示した通りである。空冷後の圧延定常部から採取した圧延横断面を研磨し、目視もしくはマイクロ스코プにて直径30 μm を超える内部割れの発生の有無を判定した。内部割れの発生位置ならびに形態は、材質に限らず同様であり、3ロール式では圧延材軸心部から5-6 mm離れた位置、2ロール式では1-2 mm離れた位置で発生した。Fig. 6.2に各供試材の内部割れ発生の有無（サンプル数 $n=2$ ）を示す。×は内部割れ発生、○は割れ無しを表す。 F_{max} が所定の値より大きい領域では、圧延条件やロール配置数に関係なく、内部割れが発生し、提案式は内部割れの初期発生を一義的に予測可能であった。今回選択した供試材における限界ダメージ値 F_c は、快削鋼SUM24Lと快削ステンレス鋼SUS416では0.08、ステンレス鋼SUS304Lでは0.11、炭素鋼S15Cでは0.27、S45Cでは0.30と判明し、材質ごとの F_c が異なることを明らかにした。ただし、供試材の成分や製造方法が変われば、介在物の最大径・面積分率も変わり、 F_c が変動する可能性があるため、実用の際は F_c の変動を考慮して安全率を設定する必要がある。

続いて、一例として、SUS304Lの圧延途中止め材の観察結果を示す。圧延条件は、2ロール式・外径絞り率15%・傾斜角12°である。Fig. 6.3に各圧延横断面におけるマクロ写真、Fig. 6.4に圧延横断面A、OにおけるSUS304Lのボイド個数密度ならびにSUM24Lのボイド個数密度との対比を示す。ボイド個数密度の分布ならびに大きさは、Fig. 5.4に示したSUM24Lの観察結果と同水準であった。5.4節において、ボイド個数密度が1.0 / mm^2 を超えると、内部割れが目視可能になると考察したが、この指標は鋼種に限定されない可能性がある。

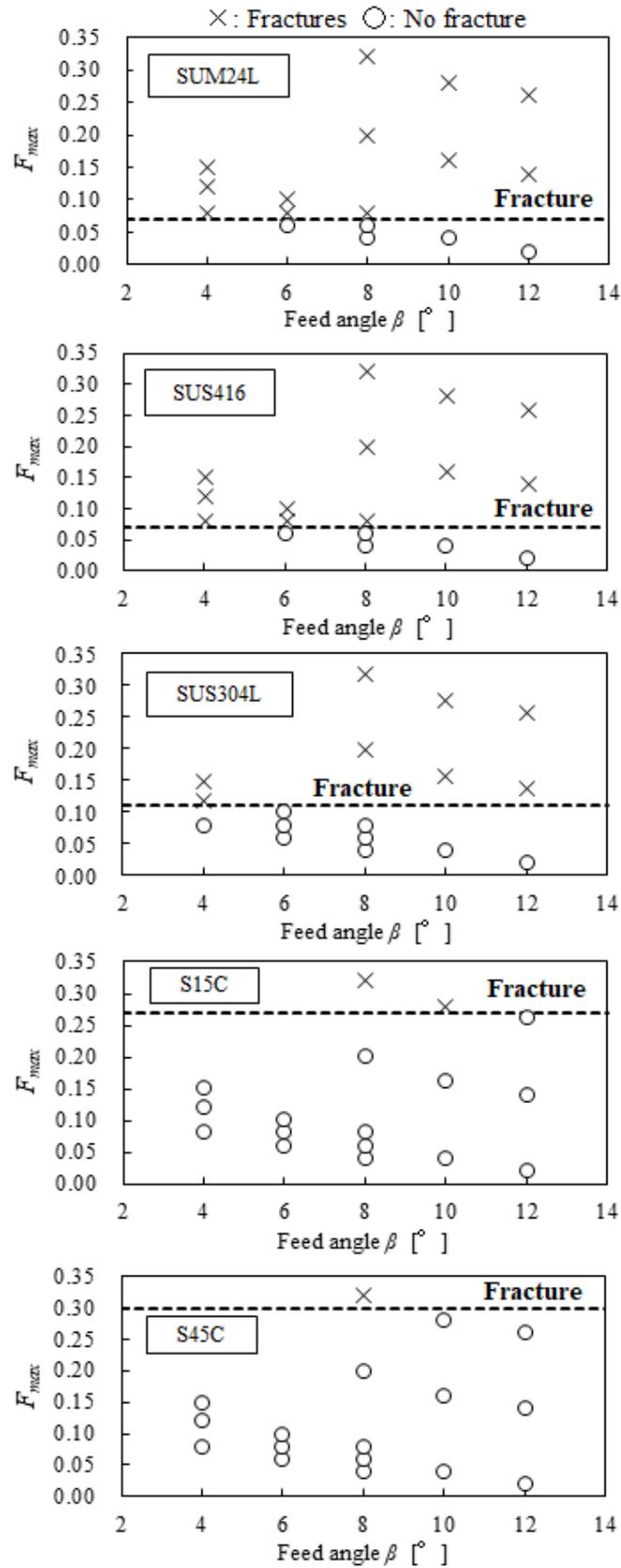


Fig. 6.2 Effects of rolling conditions on internal fracture for each steel type in hot rolling experiments

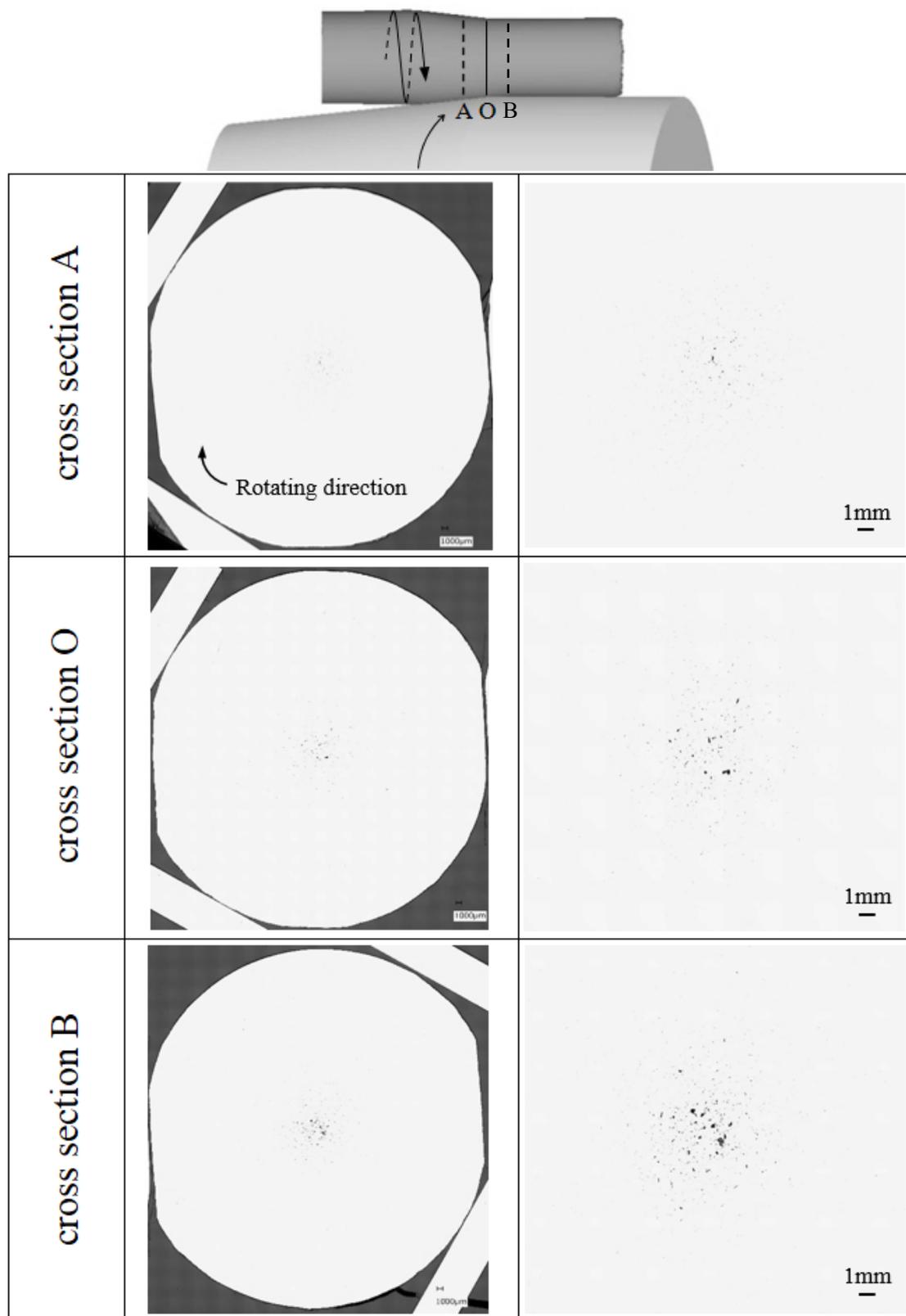
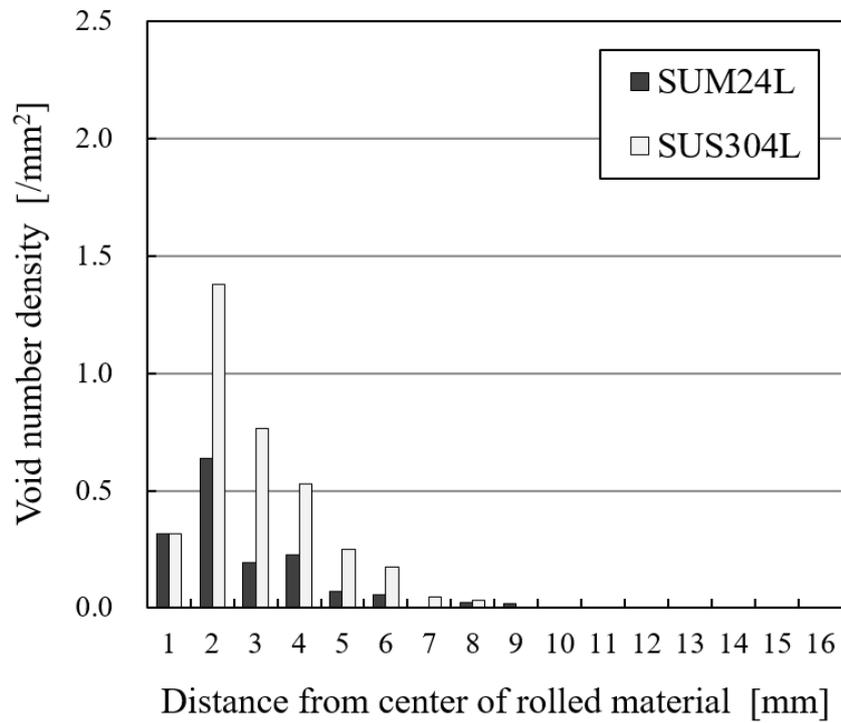
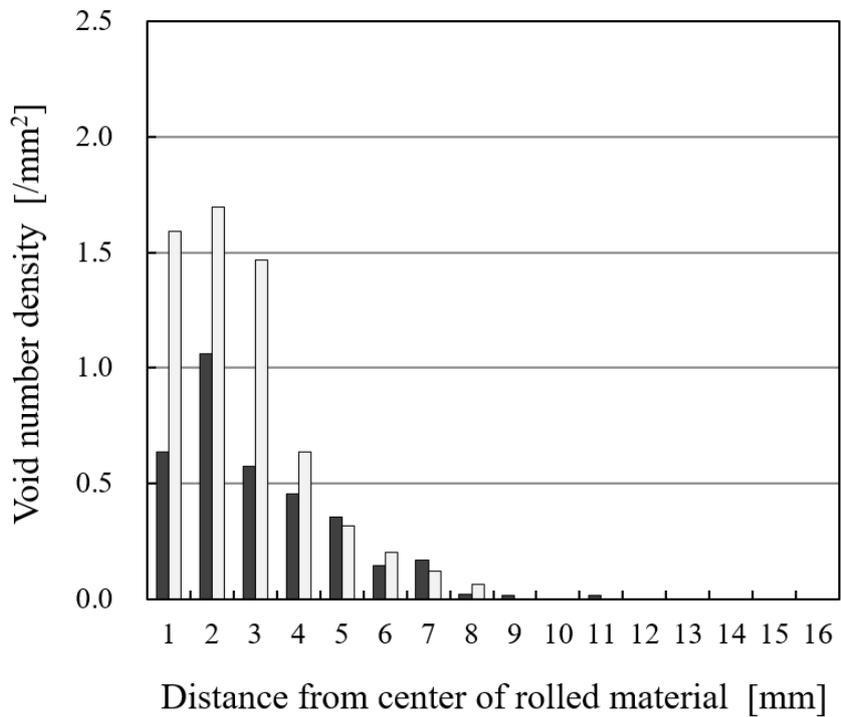


