



Title	板圧延における反り現象の機構解明に関する研究
Author(s)	河西, 大輔
Citation	大阪大学, 2025, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/103218
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

博士学位論文

板圧延における反り現象の
機構解明に関する研究

河 西 大 輔

2025年6月

大阪大学大学院工学研究科

目次

第1章 緒言	1
1. 1 研究背景	1
1. 1. 1 鋼板製造プロセス	1
1. 1. 2 板圧延における反り現象	1
1. 2 従来研究	3
1. 3 本研究の目的と構成	4
第2章 片側駆動圧延における板材の反り挙動とその機構	6
2. 1 片側駆動圧延	6
2. 2 圧延実験	6
2. 2. 1 実験方法	6
2. 2. 2 実験結果	8
2. 3 剛塑性有限要素法による非対称圧延解析	17
2. 3. 1 解析条件	17
2. 3. 2 実験結果と解析結果との比較	18
2. 4 片側駆動圧延現象の考察	21
2. 4. 1 ロール周速度および先進率と圧延トルクとの関係	21
2. 4. 2 ロールバイト内の塑性変形挙動と片側駆動圧延における反り発生機構	22
2. 5 第2章の総括	42
第3章 圧延における板材のロールバイトへの入射角が反り挙動に及ぼす影響	43
3. 1 被圧延材への入射角の付与	43
3. 2 圧延実験	44
3. 2. 1 実験方法	44
3. 2. 2 実験結果	47
3. 3 剛塑性有限要素法による非対称圧延解析	48
3. 3. 1 解析条件	48
3. 3. 2 実験結果と解析結果との比較	50
3. 4 入射角を付与した圧延現象の考察	53
3. 4. 1 上下ロールの圧延トルク	53
3. 4. 2 ロールバイト内の塑性変形挙動と入射角付与条件下での反り発生機構	57

3. 4. 3 入射角の変化.....	61
3. 5 第3章の総括.....	65
第4章 複数外乱条件下での板材の反り挙動..... 66	
4. 1 複数の外乱が作用する圧延.....	66
4. 2 圧延実験.....	67
4. 2. 1 実験方法.....	67
4. 2. 2 実験結果.....	70
4. 3 剛塑性有限要素法による非対称圧延解析.....	74
4. 3. 1 解析条件.....	74
4. 3. 2 実験結果と解析結果との比較.....	76
4. 4 ロールバイト内の塑性変形挙動と複合外乱条件下における反り発生機構...	78
4. 5 第4章の総括.....	89
第5章 被圧延材の加工硬化指数が反り挙動に及ぼす影響..... 90	
5. 1 被圧延素材による反り挙動への影響.....	90
5. 2 圧延実験.....	91
5. 2. 1 実験方法.....	91
5. 2. 2 実験結果.....	93
5. 3 剛塑性有限要素法による非対称圧延解析.....	95
5. 3. 1 解析条件.....	95
5. 3. 2 実験結果と解析結果との比較.....	96
5. 4 被圧延材の加工硬化指数がせん断帶に及ぼす影響.....	97
5. 5 第5章の総括.....	104
第6章 総括..... 105	
参考文献.....	108
謝辞.....	115

第1章 緒言

1. 1 研究背景

1. 1. 1 鋼板製造プロセス

鉄鋼材料は高い強度と耐久性を有する一方、加工性にも優れ様々な形状への成形も容易なことから、建設材料や自動車、家電製品等、非常に多くの用途に使用されている。また、鉄鋼材料はコスト効率が高く大量生産に適しており、比較的安価に共有が可能であることも、他の素材に対し優位である。さらに、鉄鋼製品はスクラップ化し再溶解することでリサイクルが容易に可能であり、環境にも優れた材料である。他素材の製造技術や利用技術の開発も進歩しているが、この鉄鋼材料の優位性は今後も継続していくと考えられる。

鉄鋼材料の中でも、自動車、家電製品、飲料缶等に利用される薄板鋼板や、船舶、大型構造物、産業機械、エネルギー産業等に利用される厚板鋼板はその消費量が最も多く、重要な製品である。

鋼板製品は以下の工程にて製造される。まず、高炉において鉄鉱石をコークスにより還元し、銑鉄を抽出する。次の工程である転炉では、銑鉄から不純物を除去するとともに、必要な製品特性に応じ合金添加による成分調整を行った後に、鋳造工程においてスラブと呼ばれる鋳片を製造する。このスラブを次の圧延工程において目的の製品寸法に圧延する。通常、薄板圧延製品は熱間連続圧延工程を経て、必要に応じ冷間圧延、焼鈍工程、めっき工程等を経由し、出荷される。一方、厚板圧延製品はリバース型の圧延機による熱間圧延を行った後に、熱処理、せん断工程等を経て出荷される。

鋼板圧延プロセスは生産処理量が多く、かつ多岐に渡る品種、寸法の作り分けを行う工程であり、その生産性向上や安定製造に資する技術開発の重要性は非常に大きい。これまでにも、鋼板圧延プロセスを対象とした研究開発は盛んに取り組まれ、成果を挙げてきた¹⁾。熱間圧延工程を対象とした代表的な開発事例として、板クラウン・形状制御ミルの開発およびその制御モデルの開発²⁻⁴⁾、高精度板厚制御技術の開発^{5,6)}、スケジュールフリー圧延技術の開発⁷⁾、蛇行制御技術の開発⁸⁾、鋼板温度計測技術の開発⁹⁾、鋼板プロファイル計測技術の開発¹⁰⁾、耐摩耗性・耐焼き付き性に優れた圧延ロールの開発¹¹⁻¹³⁾、エンドレス圧延技術の開発¹⁴⁻²⁰⁾等が挙げられる。

1. 1. 2 板圧延における反り現象

鋼板の厚板圧延や薄板熱間圧延プロセスにおいて安定操業を阻害するトラブルの一つに、被圧延材が圧延機出側で上下に湾曲する反り現象がある。Fig. 1.1 に反り現象の略図を示す。特に過大な反りが発生した際には、被圧延材と圧延周辺設備が接触し設備に深刻な損傷を

与えるとともに、予定外の操業ライン停止を生じることとなり、生産に多大な損害をもたらす原因となる。この反り現象は、圧延において上下非対称な因子が作用している際に発生することが知られており、種々の対策が検討されているが、抜本的な解決には至っていないのが現状である。

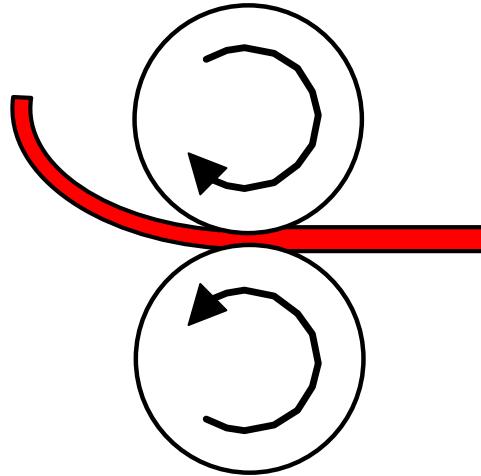


Fig. 1.1. Schematic view of warpage occurrence.

板圧延における反りに関し、鈴木はその発生原因について包括的に述べている^{21,22)}。Fig. 1.2 に反りの発生原因の略図を示す。代表的な事例として、上下の圧延ロール直径が異なる異径圧延や、ロールと被圧延材間の摩擦係数が被圧延材の上面と下面とで異なる場合、圧延機への被圧延材の流入方向、すなわち入射角が水平でない場合、上下ロールの周速度が異なる異周速圧延、被圧延材の温度が上面と下面で異なる等、被圧延材の変形抵抗が上下非対称である場合が挙げられる。この他にも、上下ロールが圧延方向にオフセットしている場合や、出側のガイドやビリーロール等との干渉により圧延機から被圧延材の流出方向が水平でない場合がある。

上下ロール速度差	板入射角	板上下面温度差	上下ロール径差	上下摩擦係数差

Fig. 1.2. Classification of view of warpage causes.

反り現象の取り扱いが難しい理由として、鈴木も述べているが、反りの発生原因が同一の非対称外乱である場合でも、圧下率や板厚、あるいはロール径等の圧延条件の変化により、反りの方向や曲率が変化することが挙げられる。例えば異周速圧延の場合、ロール径を板厚で除した値が小さい場合は低速側のロールの方向に被圧延材は反るが、板厚が薄く、ロール径を板厚で除した値が大きい場合は高速側のロールの方向に反りが発生すると述べられている。

1. 2 従来研究

板圧延における反り現象については、反りの発生原因となる上下非対称因子に着目した実験的取り組みがなされている。Kennedy and Slamar²³⁾や Tanaka ら²⁴⁾、本村ら²⁵⁾は、上下ロールの径が異なる条件での、Johnson and Needham は異径圧延²⁶⁾や上下ロールで表面粗さが異なる条件での反り挙動²⁷⁾について報告している。上下ロールの表面粗さが異なる条件での検討は、他にも Pospiech²⁸⁾の報告がある。Buxton and Browning²⁹⁾や中島ら³⁰⁾は上下ロールの周速度が異なる異周速圧延における反り挙動を示した。近年では、Utsunomiya ら³¹⁾が被圧延材のスケール厚さが上面と下面で異なる場合の反り挙動を報告している。これらの報告では、同じ上下非対称因子を与えたとしても、圧延条件により反りの方向や曲率が変化することが報告されている。