Fig. 6.3 Photographs of voids in rolling cross sections of SUS304L at feed angle $\beta = 12^\circ$ in two-roll skew rolling



(a) Cross section A



(b) Cross section O

Fig. 6.4 Comparison of void number density between SUM24L and SUS304L in two-roll skew rolling

6.2. 変形能が内部割れ発生条件に及ぼす影響

供試材の熱間加工性を評価するため、高温高速引張試験（Gleeble試験）にて、破断後の対数絞りを測定した。Fig. 6.5に引張試験前後の試験片の外観を示す。直径70 mmの磨棒鋼から削り出した引張試験片は、直径10 mmで長手方向の中央部5 mmのみが直径8 mmの丸棒とした。引張試験は、真空雰囲気にて20 °C/sで昇温させ、傾斜圧延実験と同じ1100 °Cで300 s保持した後、傾斜圧延と同様のひずみ速度5 /sで実施した。

Fig. 6.6に限界ダメージ値 F_c と引張試験における対数絞りの関係を示す。対数絞りは、 $-\ln(\text{破面の断面積}A_1/\text{試験前の断面積}A_0)$ と定義する。対数絞りは、値が大きいほど延性が高いことを表す。図中の対数絞りは、サンプル数 $n=3$ の平均値である。介在物を多く含むSUM24Lの対数絞りは1.26と最も低く、次いでSUS416は1.37、SUS304Lは若干高く1.70、S15CとS45Cは3.47と高位であった。本実験から、限界ダメージ値 F_c は、対数絞りと相関があり、熱間加工性が高い材質ほど内部割れは発生し難いことが明らかになった。引張試験から対数絞りを調査すれば、材質ごとの F_c が推測可能であり、提案式から内部割れの発生の有無を判別できる。

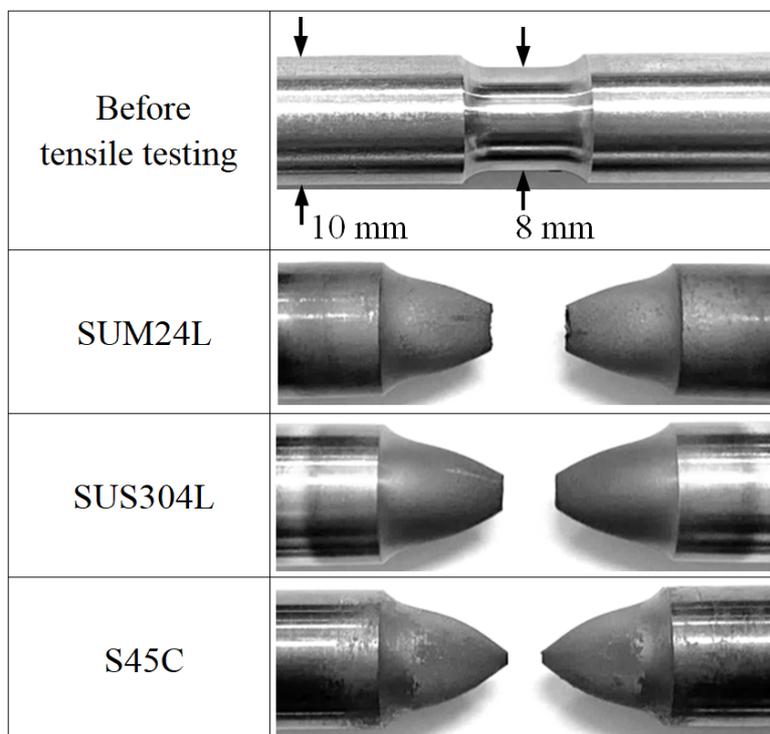
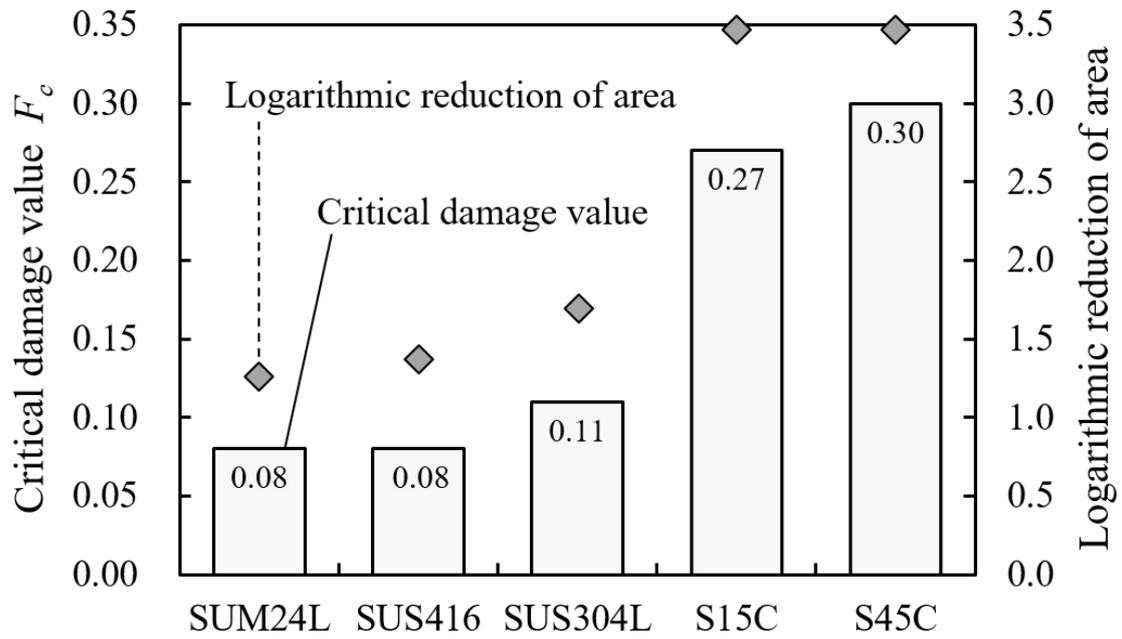
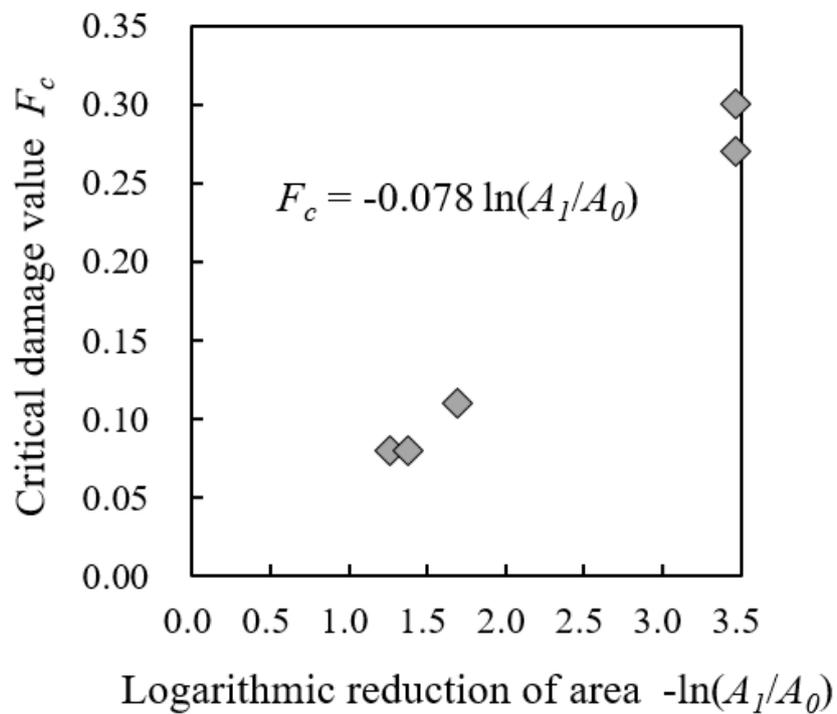


Fig. 6.5 Photographs of specimens before and after tensile testing



(a) F_c and logarithmic reduction of area in each material



(b) Linear approximation of F_c and reduction of area

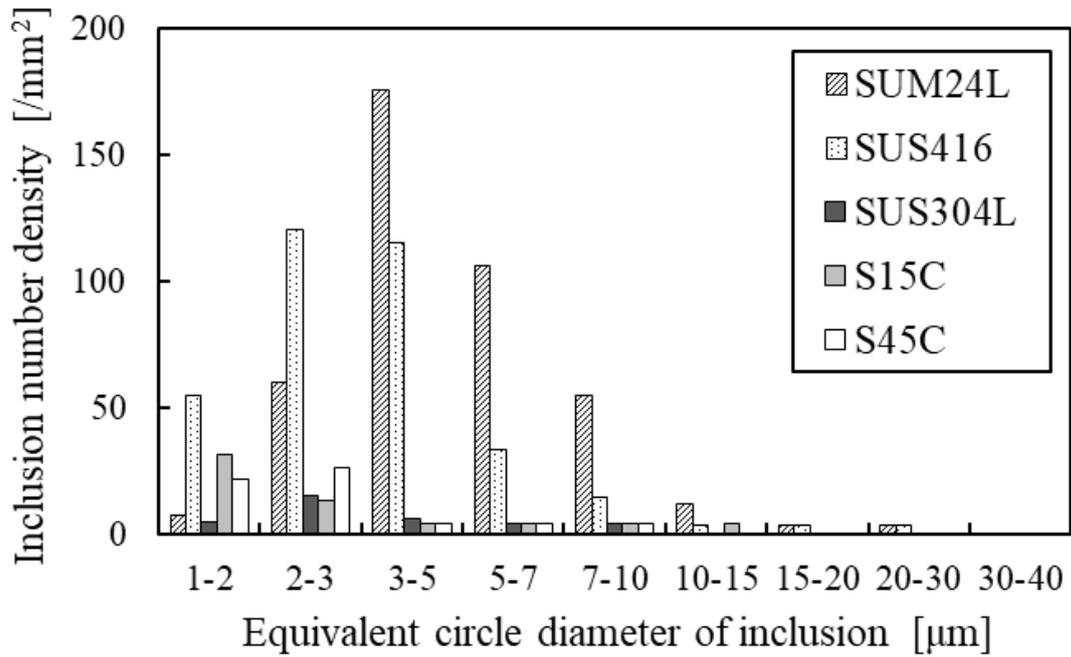
Fig. 6.6 Relationship between critical damage value and logarithmic reduction of area