実験的取り組みと並行して、非対称圧延および反り挙動を再現するための数値解析手法も、これまでに様々な取り組みがなされている。ロールバイト (RB) 内の上下非対称な変形挙動を表現するには、数値解析の援用が有効である。先駆的な研究では、Sachs and Klingler³²⁾ は片側駆動圧延を対象とした、せん断応力の影響を無視し均一変形を仮定した Karman の方程式より初等理論モデルを作成している。Zorowski and Shutt³³⁾や Holbrook and Zorowski^{34,35)}は、Orowan の均一変形理論³⁶⁾を基に圧延後の板の上下面の速度差が上下ロールの周速度差と一致するという仮定をおき定式化した片側駆動圧延の解析を行った。山本ら³⁷⁻⁴⁰⁾は非対称な傾斜間隙内の応力平衡方程式を解き RB 内の応力場を求め、その応力場を Orowan の均一変形理論に適用することで、せん断応力を考慮した非対称圧延理論解を導いた。森本ら⁴¹⁾は Orowan の均一変形理論に鉛直方向応力差を容認した数値解析法を構成し、クロスシャー領域における回転モーメントの平行条件を満足する解を導出した。Collins ら^{42, 43)}は、すべり線場法を用いて、上下ロールが異周速、異径となる圧延条件を解析し、異周速圧延においては、圧下率により反り方向が反転すると報告している。すべり線場法を用いた報告は他にも塩崎らの事例がある⁴⁴⁻⁴⁷⁾。鈴木ら⁴⁸⁾は変形抵抗の異なる 2 層を有する合わせ板の圧延を対象とした圧延理論解を導出している。木内ら^{49,50)}は上界法による解析を行い、反り挙動に与える被圧延材の圧延機入側の入射角の影響が大きいこと

を指摘し、これを解析上で考慮することで実験結果を説明可能であると述べている。Hwang ら⁵¹⁾は流れ関数を用いてクラッド材圧延解析を行った。非対称圧延における反り挙動を数式モデル化する取り組みは近年でも報告事例がある⁵²⁻⁵⁵⁾。

1980 年代以降は有限要素解析を用いた報告が増えている。剛塑性有限要素法を用いて、山田ら⁵⁶⁾や Shrivpuri ら⁵⁷⁾は異周速圧延における反り挙動を、浜渦ら⁵⁸⁾は被圧延材の変形抵抗および摩擦係数の上下差の影響について調査している。Dyja ら⁵⁹⁾は圧延機入側で被圧延材入射角を付与された条件下での反り挙動について剛塑性有限要素解析を実施した。大江ら⁶⁰⁾は厚板圧延に対して被圧延材の板厚方向の変形抵抗分布を考慮し、反り挙動を解析した。一方、弾塑性有限要素法については Cao ら⁶¹⁾ らや Richelsen⁶²⁾, Lu ら⁶³⁾, Nilsson⁶⁴⁾ , Philipp ら⁶⁵⁾はロールを剛体とした条件での反り挙動の解析を、Jeswiet and Greene⁶⁶⁾ や Lee ら⁶⁷⁾、木島⁶⁸⁾はロールも弾性体とした評価を行っている。これら有限要素法による解析により、実験で得られた複雑な反り挙動の再現を概ね可能としている。有限要素法の解析結果からは、変形中の応力場およびひずみ・ひずみ速度場が得られ、変形機構の検討に有益な情報を得ることができる。ただし、RB 内のひずみ分布や応力分布の形態と反り挙動との関連についての報告は限られており⁶⁹⁻⁷¹⁾、かつそれらは応力・ひずみの分布と反りの特徴とを整理するに留まる。

山田ら⁵⁶⁾ , Pawelski⁶⁹⁾, Yoshii ら⁷²⁾ , Knight ら⁷³⁾ , Byon ら⁷⁵⁾ , Salganik ら⁷⁵⁾ はそれぞれ、ロールと被圧延材との投影接触弧長と RB 内の平均板厚との比で定義される圧延形状比に応じて反りの方向や曲率が変化すると述べている。しかし、圧延形状比と反り挙動との関係は、実験的あるいは解析的に得られた結果から述べられているが、それらが関連付けられる理由やその機構については明らかにされていないのが現状である。

上記の通り、板圧延における反り挙動については多くの取り組みがなされており、ある特定の外乱における反り挙動に関する知見は多く見られる。しかし、その発生機構にまで言及した報告は少なく、反りを生じる塑性変形挙動の理解や圧延形状比との関係性等、いまだ解決されていない課題が残されている。発生機構への理解が不明確であれば、圧延操業において適切な反り抑制手段を検討することは難しい。

1. 3 本研究の目的と構成

本研究では、鋼板圧延プロセスにおいて課題となる被圧延材の反り挙動について、圧延実験および剛塑性有限要素解析による反り発生機構の解明を目的とする。この成果により反りの発生を抑制し、安定な圧延操業および高品質な鋼板の作り込みが可能になると考える。

第 1 章では、本研究の背景と従来研究、および研究目的について述べ、本研究の意義を

明らかにする。

第2章では、ロール駆動条件が上下で異なる事例として、上下ロールの一方を駆動し、他方を非駆動とする、最も単純な異周速圧延法の一つである片側駆動圧延における圧延反り挙動について、広範な圧延条件下でモデル圧延実験および剛塑性有限要素法による数値解析を行い調査し、反り特性に関わる主因子とその作用、メカニズムについて検討する⁷⁶⁾。

第3章では、幾何学的に上下非対称な因子として、圧延機入側で被圧延材に上下方向の進入角、すなわち入射角を付与した条件下での圧延における板材の反り挙動について、圧延実験および剛塑性有限要素解析を行い調査し、その発生機構を力学的に明らかとすることを目的とする⁷⁷⁾。

第4章では、複数の外乱が作用する条件下での板圧延における反り挙動について調査するため、第3章で述べた圧延機入側で被圧延材に入射角を付与した条件下で、かつ第2章で述べた一方のロールを非駆動とする、片側駆動圧延実験および剛塑性有限要素解析を行い、複合外乱下における反り挙動を示すとともに、その発生機構を力学的に明らかとする⁷⁸⁾。

第5章では、被圧延材の素材が反り挙動に及ぼす影響について考察する。特に本研究では被圧延材の加工硬化指数に着目し、加工硬化指数の違いが反り挙動に及ぼす影響を調査するため、加工硬化指数の異なる素材を用いた片側駆動圧延実験および剛塑性有限要素解析を実施し、その影響を明らかとする⁷⁸⁾。

第6章では、本研究によって得られた結果を総括する。

第2章 片側駆動圧延における板材の反り挙動とその機構

2. 1 片側駆動圧延

通常の板圧延プロセスでは、上下のワークロール（以下WR）は上下対称な圧延変形を実現するようにミルモータによって回転数を制御される。これとは対照的に、異周速圧延技術は被圧延材の非対称変形による、様々な効果を得るために開発されてきた。片側駆動圧延は、上下WRの一方を駆動し、他方を非駆動とする、最も単純な異周速圧延法の一つであり、圧延荷重を低減する効果的な方法として検討がなされている^{41,79)}。これは、非対称圧延においてはロールバイト（以下RB）内にいわゆるクロスシャー領域が発生するためである。

異周速圧延にはこのような利点がある一方で、問題になるのが被圧延材の反りである。圧延ラインにおいて、被圧延材に過大な反りが発生すると、圧延設備に深刻な損傷を与えると共に、予定外のライン停止を生じることとなる。それゆえ、圧延における反り挙動に関してはこれまでにも多くの研究がなされている。Collins らは、すべり線場法を用いて、異周速圧延では高速WR側の方向に反りが発生することがあること、圧下率により反り方向が逆転することなどを説明した^{42,43)}。本村らは、モデル圧延実験を行い、上下異径ロール圧延における反り特性を示した²⁵⁾。木内らは、極限解析法を用いて圧延反り挙動に与える入射角の影響について報告した^{49,50)}。浜渦らは、モデル圧延実験により被圧延材の変形抵抗上下差、および摩擦係数の上下差が圧延反り挙動に与える影響について調査した⁵⁸⁾。

このように多くの報告がなされているが、片側駆動圧延における圧延反り挙動についての報告は1960年代にZorowskiやHolbrookによる検討があるものの³³⁻³⁵⁾、その後の報告事例は少ない。そこで本報では、広範な圧延条件下でモデル圧延実験および剛塑性有限要素法による数値解析を行い、片側駆動圧延における圧延反り挙動について調査し、反り特性に関わる主因子とその作用、メカニズムについて検討した結果について述べる。

2. 2 圧延実験

2. 2. 1 実験方法

片側駆動圧延における圧延反り挙動の特性を調査するため、Table 2.1に示す条件でモデル圧延実験を実施した。本実験では被圧延材としてアルミ板を用い、無潤滑条件で圧下率を2%から40%まで変化させた。

Fig. 2.1に、圧延実験の概略図を示す。片側駆動圧延を実行するために、ツインドライブ圧延機の一方のWRについて駆動装置とのジョイントを外し、非駆動とした。この処置により、非駆動WRの回転数が測定できなくなるため、ロータリーエンコーダをWRに接触さ

せ、WRの周速度を測定した。また、自重の影響を調査するため、上WR駆動－下WR非駆動条件と、上WR非駆動－下WR駆動条件の両条件で圧延した。圧延は被圧延材の噛み込みからおよそ6.0 s程度行った後にミルモータの駆動を停止し、噛み止めた。

Table 2.1 Experimental conditions.

Rolled material	Aluminum (A1050-H24)
Material dimensions [mm]	3.0 ^t ×50 ^w ×1250 ^L
Roll diameters [mm]	Work roll: 80 Backup roll: 160
Drive mode	1. Top driven / Bottom idle 2. Top idle / Bottom driven
Reduction in thickness [%]	2, 5, 7, 10, 15, 20, 30, 40
Rotation speed of WR [rpm]	4.0
Lubrication	Dry

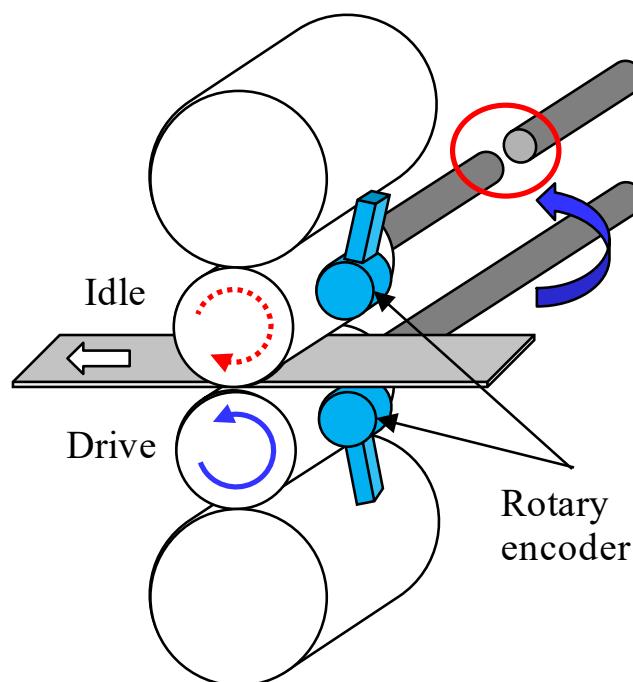


Fig. 2.1. Schematic view of the single roll driven rolling experiment.

2. 2. 2 実験結果

Fig. 2. 2に圧延後の試験材反り形状を示す。駆動WRを上下入れ替えた場合、反り形状もほぼ上下対称に反転しており、今回の圧延条件の範囲では自重の影響は有意でないと考えられる。

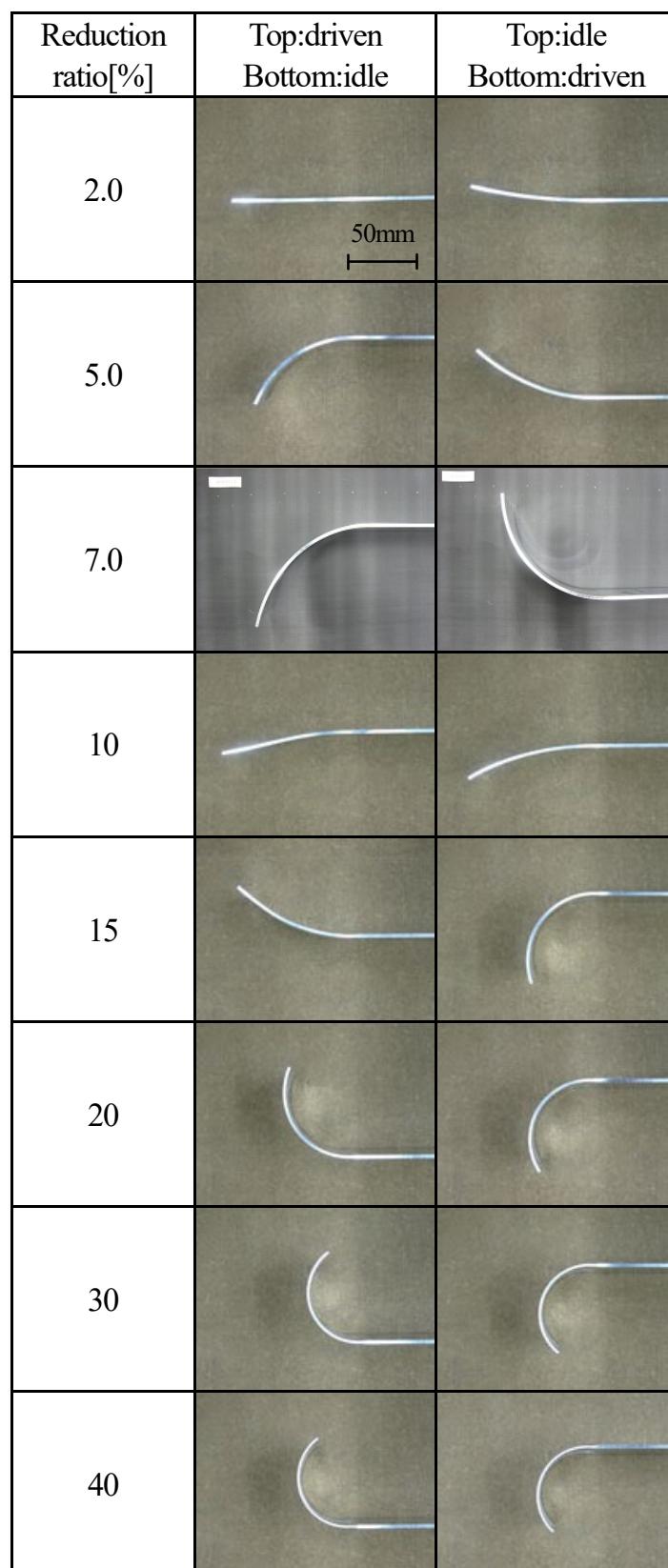


Fig. 2.2. Warped strip shapes after single roll driven rolling.

Fig. 2.3に、本実験結果における圧延形状比と反り曲率との関係を示す。圧延形状比 Γ は投影接触弧長 l_d とRB内の平均板厚 h_m との比であり、式(2.1)で算出した。ここで、 l_d は式(2.2)で、 h_m は式(2.3)でそれぞれ示される。 R' はへん平WR半径、 H 、 h はそれぞれ入側板厚、出側板厚である。へん平WR半径 R' は本研究ではHitchcockのへん平ロール式(2.4)⁸⁰⁾を用いて算出した。

$$\Gamma = l_d/h_m \quad (2.1)$$

$$l_d = \sqrt{R'(H-h)} \quad (2.2)$$

$$h_m = (H+2h)/3 \quad (2.3)$$

$$R' = (1 + C_0 P / \Delta h) R, \quad C_0 = 16(1 - \nu^2) / (\pi E) \quad (2.4)$$

また、 ρ はFig. 2.4に例示するように圧延後の試験材反り形状を円弧近似した曲率半径である。Fig. 2.3では、反り曲率半径 ρ をWR半径 R で規格化している。

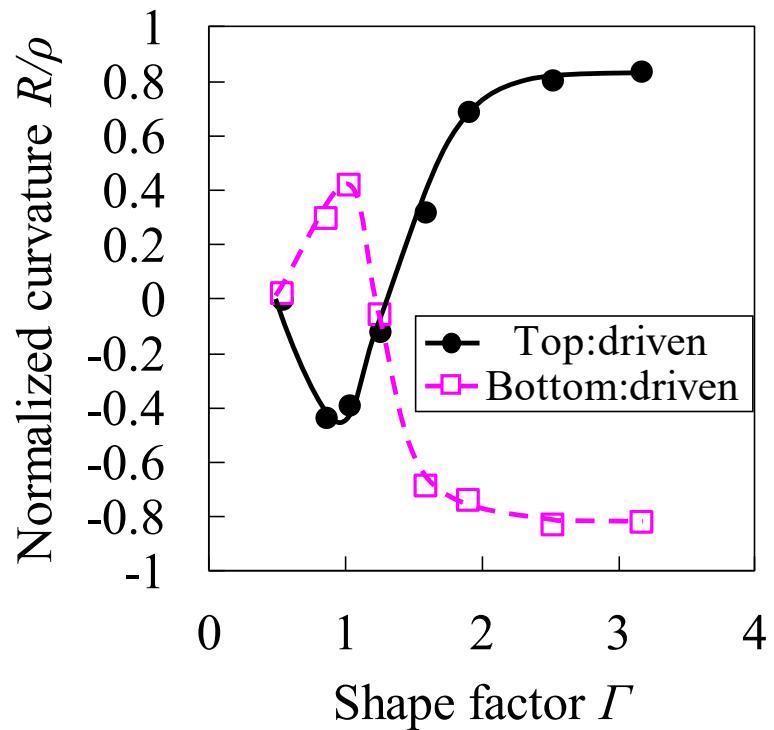


Fig. 2.3. Strip curvature change with the shape factor.

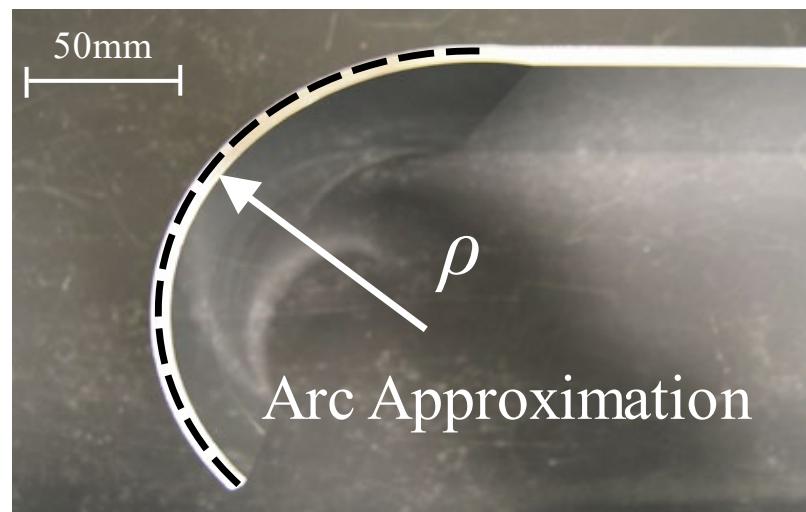


Fig. 2.4. Approximated radius of warped strip shape.