6.3. 変形能と介在物の関係

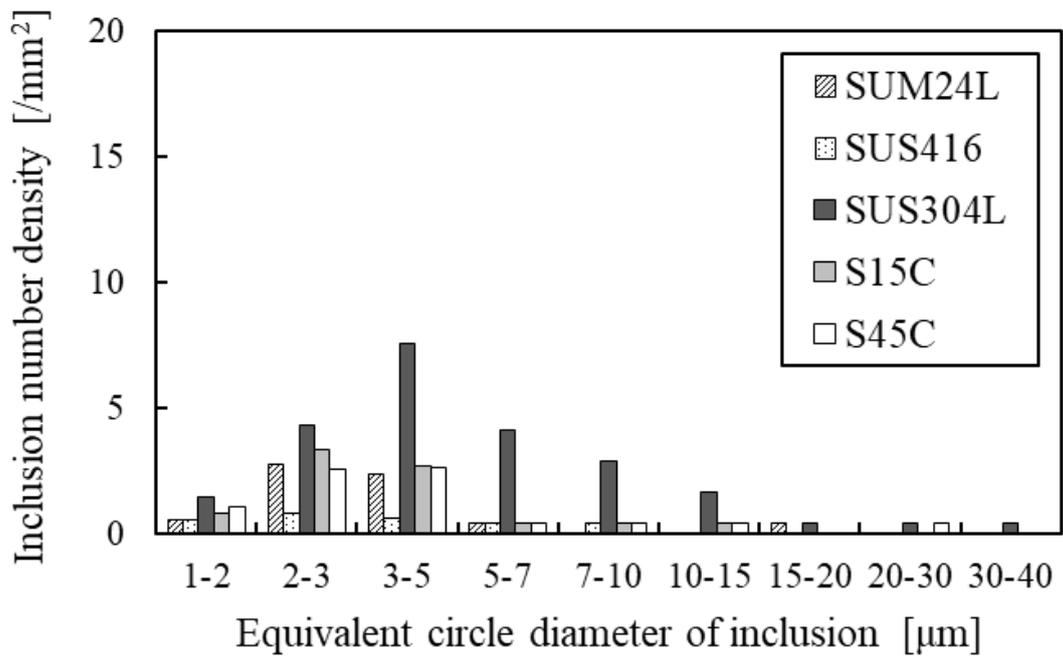
次に示す研究では、ボイド生成と介在物の関係を明らかにしている。Baker^[71]らは、熱間加工中の鋼中の介在物の変形挙動を観察し、介在物の形態、母材と介在物の強度差、介在物の大きさ、介在物の変形能といった因子が、ボイド生成とき裂進展に影響すると考察している。Babout^[72]らは、介在物が不均一に配列されたアルミニウム合金を引張試験し、高解像度のX線トモグラフィーを用いて、試験片をその場観察し、延性破壊メカニズムを調査した。母材の強度が低い、つまりは母材と高硬度な介在物の強度差が大きい場合、延性破壊の主要因は母材と介在物の界面の剥離によるボイド生成であるが、母材の強度を増大させるにつれて、延性破壊の主要因は、ボイド生成からき裂進展に変化すると主張している。Yamamoto^[73]らは、MnSやAl₂O₃といった非金属介在物が鋼材の局所的な延性に及ぼす影響を調査した。直径5 μm以上の介在物の数、ならびに介在物のアスペクト比が増加するにつれて、引張試験における対数絞りが減少することを実証した。

各供試材の対数絞りならびに限界ダメージ値 F_c が異なる原因を解明するべく、Thermo Fisher Scientific製 Metal Quality Analyzer（自動SEM装置）を用いて、鋼中に含まれる介在物を分析した。圧延前のビレット軸心部近傍から試料を採取し、16 mm×16 mmのエリアを500倍で観察した。エリア内に存在する円相当径1 μm以上の介在物を検出し、介在物の成分・面積・数を調査した。円相当径は、測定した面積を真円の直径に換算した値である。本分析で検出された介在物の成分は主として、硫化物系介在物MnSと酸化物系介在物CaO-SiO₂-Al₂O₃もしくはAl₂O₃であった。また、単位面積当りの介在物の総数は、SUM24Lは550 /mm²、SUS416は400 /mm²、SUS304L・S15C・S45Cは180 /mm²であった。

Fig. 6.7に介在物の円相当径と個数密度の分布（サンプル数n=3の中央値）を示す。内部割れが発生し易いSUM24LとSUS416は、円相当径3 μm以上のMnSの個数密度が著しく高い。酸化物系介在物に着目すると、個数密度はMnSの1/10であるものの、SUS304Lには円相当径5 μm以上のCaO-SiO₂-Al₂O₃が含まれる。SUS304Lが快削鋼に次いで割れやすい理由は、粗大なCaO-SiO₂-Al₂O₃を含有するためと推測される。一方、S15CとS45Cは、介在物の円相当径ならびに個数密度が小さく、ボイド生成の起点となる粗大な介在物が少ないために、内部割れが発生し難いと考えられる。



(a) MnS



(b) Oxide inclusions (CaO-SiO₂-Al₂O₃, Al₂O₃)

Fig. 6.7 Distribution of inclusion number density: (a)MnS and (b)CaO-SiO₂-Al₂O₃, Al₂O₃

圧延前の介在物を詳細に分析するため、走査型電子顕微鏡（SEM）にて前述の試料の10視野を1000-5000倍で観察した。Fig. 6.8にそのうちの1視野を示す。MnSはグレー、Pbは白色、酸化物系介在物は濃いグレーで表示している。材質によらず、介在物の形状は、大部分が円形であったが、一部にへん平なMnSが観察された。SUM24Lでは、円相当径7 μm 以上のMnSが数多く観察され、MnSの周囲もしくは鋼中にPbが確認された。SUS416は、SUM24Lに次いでMnSが多く、観察されたMnSの多くは、円相当径5 μm 程度であり、10 μm を超えるMnSは僅かであった。SUS304Lでは、数は少ないものの、円相当径10 μm を超えるCaO-SiO₂-Al₂O₃が観察され、その周囲にMnSが存在した。また、鋼中にも円相当径1-3 μm のMnSが単体で存在するが、その数は少なく、Fig. 6.7を裏付ける結果であった。S15CとS45Cでは、円相当径1-3 μm のMnSならびにAl₂O₃が観察された。両者の違いは、円相当径1 μm 未満の微小なMnSの数であり、その数はS15Cの方がS45Cより多い。Fig. 6.6に示した通り、対数絞りが同じでも、S15Cの限界ダメージ値 F_c はS45Cより0.03低い。これは、本実験で使用したS15Cが円相当径1 μm 未満のMnSを多く含んでいたためと推測される。Fig. 6.7に示した介在物分析では、S15CとS45Cの個数密度に有意差は見られないが、これは、Metal Quality Analyzerの分解能と閾値に起因するものであり、実際は微小なMnSの含有量に差異があると考えられる。

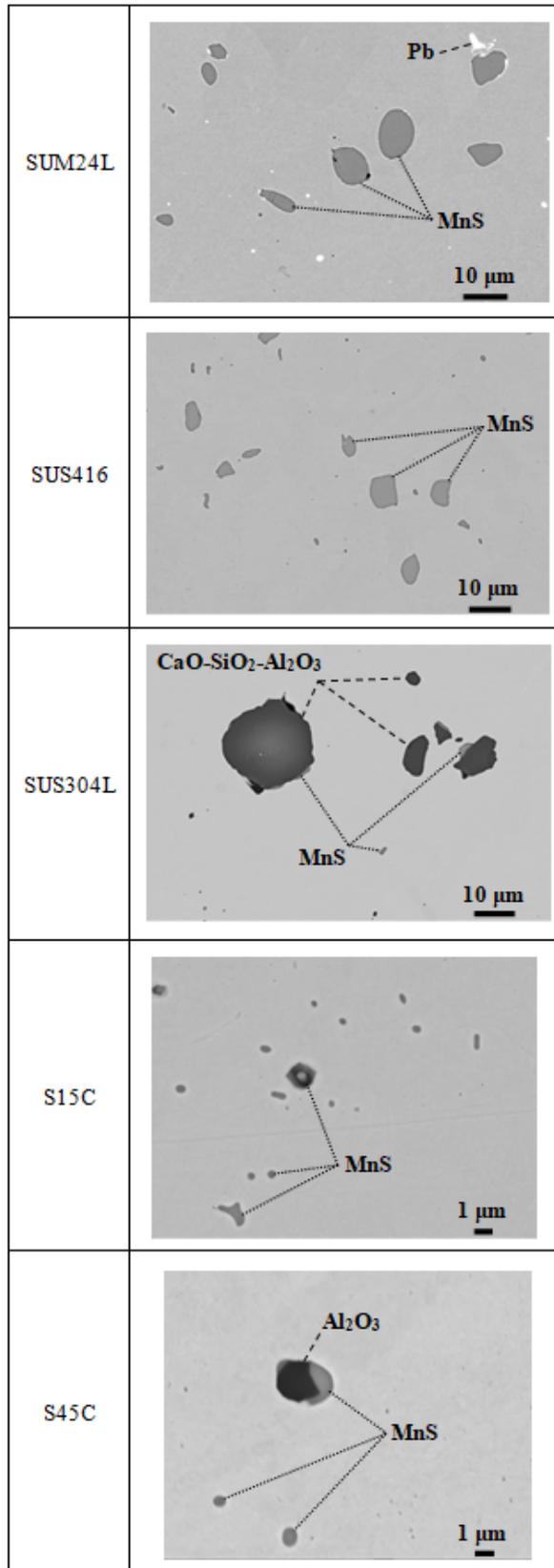
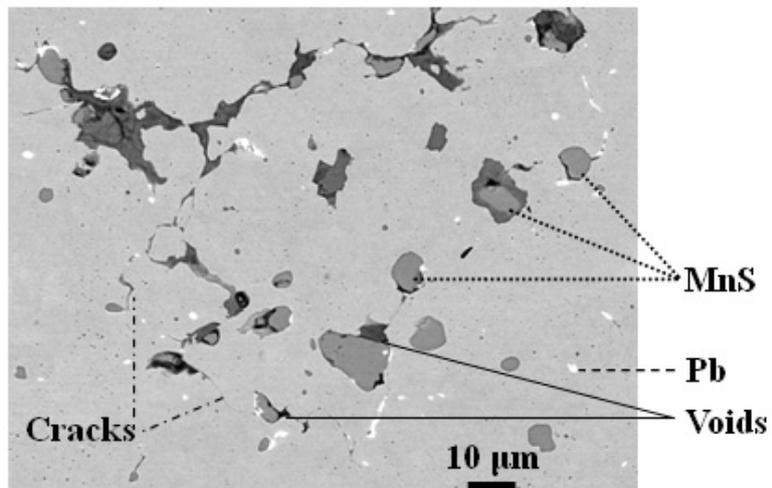


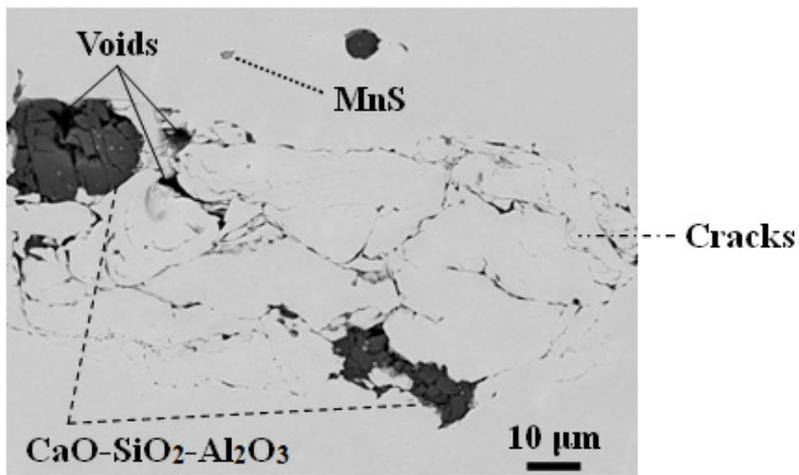
Fig. 6.8 Typical examples of inclusions before skew rolling: SUM24L, SUS416, SUS304L, S15C and S45C