Fig. 2.3より, 壓延形状比が1.2以下では板は非駆動WR側に反り, 一方で圧延形状比が1.2より大きい条件では反り方向が反転し, 板は駆動WR側に反ることが確認できる。

この実験で得られた反り挙動について考察を行うため, 以下, ロール速度, 先進率の2つの項目について調査を行った。

(1) WR周速度

Fig. 2.5に, ロータリーエンコーダで測定した上下WR周速度の測定例を示す。データ測定開始から約4 s後に被圧延材が噛み込み, それから停止していた非駆動WRの回転が開始しているが, 非駆動側のWR周速度は駆動側のWR周速度に対し常に低速側にあり, 異周速状態となっている。なお, 噛み込み直後には駆動側の下WR周速度が約0.3 s間減速しているが, これは被圧延材の噛み込みによってミルモータの負荷トルクが急激に増加し, WRの回転速度が低下する, いわゆるインパクトドロップ現象であったと考えられる。Fig. 2.2やFig. 2.3で評価した反り形状はこのWR周速度が非定常な状態で圧延された部分を含むが, その部分の長さは5 mm未満であり, Fig. 2.2から判断できるように今回反り曲率を評価した圧延長に比べ非常に短いこと, および当該部分に顕著な反り形状の差異が観察されなかつたことを考慮し, 本報告ではこの噛み込み直後の非定常な被圧延部分の影響は無視して考えた。

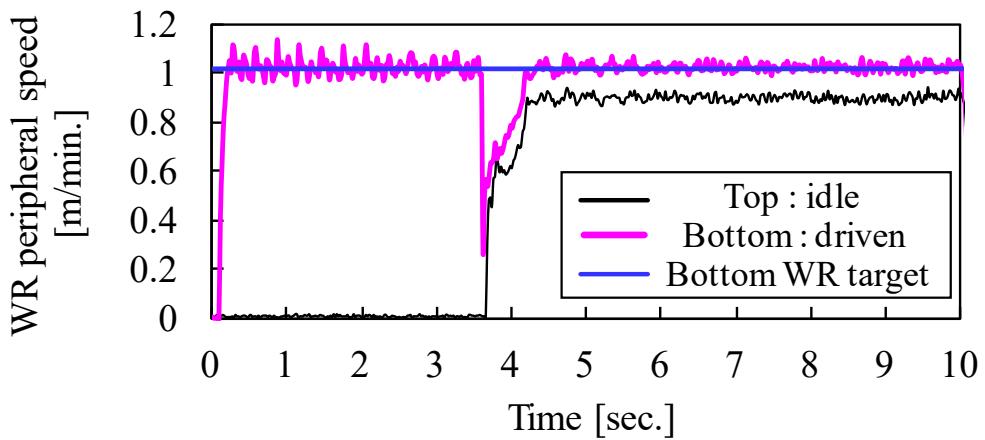


Fig. 2.5. Evolutions of WR peripheral speed.

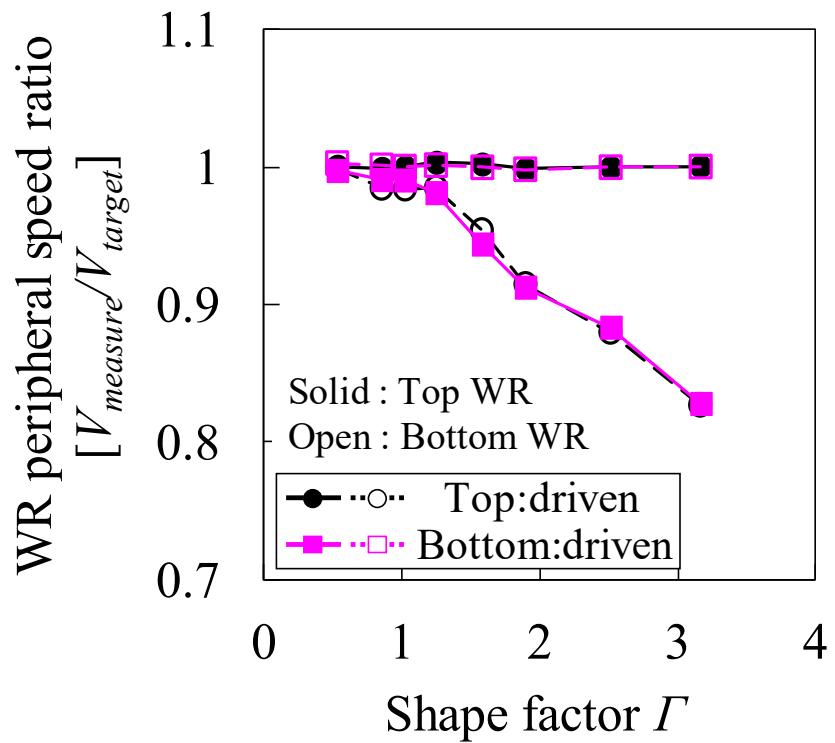
(Top: idle/Bottom: driven)

Fig. 2.6 (a) にロータリーエンコーダによるWR周速度の測定値を目標周速度で除した値と圧延形状比との関係を、またFig 2.6 (b) に上下WRの異周速率と圧延形状比との関係を示す。ここで、異周速率 χ は式 (2.5) の通り、上WR周速度 V_T と下WR周速度 V_B との差を高速（駆動）側のWR周速度 V_{Hi} で除したものと定義する。

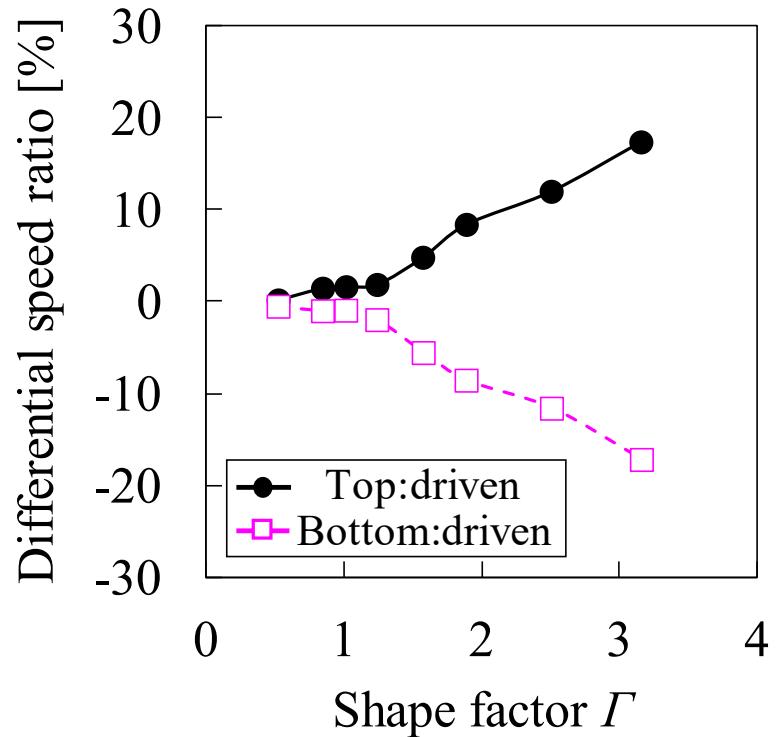
$$\chi = (V_T - V_B) / V_{Hi} \quad (2.5)$$

これらの図より、圧延形状比の増加に伴い、上下WRの速度差も増大することが判る。特に、圧延形状比が1.2を超過する付近から非駆動WRの速度低下が顕著であり、本実験においては形状比が3.2程度（圧下率40%）で異周速率がおよそ18%と、非常に大きな値となっている。

以上の結果より、片側駆動圧延は非駆動WRが低速となる異周速状態であって、かつ圧下率の増加に伴い異周速率が増大することが本実験より観察された。



(a) WR peripheral speed ratio

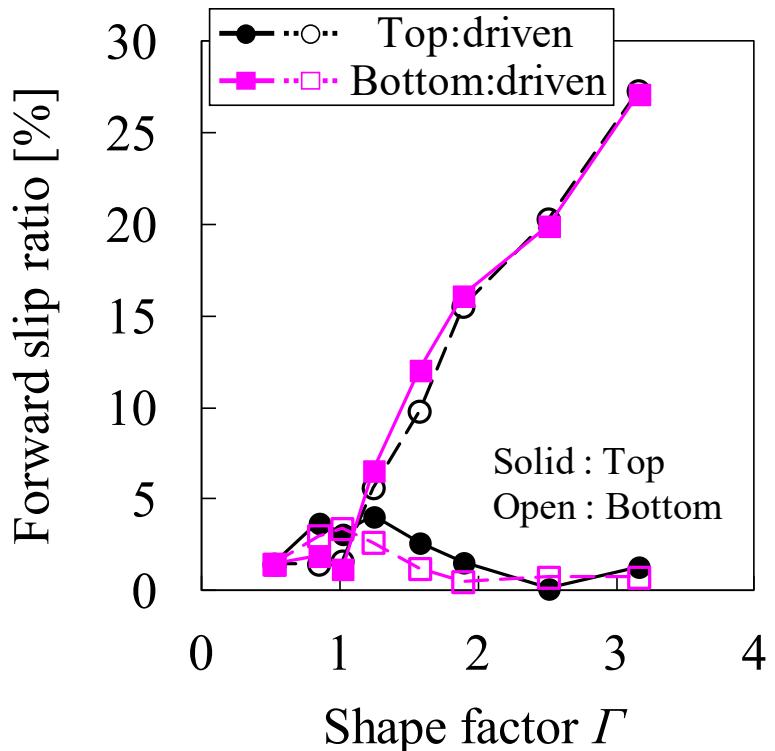


(b) Differential speed ratio

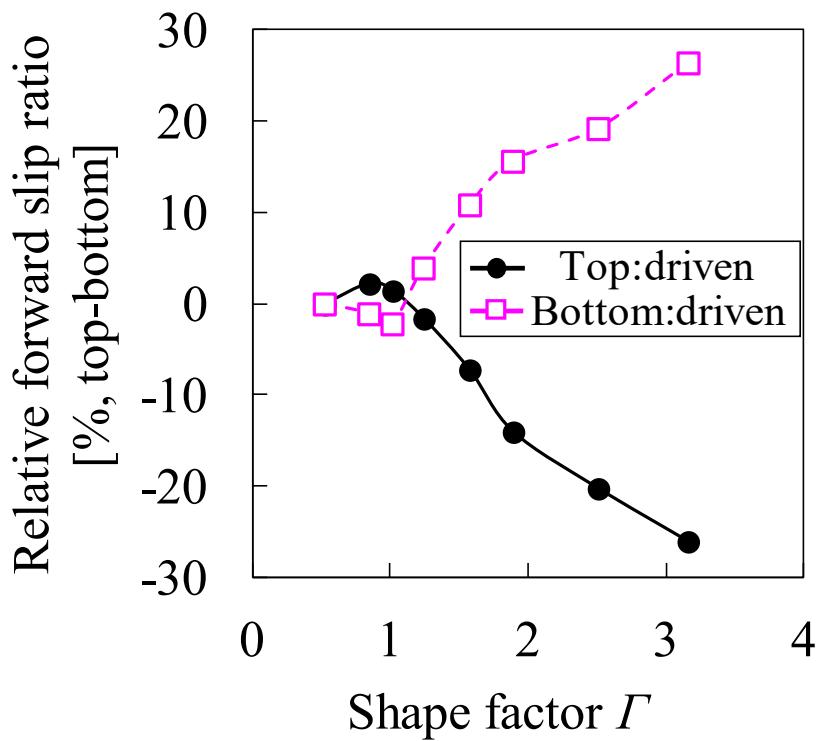
Fig. 2.6 Relationship between WR peripheral speeds and the shape factor.

(2) 先進率

先進率は上下WRに等間隔に刻んだケガキ線が、被圧延材表裏面に転写された間隔から求めた。Fig. 2.7 (a) に先進率と圧延形状比との関係について、Fig. 2.7 (b) に先進率の上下差と圧延形状比との関係について示す。圧延形状比が1.0以下である領域では駆動WR側の先進率がわずかに大きいが、圧延形状比が1.0を上回ると上下差が逆転し、非駆動WR側の先進率が大きくなる。さらに圧延形状比が増加すると、駆動WR側の先進率はほぼゼロに停留するのに対し、非駆動WR側の先進率は顕著に増大し、その差が拡大していくことが観察される。



(a) Forward slip ratio



(b) Difference in forward slip ratio between top and bottom WRs

Fig. 2.7. Variation of forward slip ratio with the shape factor.

2. 3 剛塑性有限要素法による非対称圧延解析

前節では、圧延実験で得られた反り曲率やWR周速度、先進率のデータに基づき、片側駆動圧延における板材の反り挙動と特性について詳細に観察した。本章では、剛塑性有限要素法による数値計算を行い、片側駆動圧延におけるRB内の応力・ひずみ状態を明らかにし、反り現象のメカニズムについて考察を行う。

2. 3. 1 解析条件

計算は山田らが報告している剛塑性FEMモデル⁸¹⁾を用い、Table 2.2に示す条件で二次元平面ひずみ定常圧延解析を行った。解析条件は前章で実験を行ったモデル圧延機を想定している。ロールは剛体とした。非駆動である上WRの周速度は、上WR圧延トルクが駆動側である下WR圧延トルクの±2%以下に到達するまで、定常圧延解析フロー⁸¹⁾における接触解析処理（接触開始接点の移動と流線形状の修正処理）に加えて収束計算し、決定した。板厚方向の要素分割数は60、圧延方向の要素分割数は圧延条件によって異なるがRB内で30～120である。降伏条件式は引張試験で測定した応力-ひずみ曲線からべき乗近似式として求めた。摩擦係数は3条件で計算し、実験結果との比較から適正な摩擦係数を選定することとした。

Table 2.2 Analysis conditions.

Material thickness [mm]	3.0
Roll diameter [mm]	Work roll: 80
Drive mode	Top idle / Bottom driven
Reduction in thickness [%]	2, 5, 7, 10, 15, 20, 30, 40
Rotation speed of driven WR [rpm]	4.0 [Bottom]
Yield stress [MPa]	$158.9 \bar{\varepsilon}^{0.063}$ ($\bar{\varepsilon}$:Equivalent strain)
Friction coefficient	0.2, 0.3, 0.4

2. 3. 2 実験結果と解析結果との比較

前節の実験で得られた片側駆動圧延時の規格化反り曲率と, FEM解析結果との比較をFig. 2.8.に示す。実験で確認した圧延形状比により反り方向が反転する現象が解析結果でも得られており, 反り方向が急変する圧延形状比1.0~2.0を除けば曲率の絶対値も良い一致を示している。

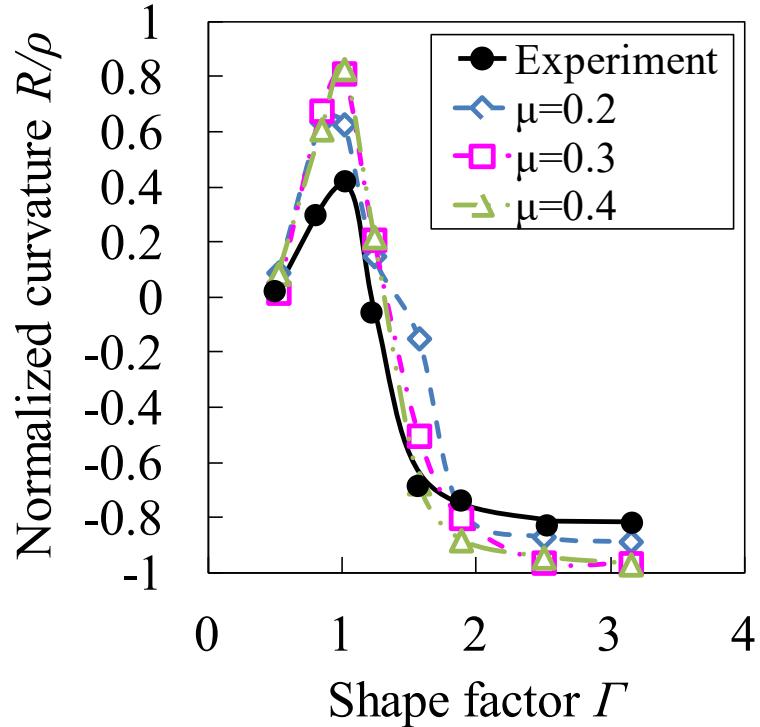


Fig. 2.8. Comparison of curvature between experiments and calculations.

(Top: idle/Bottom: driven)

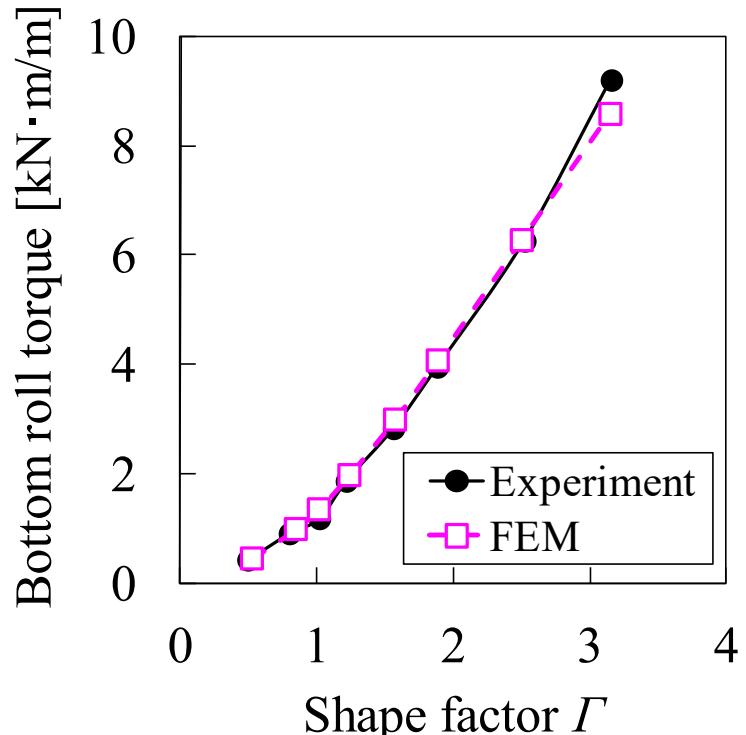
今回使用した剛塑性FEMモデルは、同じ剛塑性FEMを用いた圧延反り解析に関する既報告^{56,58)}に比べ、下記項目の改良を加えており、それらが計算精度の向上に寄与したと考えられる。

- (1) 解析領域出口の剛体接続境界条件について、既報告モデルではモーメントのみをフリーとしていたが、今回モデルではモーメントに加え、せん断力もフリーとした。なお計算の収束判定は既報告と同じく上下WR反力の一一致とした。
- (2) 接触解析機能を開発、導入し、RB入出口点の計算精度を高めた。
- (3) メッシュ分割数を既報告モデルに比べ板厚方向、圧延方向のいずれも約10倍程度に増やした。