介在物がボイド発展に及ぼす影響を調査するべく、傾斜圧延後の内部割れ発生初期、即ち、各供試材の限界ダメージ値 F_c に達する直前における圧延横断面をSEMにて観察した。Fig. 6.9にSUM24L, SUS304L, S45CのSEM画像を示す。介在物の色はFig. 6.8と同じであり、ボイドは黒色で表示している。SUM24Lでは、鋼中に粗大なMnSが数多く含まれる。MnSの近傍でボイドが生成し、成長したボイド同士の間、せん断応力が作用することにより、き裂が進展して内部割れに至る。SUS304Lでは、円相当径10 μm 以上のCaO-SiO₂-Al₂O₃の間でボイドならびにき裂が発生している。加えて、酸化物系介在物が砕けており、介在物の破壊がボイド生成を助長させたと考えられる。4.1節で引用した通り、鋼線材の熱間圧延において、酸化物系介在物は破壊することが報告されており^[69]、その破壊挙動と本観察結果は一致する。一方、鋼中に存在する円相当径2 μm 程度のMnSの近傍では、ボイドならびにき裂は発生していない。Bandstra^[74]らは、大きさが不均一なボイドをランダムに配列した数値解析モデルにて、ボイド間に作用する相当塑性ひずみを調査した。その結果、大きなボイド同士を繋げるように相当塑性ひずみが分布することを報告している。本観察結果もそれに準じており、ボイドならびにき裂は、大きな介在物の近傍から、優先的に発生する可能性がある。S45Cでは、MnSの近傍でボイドが発生しているが、介在物が小さい上に数も少ないため、き裂は進展していない。介在物が小さく、個数密度も低い場合、ボイド合体は起こり難いと解釈できる。本介在物分析から、介在物の円相当径ならびに個数密度が、延性破壊に影響することを明らかにした。

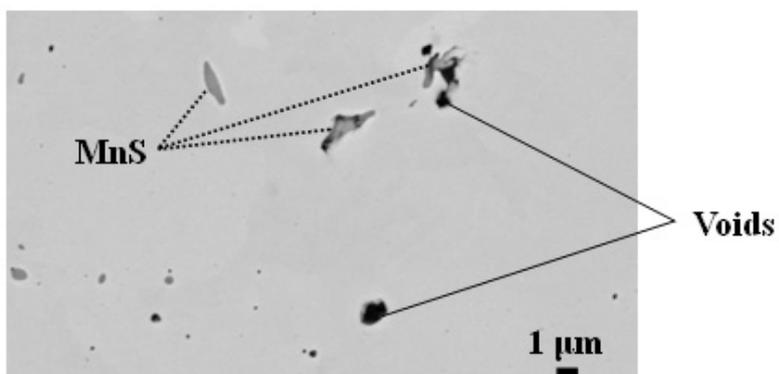
さらに、介在物の面積分率（＝介在物の総面積／測定面積）に着目すると、SUM24Lは1.00%、SUS416は0.50%、SUS304Lは0.09%、S15CとS45Cは0.02%であった。SUS304Lの値は炭素鋼の値に近いが、限界ダメージ値 F_c が低いことを鑑みると、介在物の大きさが内部割れに及ぼす影響が最も大きい可能性がある。本論文では、介在物の変形能やアスペクト比がボイド発展に及ぼす影響は議論しないが、これらの影響も定量的に示すことは、今後の研究課題である。



(a) SUM24L



(b) SUS304L



(c) S45C

Fig. 6.9 SEM images of fracture surfaces in skew-rolled material: SUM24L, SUS304L and S45C

6.4. 第6章の小括

第6章では、圧延材の変形能と内部割れの発生条件に関して考察した。引張試験における対数絞りが高い材質ほど、内部割れは発生し難いことを実証し、変形能と内部割れ感受性の関係を明らかにした。引張試験から対数絞りを調査すれば、材質ごとの限界ダメージ値 F_c を推測可能である知見を得た。

また、介在物分析から、介在物の円相当径ならびに個数密度が内部割れに影響することを明らかにし、介在物の大きさが強く影響する可能性が示唆された。

第7章 冷間加工における内部割れ

本章では、冷間加工における内部割れ予測への提案式の適用可否を議論する。丸棒の冷間引張試験における対数絞りは低位であり、変形能が低い条件における内部割れの発生挙動を考察する。

7.1. 冷間傾斜圧延における内部割れ発生予測

冷間傾斜圧延における内部割れ予測への提案式の適用可否を確認するため、実験にて内部割れの発生挙動を調査した。冷間圧延実験は、Fig. 5.1に示した2ロール式の傾斜圧延機を用いた。所有する3ロール式の傾斜圧延機では、圧延前材料径70 mmの冷間圧延時は設備の耐荷重が不足する、荷重低下を目的に材料径を小さくするとロール同士が干渉するといった課題があり、検証が困難であった。

Table 7.1に圧延条件を示す。材料温度は室温20 °Cとし、圧延前材料径は70 mm、傾斜角 β は8 °、外径絞り率（=減径量/圧延前材料径 d_0 ）は3, 4, 5%の3条件とした。供試材には、Table 2.3に示した快削鋼SUM24Lを用いた。

Table 7.1 Rolling conditions for cold two-roll skew rolling

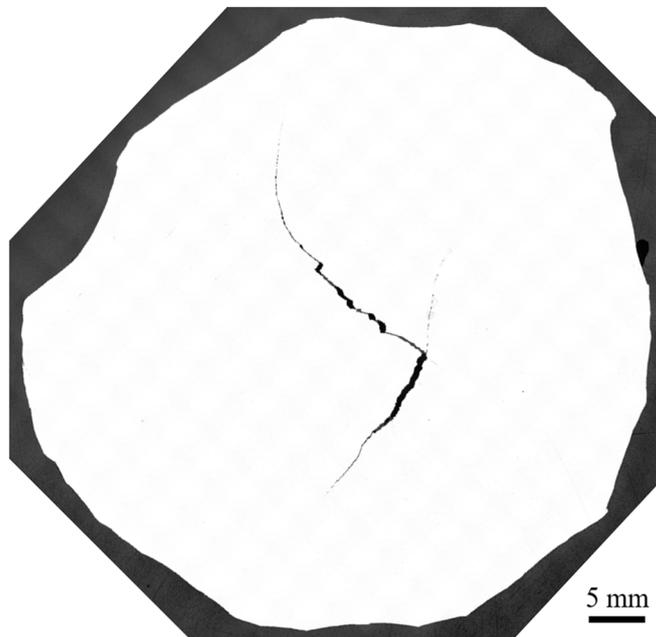
Roll diameter D [mm]	400
Roll face angle α [°]	3
Roll rotation number N [rpm]	30
Billet diameter d_0 [mm]	70
Rolled diameter d_l [mm]	67.9, 67.2, 66.5
Reduction in diameter [%] $(d_0 - d_l) / d_0 \times 100\%$	3, 4, 5
Elongation ratio e [-]	1.06, 1.08, 1.11
Feed angle β [°]	8
Number of cyclic rolling times C [-]	1, 2, 3
Billet temperature [°C]	20

内部割れが発生したのは、外径絞り率が 5%の条件のみであった。Fig. 7.1 に外径絞り率 5%における(a)圧延材の端面の写真と(b)研磨後の圧延横断面の写真を示す。熱間傾斜圧延と異なり、冷間傾斜圧延では材料軸心部に巨視的なき裂、ならびに、材料外表面には周期的な多数のき裂が進展した。(b)に示した圧延横断面は、先端面から 50 mm 離れた位置であるが、圧延定常部の外表面にも多数のき裂が進展していた。そのため、試料を切り出した際に試料の一部が欠け、形状が真円ではなくなった。

軽圧下である外径絞り率 3, 4%の条件では、マイクロスコープを用いても、微小なボイドやき裂を確認できなかった。このことから、冷間加工では限界ダメージ値を超えた瞬間に、巨視的なき裂が急激に進展する可能性がある。また、材料内部だけでなく、材料の外表面にも多数のき裂が進展した。熱間加工ではこれらの現象が確認できなかったことから、圧延材の変形能が低いことに起因すると考えられる。



(a) End face of skew-rolled material



(b) Cross section of skew-rolled material after mirror polishing

Fig. 7.1 Photographs of internal fractures at reduction in diameter = 5% in cold two-roll skew rolling

冷間傾斜圧延における材料内部の変形挙動を調査するべく、汎用コード Simufact. forming を用いて、有限要素解析を行った。数値解析モデルは熱間傾斜圧延モデルと同等である。ただし、材料と工具の温度のみが異なっており、材料温度は 20 °C、ロール温度は 20 °C で一定、材料とロール間の熱伝達係数 h は $10000 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ とした。熱間傾斜圧延と同等の境界条件を設定したが、温度が変形挙動に及ぼす影響は無いと考えられる。

圧延材の応力-ひずみ線図は、Simufact. forming に実装されている MatILDa 社の関数の中から、快削鋼 SUM24L の冷間引張試験結果に相当する関数を選択した。選択した関数を式(7.1)に示す。ヤング率は 200 GPa、塑性変形域における相当応力 σ_{eq} は、相当塑性ひずみ ε_{eq} 、相当塑性ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{eq}$ 、温度 T の関数である。Fig. 7.2 に式(7.1)で近似した SUM24L の応力-ひずみ線図を示す。なお、引張試験は、直径 10 mm の丸棒を 20 °C の大気雰囲気中で、ひずみ速度 1, 5, 10 /s で実施した。

数値解析条件は、Table 7.1 に示した冷間圧延実験と同条件とした。数値解析から得た応力とひずみを基に、提案式に基づくダメージ値を算出し、内部割れの発生挙動を比較することにより、割れ発生予測可否を評価した。

$$\sigma_{eq} = 664 \cdot \exp(-0.000782 \cdot T) \cdot \varepsilon_{eq}^{(2.38 \cdot 10^{-5} \cdot T + 0.117131)} \cdot \exp\left(\frac{-7.84 \cdot 10^{-12} \cdot T - 3.44 \cdot 10^{-10}}{\varepsilon_{eq}}\right) \cdot \dot{\varepsilon}_{eq}^{(-0.00012 \cdot T + 0.035705)} \quad (7.1)$$

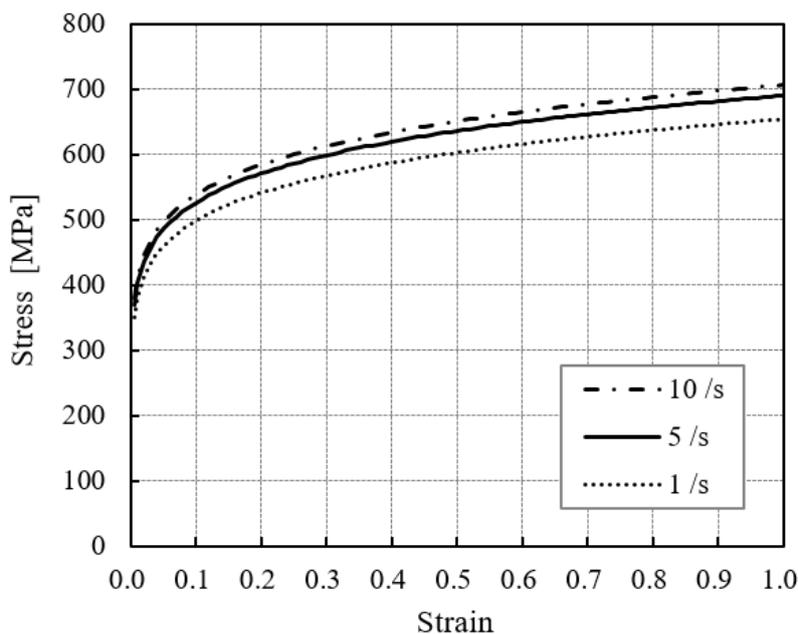


Fig. 7.2 Stress-strain curve of SUM24L at 20 °C

冷間傾斜圧延における材料内部の応力成分と相当塑性ひずみを調査した。Fig. 7.3に圧延横断面Aにおける応力6成分を示す。圧延横断面Aは、ロール同士の間隔が最小となる位置Oから、圧延入側へ長手方向に10 mm の位置を表す。応力分布に関しては、熱間傾斜圧延と酷似しており、ロールで圧下される領域とその内部には半径方向圧縮応力 σ_r ・円周方向引張応力 σ_θ ・円周方向せん断応力 $\sigma_{r\theta}$ が作用する特徴を有する。