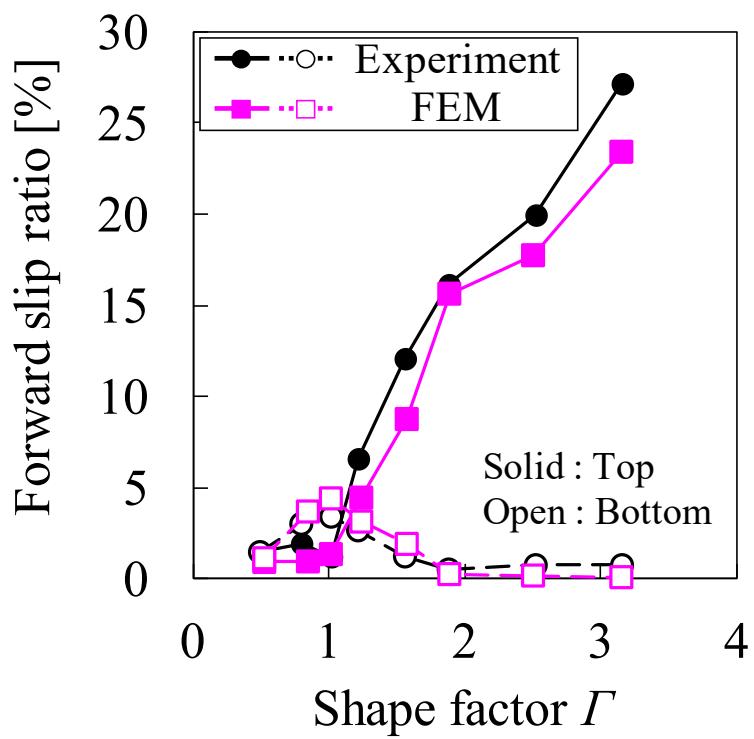
また、今回の計算は定常解析であるが、実験結果と良い一致を示しており、実験の圧延長さは圧延挙動が停留し定常状態となるのに十分であったと考えられる。

計算結果のうち、摩擦係数を0.2とした条件が実験結果と最も良い一致を示しており、以降、全て摩擦係数0.2での解析結果を採用する。

圧延トルクおよび先進率についても実験結果との比較を行った。Fig. 9 (a) (b) に示すとおり、両者とも実験結果と解析結果は良い一致を示している。



(a) Bottom roll torque



(b) Forward slip ratio

Fig. 2.9. Comparison between experiments and calculations.

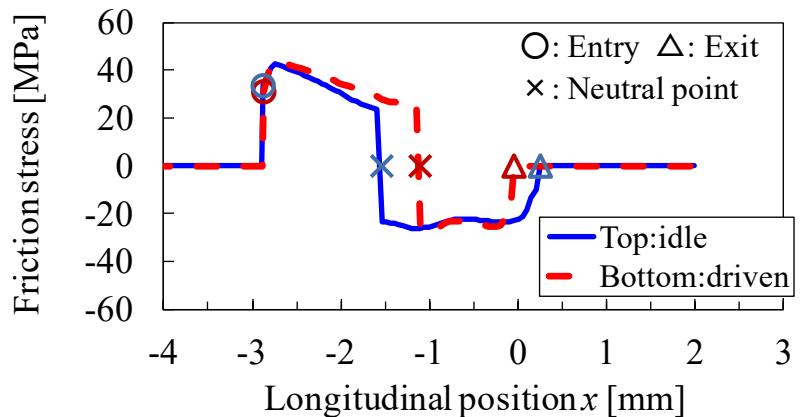
(Top: idle/Bottom: driven)

2. 4 片側駆動圧延現象の考察

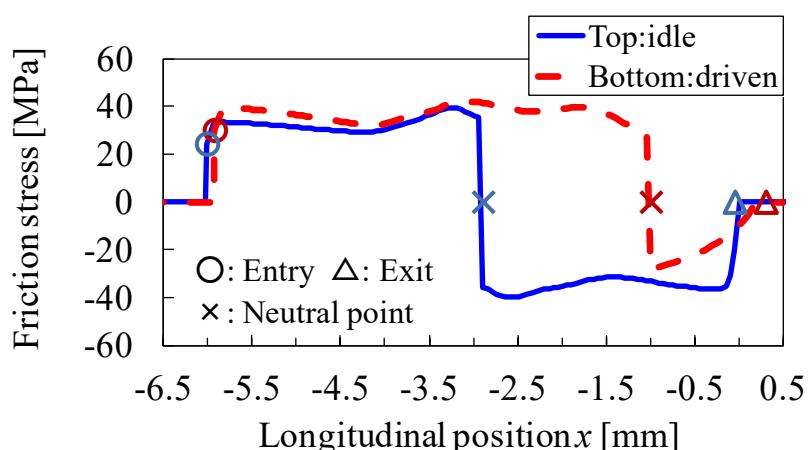
2. 4. 1 ロール周速度および先進率と圧延トルクとの関係

ここでは実験および数値計算によって得られた片側駆動圧延の特徴について、圧延トルクの観点から考察を行う。

WRと被圧延材との境界面に作用する垂直応力の合力はほぼWR中心に向かうので圧延トルクには寄与せず、圧延トルクに寄与するのはWRと被圧延材との境界面に作用する摩擦応力である。Fig. 2.10に、Table 2.2の上WR非駆動条件で解析した、RB内の被圧延材上下面に作用する摩擦応力を、2つの圧延形状比 ($\Gamma=1.01, 2.50$) について示す。ここで、圧延方向位置 x は被圧延材上下面のうち先にRB出口に達した側のRB出口点を原点、圧延方向を正として表現している。



(a) $\Gamma = 1.01$



(b) $\Gamma = 2.50$

Fig. 2.10. Evolution of friction stress at both surfaces. (Top: idle/Bottom: driven)

片側駆動圧延における非駆動WR側の境界面では、圧延トルクを零とするために逆方向の摩擦応力が中立点を挟んでほぼ等しくなるように発生する。一方駆動WR側の境界面では、圧延に必要なトルクを全て供給する必要があり、被圧延材を引き込む方向の摩擦応力が作用する範囲、すなわち後進域が先進域よりも大きくなる。また圧下率が大きく、すなわち今回の計算条件の場合には圧延形状比が大きくなると、必要となる圧延トルクがより大きくなるため、Fig. 2.10 (a) と (b) との比較からもわかるように、駆動WR側の後進域と先進域との差がさらに大きくなり、中立点がRB出口へと近づく。

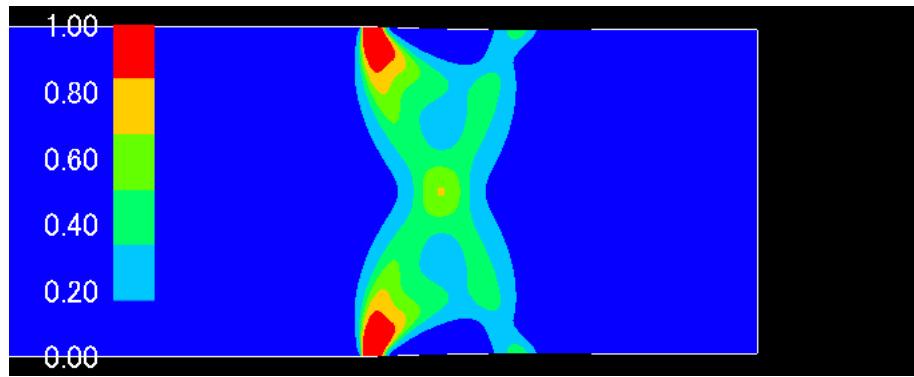
被圧延材の入側速度は上下面とも同じであるから、後進域が大きく、すなわち後進率が大きくなることは、相対的にWR速度が速くなることを意味する。つまり圧下率が大きく、圧延形状比が大きくなると、相対的に駆動側WR速度が速くなる。従って駆動WRを基準とすると非駆動WRが遅くなるという、Fig. 2.6の結果が説明できる。

また、非駆動WR側は常に中立点が接触弧長のほぼ中央に存在するため、圧下率の増大すなわち圧延形状比の増大によって先進率も単調に増加する。一方、駆動WR側は圧下率の増大すなわち圧延形状比の増大によって圧延トルクが増大する。このため後進域が拡大し中立点はRB出口へと移動、先進率は次第に零に近づくことになり、Fig. 2.7の結果が理解できる。

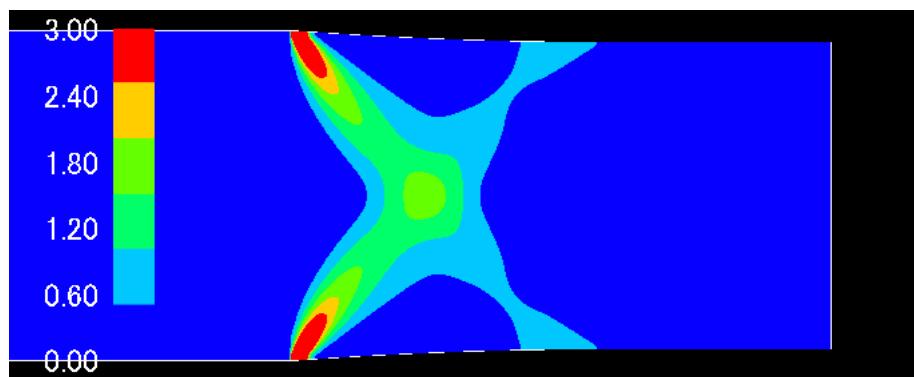
2. 4. 2 ロールバイト内の塑性変形挙動と片側駆動圧延における反り発生機構

(1) せん断帯に着目した圧延変形形態の理解と反り現象との関係

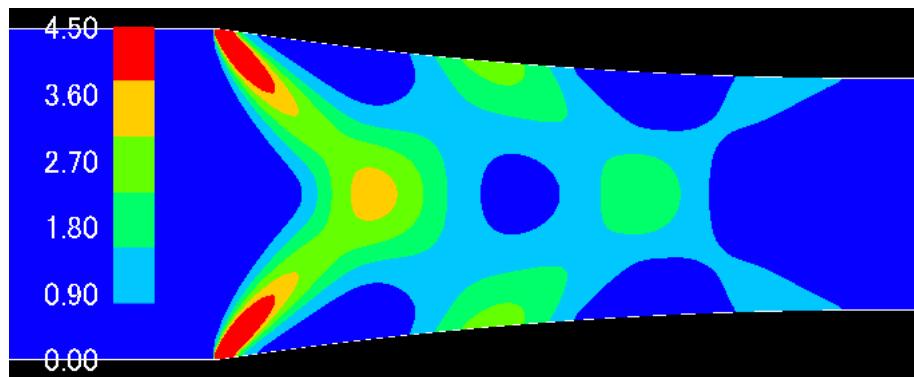
非対称圧延における反り現象の発生メカニズムを検討するためには、RB内の応力・ひずみ状態を、上下対称圧延と対比しながら理解することが有効であると考えられる。圧延形状比 Γ と反り量、反り方向との関係には、圧延変形によりRB内に生じる塑性変形によるすべり線(塑性ひずみの集中帯)の形態が強く影響するとの知見^{2),3)}があり、これを参考とし、Fig. 2.11にはTable 2.2の解析条件において上下同周速とした場合の相当塑性ひずみ速度の分布を、Fig. 2.12にはTable 2.2に示すとおり上WRを非駆動とした場合の相当塑性ひずみ速度の分布を、代表的な3つの圧延形状比 ($\Gamma=0.52$ ：ほぼ反り無し、 $\Gamma=1.01$ ：上反り極大、 $\Gamma=2.50$ ：下反り最大、飽和) について示す。なお、これより、圧延方向をx方向、板厚方向をy方向として記述する。



(a) $\Gamma = 0.52$

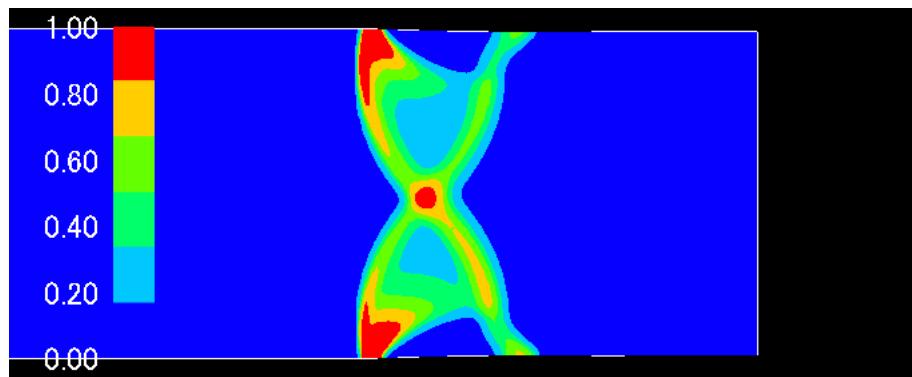


(b) $\Gamma = 1.01$

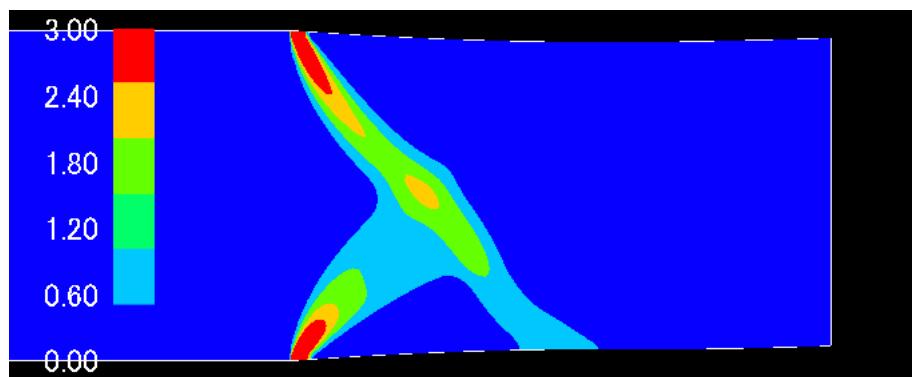


(c) $\Gamma = 2.50$

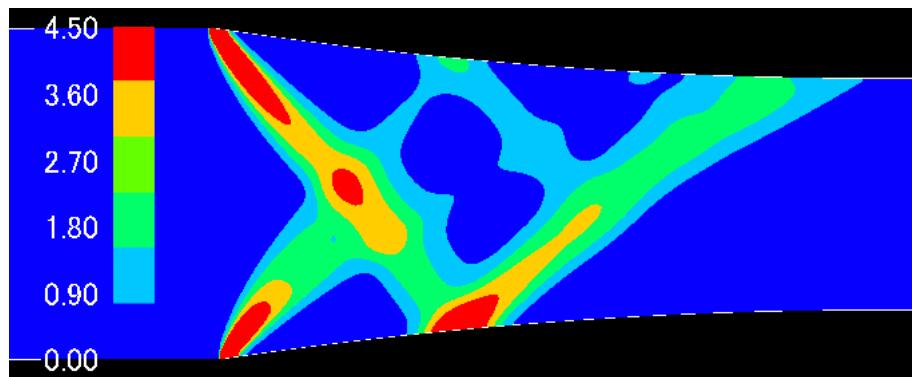
Fig. 2.11. Equivalent strain rate distributions around the roll-bite. (symmetric conditions)



(a) $\Gamma = 0.52$



(b) $\Gamma = 1.01$

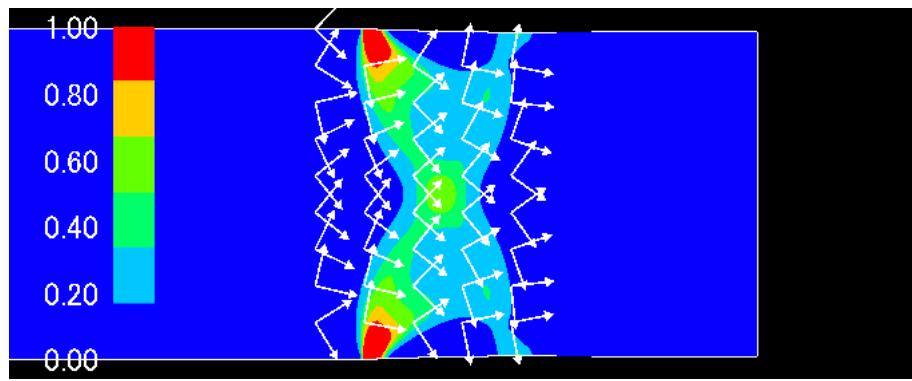


(c) $\Gamma = 2.50$

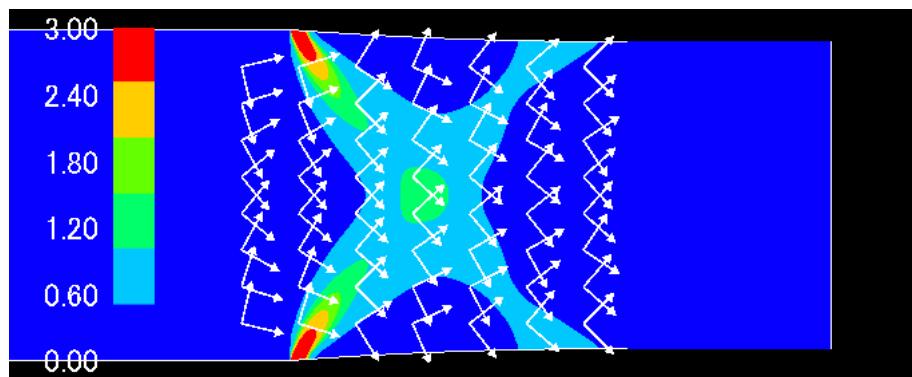
Fig. 2.12. Equivalent strain rate distributions around the roll-bite.

(asymmetric conditions; Top: idle/Bottom: driven)

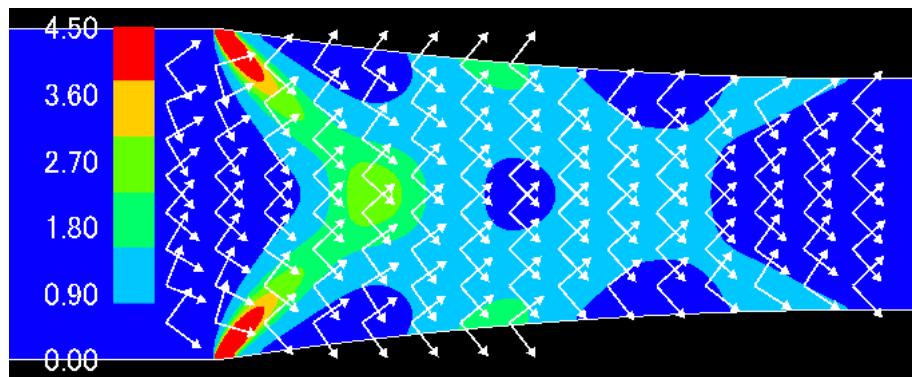
Fig. 2.11およびFig. 2.12より、相当塑性ひずみ速度の集中した領域が、上下のRB入口に始まり、圧下方向に対しあおよそ45°方向に帯状に伝播し、板厚中央で互いに交差し、反対側の表面へと進行していることが判る。この塑性ひずみ速度集中帯についてさらに考察する。Fig. 2.13, Fig. 2.14には主せん断ひずみ速度の大きさをコンタ図で示し、主せん断応力の向きを矢印で示す。Fig. 2.13は上下同周速条件、Fig. 2.14は上WR非駆動条件である。