Fig. 7.4に圧延横断面Aにおける相当塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{eq}$ と相当塑性ひずみ ϵ_{eq} を示す。材料の回転にともなうせん断変形により、相当塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{eq}$ はロール接触領域で高い値を示し、その積分値である相当塑性ひずみ ϵ_{eq} は、材料の外表面側で最大値を取る。応力分布と同様、相当塑性ひずみ ϵ_{eq} も熱間傾斜圧延と酷似していた。

次に、提案式からダメージ値 F を算出した。Fig. 7.5に圧延横断面Aにおける単位時間当りのダメージの増分値 f ならびにダメージ値 F の分布を示す。Fig. 5.13に示した熱間圧延模擬結果と同様であった。材料軸心部ではせん断応力 $\sigma_{r\theta}$ と σ_{rz} がほとんど作用しない反面、材料軸心部の極近傍が、せん断応力と引張応力が重畳する応力場となるため、増分値 f は、材料軸心部の周囲4ヶ所で高い。このような不均一な応力場で材料が回転する結果、ダメージ値 F は、材料軸心部から2 mm 離れた位置で最大値を取り、ダメージ値が高い領域は小さなリング状となる。

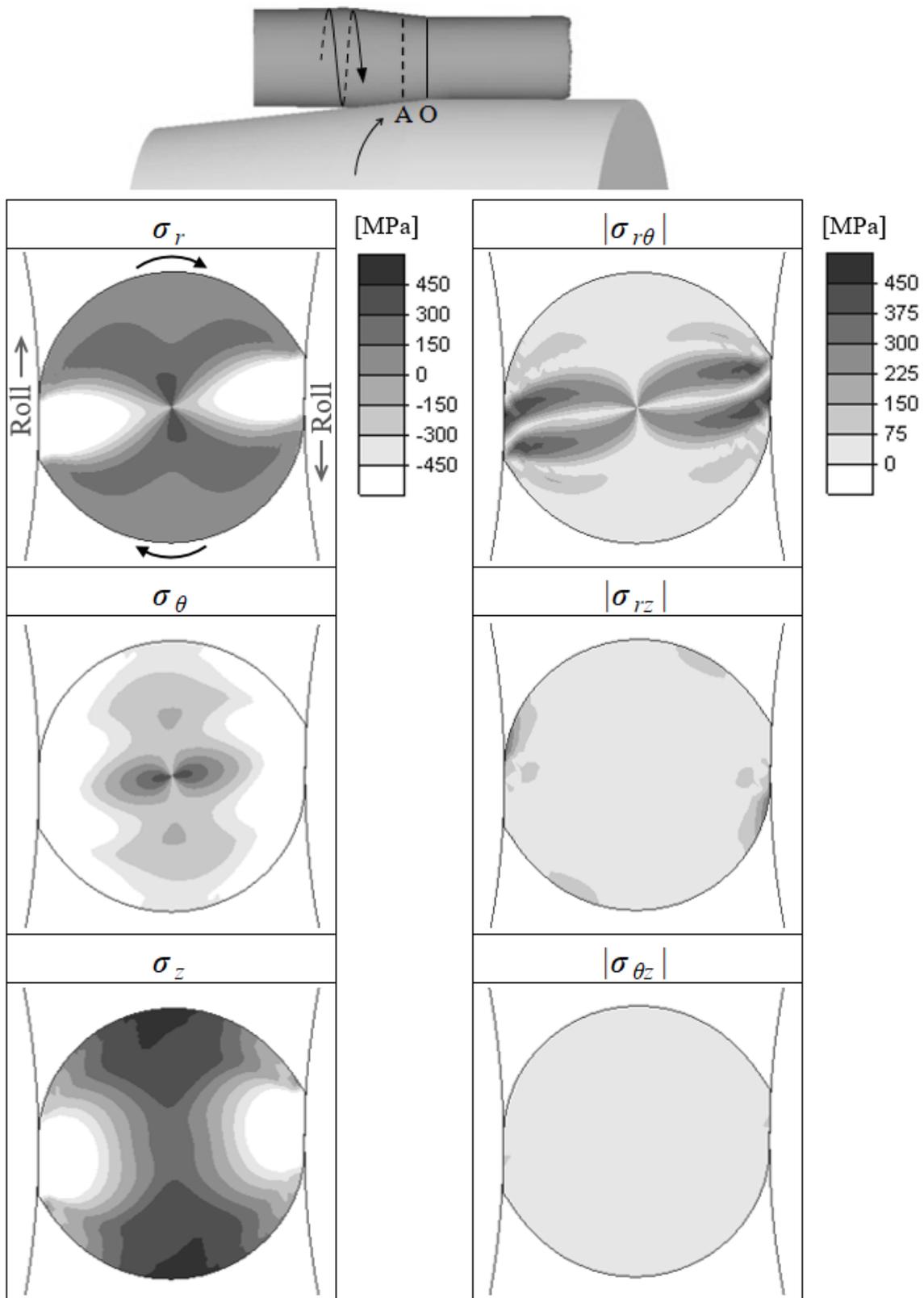


Fig. 7.3 Distribution of stress in rolling cross section A at reduction in diameter = 5% in cold two-roll skew rolling

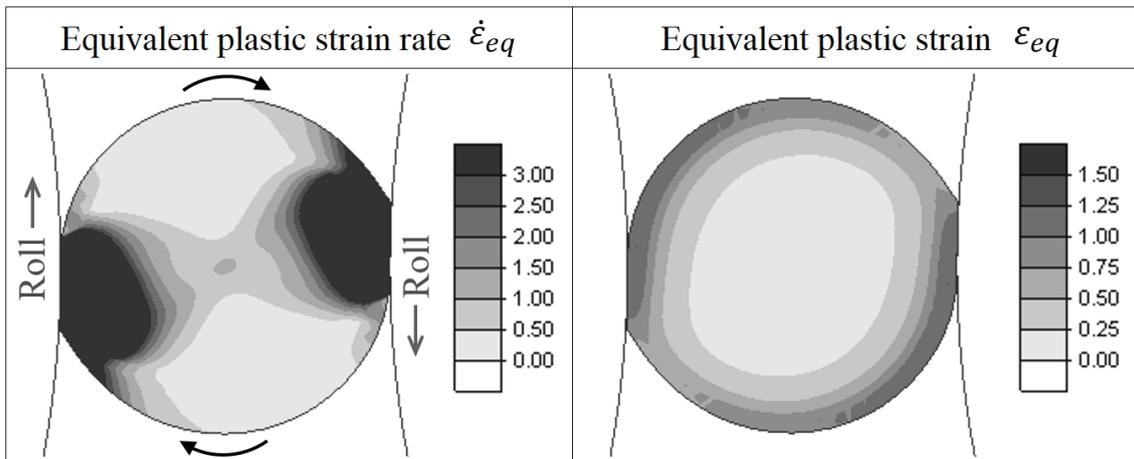


Fig. 7.4 Distribution of equivalent plastic strain rate and strain in rolling cross section A at reduction in diameter = 5% in cold two-roll skew rolling

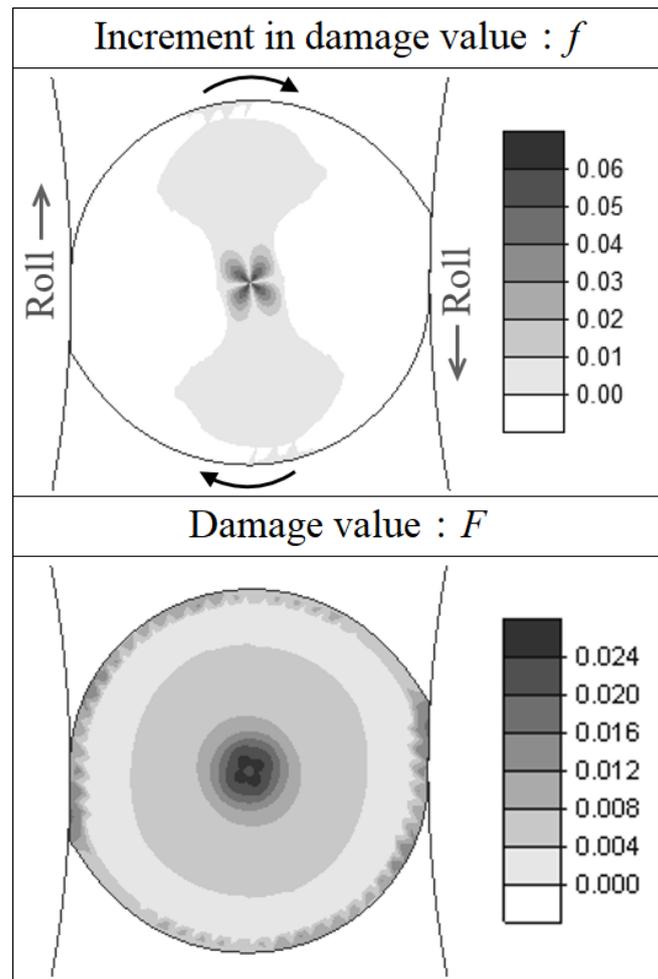


Fig. 7.5 Distribution of damage value according to new ductile fracture criterion in rolling cross section A at reduction in diameter = 5% in cold two-roll skew rolling

Fig. 7.6 に引張試験前後の試験片の外観に示す。引張試験は、20 °C の大気雰囲気にて、傾斜圧延と同様のひずみ速度 5 /s で実施した。1100 °C における SUM24L の対数絞り ($= -\ln(\text{破面の断面積 } A_1 / \text{試験前の断面積 } A_0)$) は 1.26 であったが、20 °C における値は 0.33 と大幅に低下した。Fig. 7.7 に限界ダメージ値 F_c と引張試験における対数絞りの関係を示す。Fig. 6.6 に示した熱間傾斜圧延のプロット (◆) に冷間傾斜圧延のプロット (○) を加えた。対数絞りに合わせるように、限界ダメージ値 F_c も、1100 °C における値 0.08 から 20 °C における値 0.035 に低下し、比例関係が確認された。本予測手法は、熱間傾斜圧延に限らず、冷間傾斜圧延においても適用可能であることが明らかになった。

ただし、材料の対数絞りが低い条件においては、ボイドが十分に成長する前に、せん断応力によるき裂進展が発生し易く、限界ダメージ値 F_c を境に巨視的な内部割れが急激に発生する。本現象は、冷間加工における介在物の変形能低下に起因すると推測される。室温では介在物が全く延伸せず、ある一定以上のひずみ、ならびに応力が作用すると脆性的に破壊すると仮定した場合、ある閾値を超えた時点で、介在物の直径に相当するボイドが一斉に生成する。その結果、材料の変形能が急激に低下し、脆化した材料に主応力相当の大きさのせん断応力が作用することで、巨視的なき裂が進展すると考えられる。介在物の大きさ・個数密度・母材との強度差・温度依存性・アスペクト比・形状などが、介在物の変形能に及ぼす影響を解明し、材料の変形能と結び付けることができれば、更なる割れ予測精度の向上が期待される。

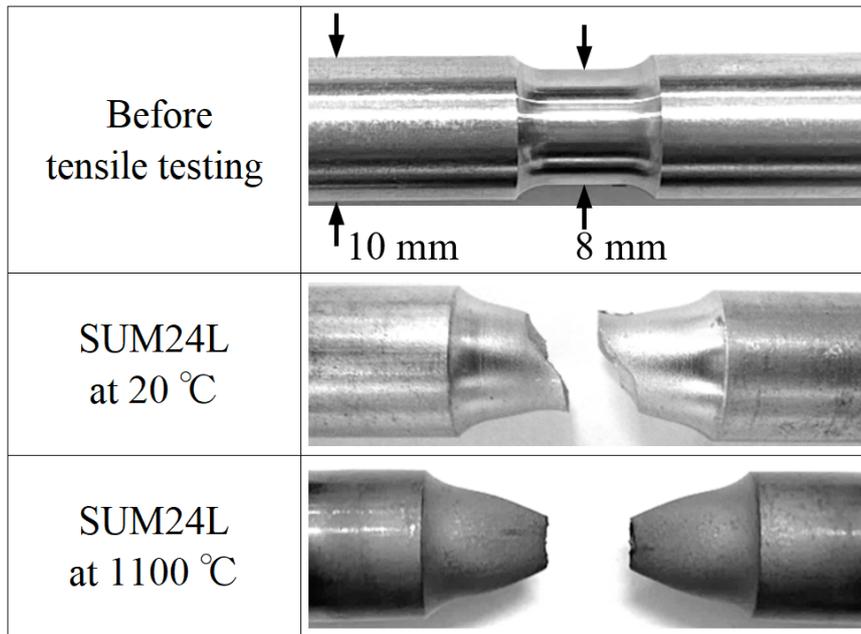


Fig. 7.6 Photographs of SUM24L specimens before and after tensile testing

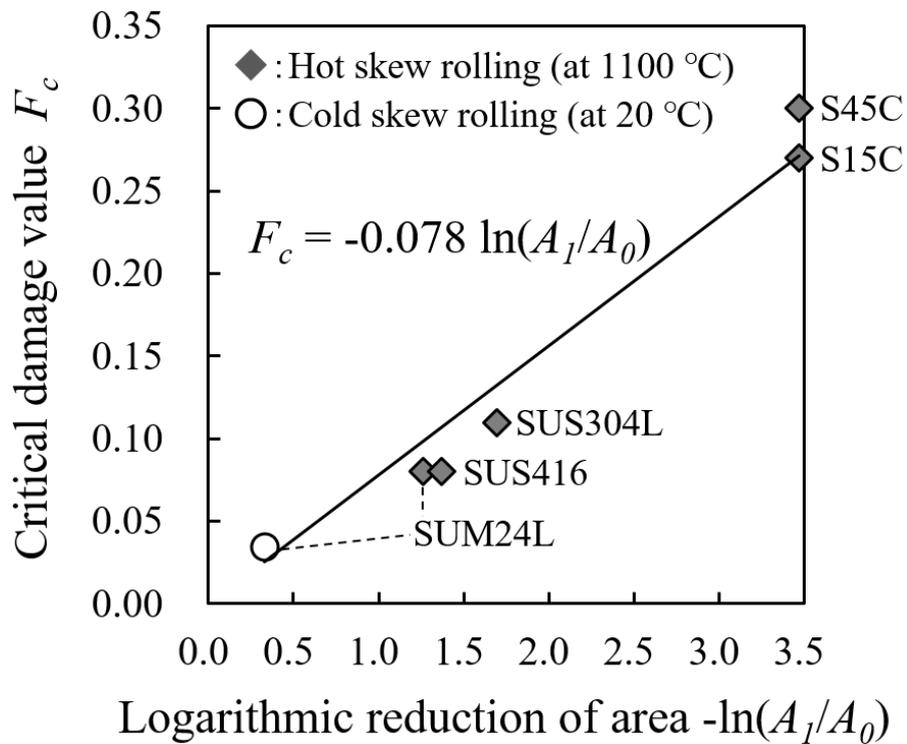


Fig. 7.7 Relationship between critical damage value and logarithmic reduction of area

7.2. 冷間転造実験による内部割れ発生挙動調査

傾斜圧延に加えて、冷間転造における内部割れの発生挙動も調査するべく、平板ダイスから構成される実験装置を用いて、加工中の試験片断面をマイクロスコープにて観察した。Fig. 7.8に冷間転造装置、Table 7.2に転造条件を示す。直径6 mmかつ長さ10 mmの円柱状の試験片を上ダイスと下ダイスの間に挟み、上ダイスを下降させることで、試験片を回転させながら減径する。試験片が滑らずに回転するように、上ダイスと下ダイスの表面には、ピッチ0.3 mm、深さ0.5 mmの平行溝を施した。ダイスにはテーパ角 θ が付与されており、ストローク S が大きくなるほど、減径量は大きくなる。前章の熱間傾斜圧延における変形履歴を基に、テーパ角 θ は、試験片1回転当りの外径絞り率（＝減径量／材料径 d_0 ）が4%となるよう、 0.4° に設定した。供試材には、冷間傾斜圧延と同じく、割れ感受性が高い快削鋼SUM24Lを用いた。供試材の化学成分は、Table 2.3に示した通りである。

Fig. 7.9に冷間転造後の内部割れ写真を示す。観察位置は試験片の長手中央部である。転造材の外表面に見える複数の突起は、ダイス表面の溝が転写された痕である。内部割れは、ストローク S が80 mm前後、試験片が4回転したところで、材料軸心部とその近傍で発生した。割れ形態は、緩やかなカーブを描いたき裂であり、2ロール式の傾斜圧延と同じく、円周方向せん断応力 $\sigma_{r\theta}$ の影響を受けたと考えられる。

本実験から、冷間転造における内部割れは、冷間傾斜圧延の割れ形態と良く一致することが判明した。そして、内部割れの発生挙動に関しても、冷間傾斜圧延と同様に、微小ボイドが徐々に増加する現象を捉えることができず、ストローク $S \approx 80$ mmを境に、巨視的なき裂進展のみが観察された。冷間加工と熱間加工における割れの発生挙動の違いに関しては、7.1節で考察した通りである。材料のマクロな変形能だけでなく、介在物の変形能までも考慮したモデルを構築し、加工温度に関係なく内部割れを予測可能な技術を確立することは、今後の研究課題である。

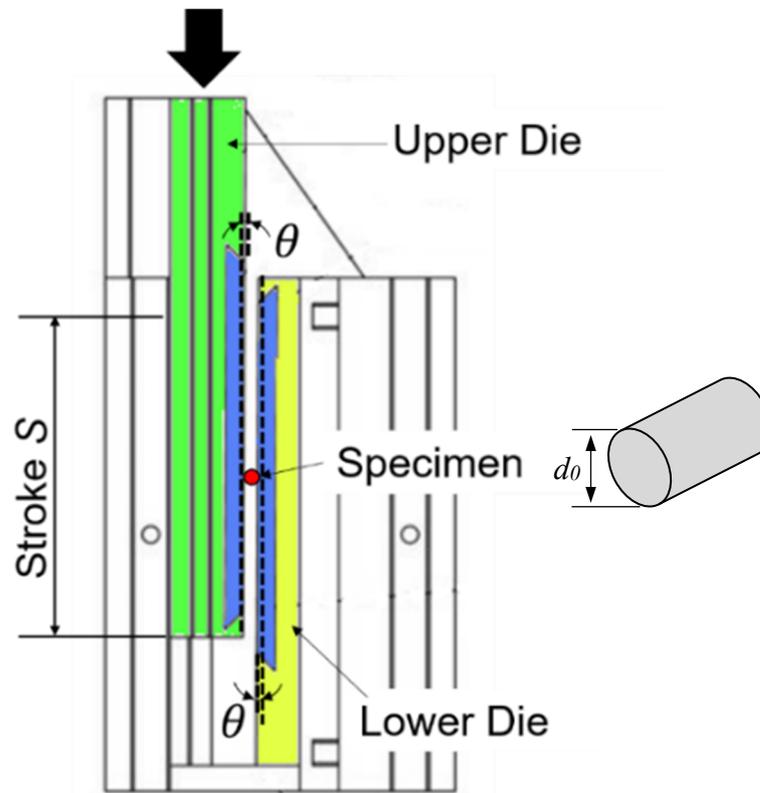


Fig. 7.8 Schematic of cold cross rolling device

Table 7.2 Rolling conditions for cold cross rolling

Die face angle θ [°]	0.4
Specimen diameter d_0 [mm]	6
Specimen length [mm]	10
Rolled diameter d_1 [mm]	5.2, 5.0, 4.8, 4.6
Reduction in diameter [%] $(d_0 - d_1) / d_0 \times 100\%$	14, 16, 18, 20
Stroke S [mm]	60, 70, 80, 90
Number of rolling times C [-]	3.2, 3.7, 4.2, 4.7
Rolling temperature [°C]	20

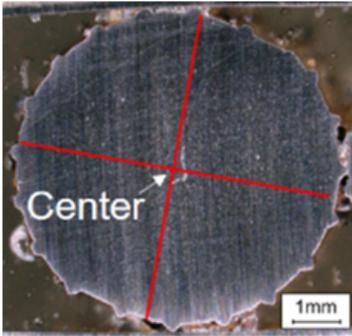
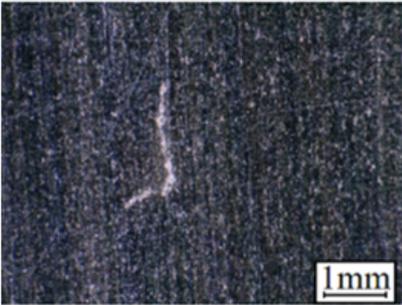
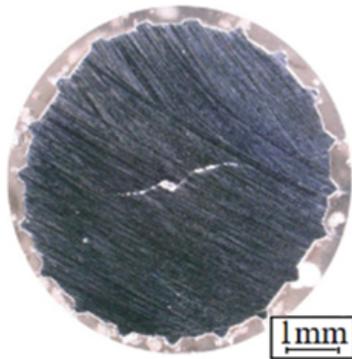
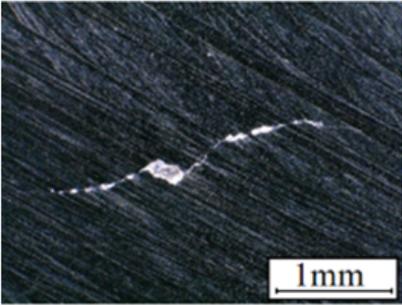
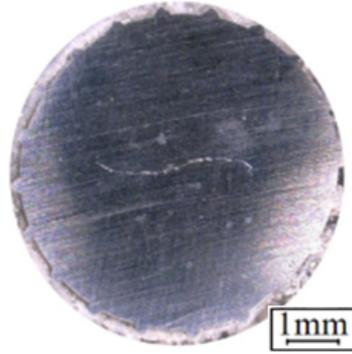
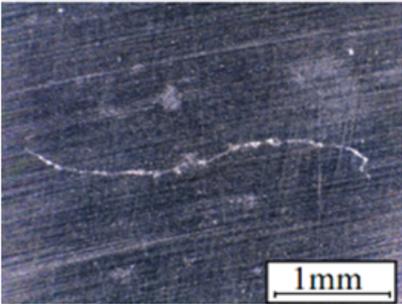
Stroke S [mm]	Reduction in diameter [%]	Rolling cross section	Enlarged photograph in central axis part of rolled material
79	18.3		
80	18.6		
90	20.9		

Fig. 7.9 Photographs of internal fracture in rolling cross sections in cold cross rolling

7.3. 第7章の小括

第7章では、冷間傾斜圧延における内部割れに対しても、提案式が適用可能であることを明らかにした。ただし、材料の対数絞りが低い条件においては、引張応力によりボイドが成長する前に、せん断応力によるき裂進展が発生し易く、限界ダメージ値 F_c を境に巨視的な内部割れが急激に発生する。本現象は、冷間加工における介在物の変形能低下に起因すると推測される。材料のマクロな変形能だけでなく、介在物の変形能までも考慮したパラメータを構築し、加工温度に関係なく内部割れを予測可能な技術を確立することは、今後の研究課題である。

第 8 章 結言

本章では、回転塑性加工における内部割れ発生挙動、ならびにその予測技術に関して総括し、本研究で得られた知見と今後の課題を示す。

8.1. 本研究のまとめ

本研究は、圧延実験・数値解析・引張試験・介在物分析から、回転塑性加工における内部割れの発生挙動をモデル化し、以下の知見を得た。

- (1) 塑性変形下で作用する引張応力とせん断応力は、ボイドを生成・成長・合体させ、最終的に巨視的な内部割れを発生させる。加えて、本研究では、材料の回転にともなって繰り返し作用するせん断応力が、母材と介在物の界面を剥離させることによりボイドを生成させ、介在物間にき裂を進展させることによりボイドを合体させるという結論に至った。応力三軸度が低い条件下では、応力不変量よりも、せん断応力の方向の変動が、延性破壊に影響を与えることを明らかにした。
- (2) 内部割れは、3 ロール式の傾斜圧延では材料軸心部から圧延材の半径 1/3 程度の距離が離れた位置で、2 ロール式では材料軸心部から圧延材の半径 1/15 程度の距離が離れた位置で、それぞれリング状の割れが発生する。ロール数により内部割れの発生位置が異なるが、これは引張応力とせん断応力が重畳する応力場の位置が異なることに起因する。
- (3) 応力不変量から成る従来の延性破壊条件式と異なり、応力三軸度が低い条件下でせん断応力の方向が繰り返し変動するとボイドが発展するという現象論的考察に基づき、円筒座標系で表現した新しい延性破壊条件式を提案した。提案式は、圧延条件・ロール配置数・材質に関係なく、傾斜圧延特有の内部割れの初期発生を一義的に予測可能である。
- (4) 対数絞りが高い材質ほど、内部割れは発生し難いことを実証し、変形能と内部割れ感受性の関係を明らかにした。引張試験から対数絞りを調査すれば、材質ごとの限界ダメージ値 F_c を推測可能である。本予測手法は、熱間加工に限らず、冷間加工においても有効であり、限界ダメージ値 F_c は対数絞りによって一義的に決定する。
- (5) 材料の変形能が低い条件においては、ボイドが十分に成長する前に、せん断応力によるき裂進展が発生し易く、ある閾値を境に急激に巨視的な内部割れが発生する。
- (6) 介在物分析から、介在物の円相当径ならびに個数密度が内部割れに影響することを明らかにし、介在物の大きさが強く影響する可能性が示唆された。

- (7) 提案した予測技術は、内部割れの抑制と圧延条件の最適化に資する指針を示した。外径絞り量が一定の条件において、その指針は、(i)ロール数の3ロール化、(ii)ロール傾斜角 β の増大、(iii)介在物の微細化ならびにその数の抑制であり、本予測技術の実用化が期待される。

8.2. 今後の課題

種々の回転塑性加工プロセスにおいて、本提案手法を展開すれば、短期間かつ少ないコストと労力で、内部割れが発生しない最適な加工条件を確立することが可能となり、工業的に有効である。一方、学術的な視点から見た提案式の発展、更なる予測精度の向上に関して、以下3点の課題が残る。

- (1) 提案した延性破壊条件式は、円筒座標系で表現されており、適用先が限定される。例えば、応力の方向変化をひずみ速度を用いて表現する手法を提案し、あらゆる座標系においても、延性破壊を予測可能なモデルに発展させることが望まれる。
- (2) ボイド発展とき裂進展の閾値ならびに定式化については、完全には解明されていない。ひずみ・ひずみ速度・引張応力・圧縮応力・せん断応力が、ボイド発展ならびにき裂進展に及ぼす影響を調査し、延性破壊に対する寄与度を明らかにすることが必要である。
- (3) 本研究は、介在物の大きさがボイド発展に強く影響する可能性を示唆した。しかし、介在物の変形能やアスペクト比がボイド発展に及ぼす影響に関しては、考察が不十分である。介在物の大きさ・個数密度・変形能・母材との強度差・温度依存性・アスペクト比・形状が、延性破壊に及ぼす影響を精査し、それぞれの寄与度を定量的に示すことは、今後の研究課題である。

参考文献

- [1] Erman, E., 1987. The influence of the processing parameters on the performance of the two-roll piercing operation. *Journal of Mechanical Working Technology*. **15**, 167-179.
- [2] Nakasuji, K., Kuroda, K., Hayashi, C., 1991. Development and Features of Rotary Reduction Mill. *ISIJ International*. **31**, No.6, 620-627.
- [3] New Tube Investments Development, 1967. Three-Roll Piercing in Tube Making. *Metallurgia*. 51-56.
- [4] Blazynski, T.Z., Jubb, C., 1969. Major defects in rotary tube-making processes. *Journal of the Institute of Metals*. **97**, 363-373.
- [5] The Iron and Steel Institute of Japan, 1980. *Iron and Steel Handbook 3rd*. **2**, 940.
- [6] Kato, K., 1978. 転造加工における諸問題. *Journal of the Japan Institute of Metals and materials*. **17-7**, 598-606.
- [7] The Japan Society for Technology of Plasticity, 1990. *Rotary Forming*. 77.
- [8] Pater, Z., Tomczak, J., Bulzak, T., Wójcik, Ł., Walczuk, P., 2020. Assessment of ductile fracture criteria with respect to their application in the modeling of cross wedge rolling. *Journal of Materials Processing Tech*. **278**, 116501.
- [9] Siebel, R., 1927. Fundamental Observations on Cross Rolling. *Stahl und Eisen*. **47**, 1685.
- [10] Kato, K., 1970. On the production technique of seamless steel tube. *Tetsu-to-Hagané*. **56-7**, 915-929.
- [11] Saito, Y., Higashino, T., Kato, K., 1976. Central cavitation in constrained rotary compression of cylindrical steel billets at room temperature. *Journal of Japan Society for Technology of Plasticity*. **17-191**, 958-965.
- [12] Saito, Y., Higashino, T., Kato, K., 1977. Strain analysis in plane-strain rotary compression of cylindrical billet. *Journal of Japan Society for Technology of Plasticity*. **18-193**, 120-127.
- [13] Erman, E., 1987. The Effect of Processing Parameters on the Propensity for Central Fracturing in Piercing. *J. Applied Metalworking*. **4**, 331-341.
- [14] Teterin, P.K., Liuzin, J.F., 1960. The mechanism of metal rupture in cross rolling. *Stal*. **10**, 930-933.
- [15] Kocks, F., 1927. Cross rolling. *Stahl und Eisen*, **47**, 433.
- [16] Smirnov, V.S., 1947. The deformation process in cross rolling. *Stal*. **7**, 511-518.
- [17] Pater, Z., Weroński, W., Kazanecki, J., Gontarz, A., 1999. Study of the process stability of cross wedge rolling. *Journal of Materials Processing Technology*. **92-93**, 458-462.
- [18] Hayama, M., Sako, M., 1974. Estimation of load and contact width in rotational compression of rods. *Journal of Japan Society for Technology of Plasticity*. **15-157**,

141-146.

- [19] Li, Q., Lovell, M.R., Slaughter, W., Tagavi, K., 2002. Investigation of the morphology of internal defects in cross wedge rolling. *Journal of Materials Processing Tech.* **125-126**, 248–257.
- [20] Zhou, X., Shao, Z., Zhang, C., Sun, F., Zhou, W., Hua, L., Jiang, J., Wang, L., 2020. The study of central cracking mechanism and criterion in cross wedge rolling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture.* **159**, 103647.
- [21] Ghiotti, A., Fanini, S., Bruschi, S., Bariani, P.F., 2009. Modelling of the Mannesmann effect. *CIRP Annals - Manufacturing Technology.* **58**, 255-258.
- [22] Chastel, Y., Diop, A., Fanini, S., Bouchard, P.O., Mocellin, K., 2008. Finite element modeling of tube piercing and creation of a crack. *11th ESAFORM Conference on Material Forming.* 355-358.
- [23] Novella, M.F., Ghiotti, A., Bruschi, S., Bariani, P.F., 2015. Ductile damage modeling at elevated temperature applied to the cross wedge rolling of AA6082-T6 bars. *Journal of Materials Processing Technology.* **222**, 259-267.
- [24] Chiluveru, S., 2007. Computational modeling of crack initiation in cross roll piercing. *MIT Libraries.* URL: <http://hdl.handle.net/1721.1/39325>
- [25] Skripalenko, M.M., Romantsev, B.A., Galkin, S.P., Skripalenko, M.N., Kaputkina, L.M., Huy, T.B., 2018. Prediction of the fracture of metal in the process of screw rolling in a two-roll mill. *Metallurgist.* **61**, 925-933.
- [26] Skripalenko, M.M., Romantsev, B.A., Galkin, S.P., Skripalenko, M.N., Danilin, A.V., 2020. Comparative analysis of damage criteria for screw rolling using computer simulation. *CIS Iron and Steel Review.* **20**, 29-32.
- [27] Gamin, Yu.V., Skripalenko, M.M., Romantsev, B.A., Kadach, M.V., 2021. Prediction of billet fracture at two-high screw rolling piercing. *Metallurgist.* **64**, 1020-1028.
- [28] Cockcroft, M.G., Latham, D.J., 1968. Ductility and the workability of metals. *Journal of the Institute of Metals.* **96**, 33-39.
- [29] Oh, S.I., Chen, C.C., Kobayashi, S., 1979. Ductile fracture in axisymmetric extrusion and drawing Part 2: workability in extrusion and drawing. *ASME Journal of Engineering for Industry.* **101**, 36–44.
- [30] Brozzo, P., de Luca, B., Redina, R., 1972. A new method for the prediction of the formability limits of metal sheets. *International Deep Drawing Research Group.* **7th**, 3.1-3.5.
- [31] McClintock, F.A., 1968. A criterion for ductile fracture by the growth of holes. *Journal of Applied Mechanics.* **35**, 363-371.
- [32] Rice, J.R., Tracey, D.M., 1969. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress

- fields. *J. Mech. Phys. Solids*. **17**, 201-217.
- [33] Oyane, M., 1972. Criteria of Ductile Fracture strain. *JSME*. **15**, 1507-1513.
- [34] Ayada, M., Higashino, T., Mori, K., 1987. Central bursting in extrusion of inhomogeneous materials. *Proceedings of the First International Conference on Technology of Plasticity*. 553-558.
- [35] Gurson, A.L., 1977. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I – Yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Engineering Materials and Technology*. **99**-1, 2-15.
- [36] Tvergaard, V., 1981. Influence of voids on shear band instabilities under plane strain conditions. *International Journal of Fracture*. **17**, 389-407.
- [37] Chu, C.C., Needleman, A., 1980. Void nucleation effects in biaxially stretched sheets. *Journal of Engineering Materials and Technology*. **102**, 249-256.
- [38] Bao, Y., Wierzbicki, T., 2004. A Comparative study on various ductile crack formation criteria. *Journal of Engineering Materials and Technology*. **126**, 314-324.
- [39] Bao, Y., Wierzbicki, T., 2004. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. *International Journal of Mechanical Sciences*. **46**, 81-98.
- [40] Bao, Y., Wierzbicki, T., 2005. On the cut-off value of negative triaxiality for fracture. *Engineering Fracture Mechanics*. **72**, 1049-1069.
- [41] Wierzbicki, T., Bao, Y., Lee, Y.W., Bai, Y., 2005. Calibration and evaluation of seven fracture models. *International Journal of Mechanical Sciences*. **47**, 719-743.
- [42] Tutyshkin, N., Muller, W.H., Wille, R., Zapara, M., 2014. Strain-induced damage of metals under large plastic deformation: Theoretical framework and experiments. *International Journal of Plasticity*. **59**, 133-151.
- [43] Weck, A., Wilkinson, D.S., 2008. Experimental investigation of void coalescence in metallic sheets containing laser drilled holes. *Acta Materialia*. **56**, 1774-1784.
- [44] Buljac, A., Helfen, L., Hild, F., Morgeneyer, T.F., 2018. Effect of void arrangement on ductile damage mechanisms in nodular graphite cast iron: In situ 3D measurements. *Engineering Fracture Mechanics*. **192**, 242-261.
- [45] Nisitani, H., Makabe, C., 1982. Mechanism of ductile fracture in tensile test of 7:3 brass. *Journal of the Society of Materials Science, Japan*. **31**-344, 452-457.
- [46] Soyarslan, C., Gharbi, M.M., Tekkaya, A.E., 2012. A combined experimental-numerical investigation of ductile fracture in bending of a class of ferritic-martensitic steel. *International Journal of Solids and Structures*. **49**, 1608-1626.
- [47] McClintock, F.A., Kaplan, S.M., Berg, C.A., 1966. Ductile fracture by hole growth in shear bands. *International Journal of Fracture Mechanics*. **2**, 614-627.
- [48] Kristoffersen, M., Børvik, T., Hopperstad, O.S., 2016. Using unit cell simulations to investigate fracture due to compression–tension loading. *Engineering Fracture Mechanics*. **162**, 269–289.

- [49] Li, H., Fu, M. W., Lu, J., Yang, H., 2011. Ductile fracture: Experiments and computations. *International Journal of Plasticity*. **27**, 147-180.
- [50] Lou, Y., Huh, H., Lim, S., Pack, K., 2012. New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams of sheet metals. *International Journal of Solids and Structures*. **49**, 3605-3615.
- [51] Yoshimura, H., Horita, H., Uemori, T., Naka, T., Mihara, Y., 2015. Evaluation of forming limit by principal shear strain energies. *Journal of the Japan Institute of Light Metals*. **65-5**, 190-195.
- [52] Komischke, T., Hora, P., Domani, G., Plamondon, M., Kaufmann, R., 2018. Prediction of crack induced failure phenomena in rolling operations. *Procedia Manufacturing*. **15**, 176-184.
- [53] Bai, Y., Wierzbicki, T., 2010. Application of extended Mohr-Coulomb criterion to ductile fracture. *International Journal of Fracture*. **161**, 1-20.
- [54] Zhou, X., Shao, Z., Pruncu, C. I., Hua, L., Balint, D., Lin, J., Jiang, J., 2020. A study on central crack formation in cross wedge rolling. *Journal of Materials Processing Tech*. **279**, 116549.
- [55] Pater, Z., Tomczak, J., Bulzak, T., 2020. Establishment of a new hybrid fracture criterion for cross wedge rolling. *International Journal of Mechanical Sciences*. **167**, 105274.
- [56] Pater, Z., Tomczak, J., Bulzak, T., Wójcik, Ł, Skripalenko, M.M., 2021. Prediction of ductile fracture in skew rolling processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. **163**, 103706.
- [57] Müller, D., Tobie, T., Stahl, K., 2019. Calculation of sub-surface-initiated fatigue fracture in gears. *XV International Conference on Computational Plasticity*. 189-200.
- [58] Zhou, X., Shao, Z., Tian, F., Hopper, C., Jiang, J., 2020. Microstructural effects on central crack formation in hot cross-wedge-rolled high-strength steel parts. *Journal of Materials Science*. **55-22**, 9608-9622.
- [59] Cox, T.B., Low, J.R., 1974. An investigation of the plastic fracture of AISI 4340 and 18 Nickel-200 grade maraging steels. *Metallurgical Transactions*. **5**, 1457-1470.
- [60] Nemcko, M.J., Wilkinson, D.S., 2016. On the damage and fracture of commercially pure magnesium using x-ray microtomography. *Materials Science and Engineering A*. **676**, 146-155.
- [61] Wulfinghoff, S., Fassin, M., Reese, S., 2017. A damage growth criterion for anisotropic damage models motivated from micromechanics. *International Journal of Solids and Structures*. **121**, 21–32.
- [62] Rezaei, S., Arghavani, M., Wulfinghoff, S., Kruppe, N.C., Brögelmann, T., Reese, S., Bobzin, K., 2018. A novel approach for the prediction of deformation and fracture in hard coatings: Comparison of numerical modeling and nanoindentation tests. *Mechanics of Materials*. **117**, 192-201.

- [63] Khaledi, K., Rezaei, S., Wulfinghoff, S., Reese, S., 2019. Modeling of joining by plastic deformation using a bonding interface finite element. *International Journal of Solids and Structures*. **160**, 68–79.
- [64] Rezaei, S., Jaworek, D., Mianroodi, J.R., Wulfinghoff, S., Reese, S., 2019. Atomistically motivated interface model to account for coupled plasticity and damage at grain boundaries. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. **124**, 325-349.
- [65] Christiansen, P., Nielsen, C.V., Martins, P.A.F., Bay, N., 2017. Predicting the onset of cracks in bulk metal forming by ductile damage criteria. *Procedia Engineering*. **207**, 2048-2053.
- [66] Akopyan, T.K., Gamin, Y.V., Galkin, S.P., Prosviryakov, A.S., Aleshchenko, A.S., Noshin, M.A., Koshmin, A.N., Fomin, A.V., 2020. Radial-shear rolling of high-strength aluminum alloys: Finite element simulation and analysis of microstructure and mechanical properties. *Materials Science & Engineering A*. **786**, 139424.
- [67] Fleck, N.A., Hutchinson, J.W., Tvergaard, V., 1989. Softening by void nucleation and growth in tension and shear. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. **37**, 515-540.
- [68] Bernard, G., Riboud, P.V., Urbain, G., 1981. Study of the plasticity of oxide inclusions. *Metallurgical Research & Technology*. **78**, 421-433.
- [69] Kimura, S., Hoshikawa, I., Ibaraki, N., Hattori, S., Choda, T., 2020. Fracture behavior of oxide inclusions during rolling and drawing. *Tetsu-to-Hagané*. **88**, 755-762.
- [70] Luo, C., Ståhlberg, U., 2001. Deformation of inclusions during hot rolling of steels. *Journal of Materials Processing Tech*. **114**, 87-97.
- [71] Baker, T.J., Gave, K.B., Charles, J.A., 1976. Inclusion deformation and toughness anisotropy in hot-rolled steels. *Metals Technology*. **3**, 183-193.
- [72] Babout, L., Maire, E., Fougères, R., 2004. Damage initiation in model metallic materials: X-ray tomography and modelling. *Acta Materialia*. **52**, 2475-2487.
- [73] Yamamoto, K., Yamamura, H., Suwa, Y., 2011. Behavior of non-metallic inclusions in steel during hot deformation and the effects of deformed inclusions on local ductility. *ISIJ International*. **51**, 1987-1994.
- [74] Bandstra, J.P., Koss, D.A., Geltmacher, A., Matic, P., Everett, R.K., 2004. Modeling void coalescence during ductile fracture of a steel. *Materials Science and Engineering, Ser. A*. **366**, 269-281.

本論文に関する研究報告ならびに特許

学術論文

- [1] 山根康嗣, 下田一宗, 黒田浩一. 2019. 傾斜圧延における内部割れ発生機構. *塑性と加工*, **60-704**, 249-255.
【第2章, 第3章, 第4章に関連】
- [2] 山根康嗣, 下田一宗, 黒田浩一, 梶川翔平, 久保木孝. 2021. 傾斜圧延において介在物が内部割れに及ぼす影響. *塑性と加工*, **62-720**, 1-7.
【主として, 第6章に関連】
- [3] Yamane, K., Shimoda, K., Kuroda, K., Kajikawa, S., Kuboki, T. 2021. A new ductile fracture criterion for skew rolling and its application to evaluate the effect of number of rolls. *Journal of Materials Processing Technology*, **291**, 116989.
【主として, 第4章, 第5章に関連】

国際会議論文

- [4] Yamane, K., Shimoda, K., Yamane, A. 2017. Three-dimensional numerical analysis of rotary piercing process. *XIV International Conference on Computational Plasticity*, 114-121.
- [5] Yamane, K., Shimoda, K., Kuroda, K. 2019. New ductile fracture criterion for prediction of internal fracture in skew rolling. *XV International Conference on Computational Plasticity*, 69-80.
- [6] Yamane, K., Shimoda, K., Kuroda, K., Kajikawa, S., Kuboki, T. 2021. A new ductile fracture criterion for skew rolling and its application to evaluate the effect of number of rolls. *XVI International Conference on Computational Plasticity*.

講演論文

- [7] 松村和華, 梶川翔平, 久保木孝, 山根康嗣. 2019. 転造加工における内部割れ発生要因の検討. *第70回塑性加工連合講演会論文集*, 231-232.
【第7章に関連】
- [8] 山根康嗣. 2019. 傾斜圧延における内部割れ発生機構. *日本鉄鋼協会 第151回圧延理論部会概要*.

学会賞

- [9] 山根康嗣. 2020. 回転塑性加工における内部割れ発生予測技術の開発. 日本塑性加工学会 新進賞 一般. *ふらすとす*, **3-36**, 757-758.

特許

- [10] 山根康嗣, 下田一宗, 黒田浩一. 内部割れ発生の予測方法. 特開2020-006434.

謝辞

本論文の執筆にあたり，電気通信大学 久保木孝 教授には，懇切丁寧なご指導ご鞭撻を賜りました．心より感謝申し上げます．また，多くのご助言とご指導を賜りました電気通信大学 梶川翔平 准教授に深謝申し上げます．電気通信大学 久保木・梶川研究室 修士 松村和華氏には，弊社との共同研究を通じて，冷間転造における内部割れ発生挙動を調査していただきました．感謝の意を表します．

本論文は，筆者が日本製鉄株式会社に在籍しながら執筆したものです．研究遂行ならびに論文作成に関して，ご理解とご配慮をいただきました日本製鉄株式会社 鋼管プロセス研究部 山口晴生博士，下本豪紀氏，同社 関西技術研究部 田村憲司博士，日鉄総研株式会社 元日本製鉄株式会社 岩本宏之氏に厚く御礼を申し上げます．そして，社会人博士としての入学の契機を与えていただきました日本製鉄株式会社 鋼管プロセス研究部 黒田浩一博士，下田一宗氏に深く感謝申し上げます．

本研究を遂行するにあたり，多岐にわたる試験を実施していただきました日本製鉄株式会社 尼崎支援室 井上祐二氏，下岡秀輔氏，邨上和幸氏，齊藤雅利氏，日鉄テクノロジー株式会社 尼崎事業所 縄船泰輝氏，種々の数値解析を実施していただきました株式会社メイテック 藤井克哉氏に深く謝意を表します．

2021年9月
山根 康嗣