(a) $\Gamma = 0.52$

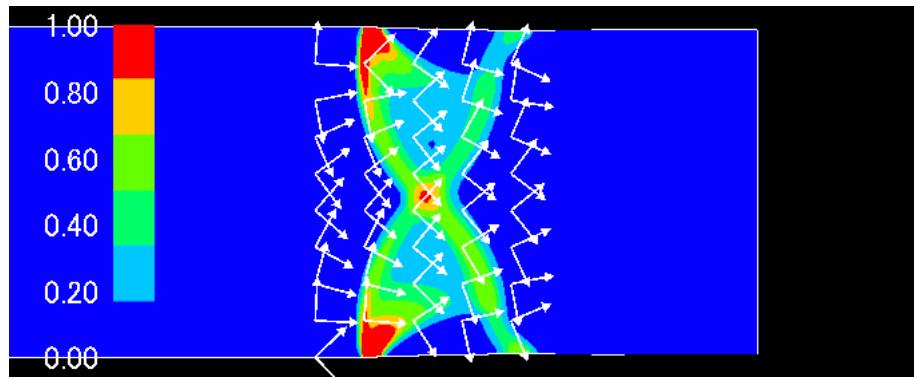


(b) $\Gamma = 1.01$

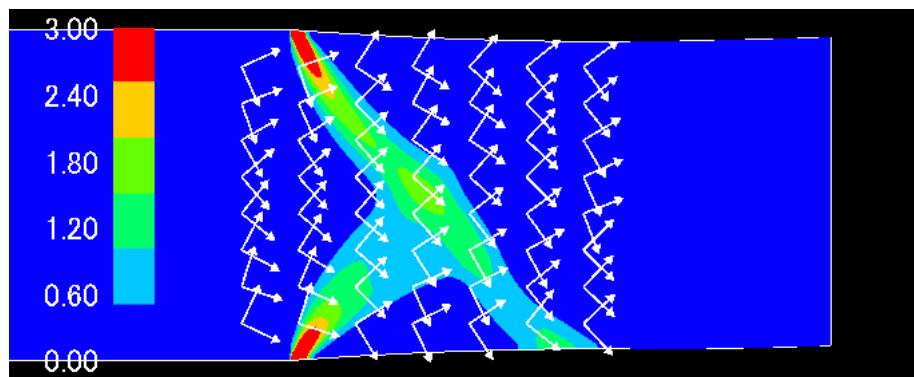


(c) $\Gamma = 2.50$

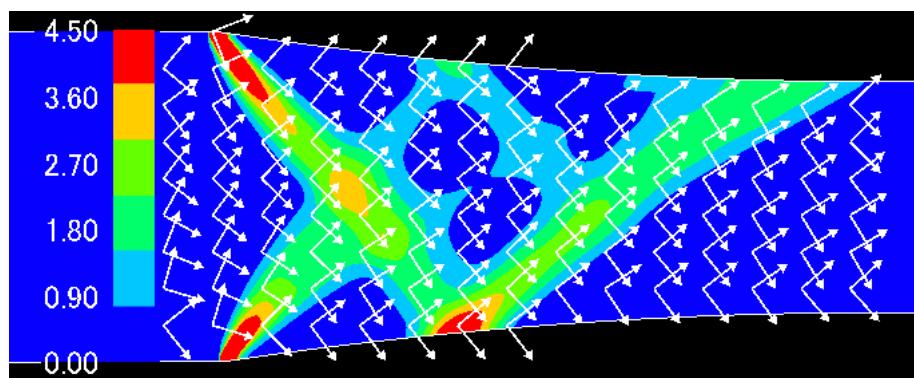
Fig. 2.13. Principal shear strain rate distributions around the roll-bite. (symmetric conditions)



(a) $\Gamma = 0.52$



(b) $\Gamma = 1.01$

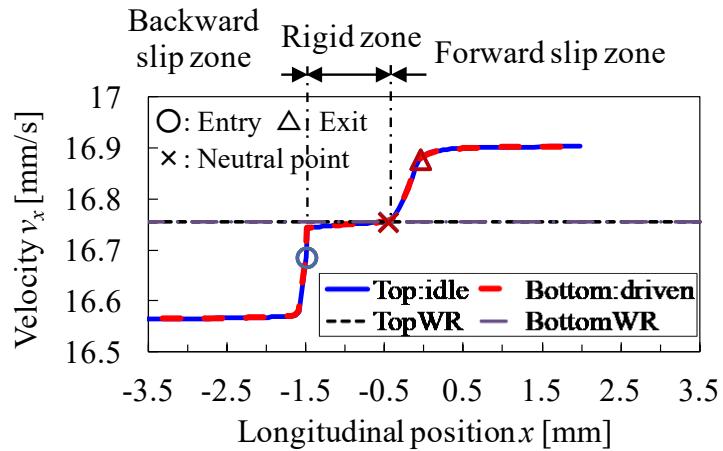


(c) $\Gamma = 2.50$

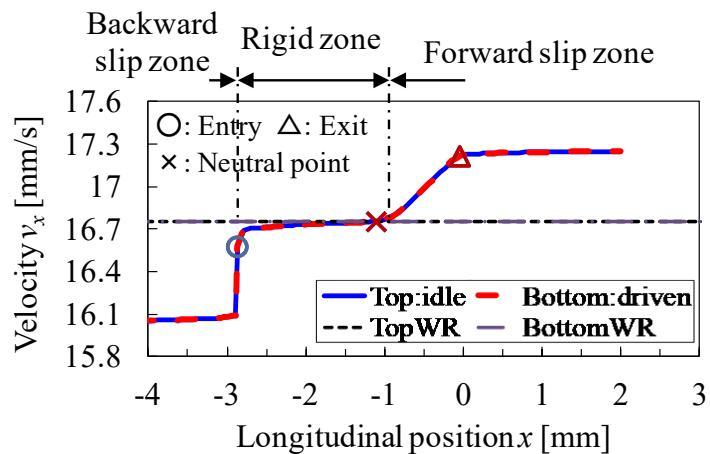
Fig. 14. Principal shear strain distributions around the roll-bite.
(asymmetric conditions; Top: idle/Bottom: driven)

これらの図とFig. 2.11, Fig. 2.12の相当塑性ひずみ速度分布を比較することで、相当塑性ひずみ速度の実体はほぼ主せん断ひずみ速度であることが確認できる。すなわち相当塑性ひずみ速度の集中帯はせん断塑性変形の集中した、いわゆるせん断帯であると判断できる。さらにFig. 2.13, Fig. 2.14の主せん断応力の向きはせん断帯の進展方向に大略一致しており、せん断帯中のせん断変形はせん断帯に沿う方向のせん断変形が主体となっていることも確認できる。

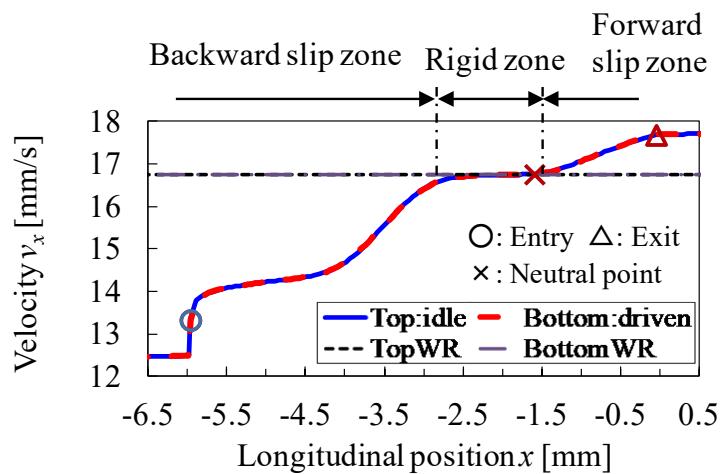
Fig. 2.15には上下同周速条件、Fig. 2.16には上WR非駆動条件における、被圧延材上下面の圧延方向速度を示している。ここで、圧延方向位置 x は被圧延材上面のRB出口点を原点、圧延方向を正として表現している。Fig. 2.11, Fig. 2.13とFig. 2.15、およびFig. 2.12, Fig. 2.14とFig. 2.16との対比により、被圧延材表面の速度はせん断帯が被圧延材表面と交差する位置で集中的に変化していることが観察される。上記したようにRB内のせん断帯はせん断帯に沿う方向のせん断変形が主体となっており、このせん断帯が圧下方向に対して傾きを有することで、圧延方向の速度増加成分が得られる。この観察結果は、上下対称圧延条件に限定しても、スラブ法による古典圧延理論において仮定してきた速度分布とは異なるものであるが、RB内の変形形態を剛塑性FEMによって詳細に解析することで得られた結果であり、この観察結果が実際の変形形態に近いと考えられる。



(a) $\Gamma = 0.52$

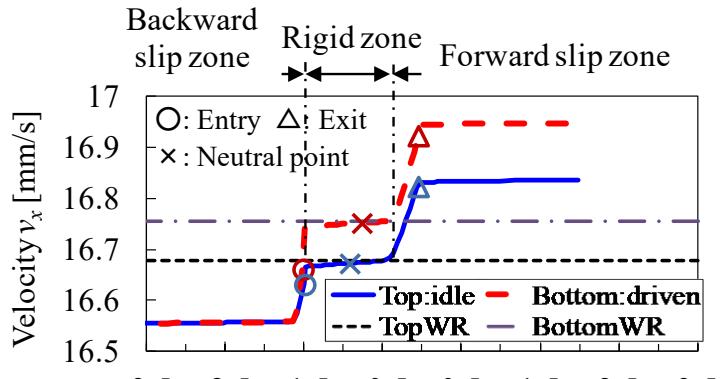


(b) $\Gamma = 1.01$

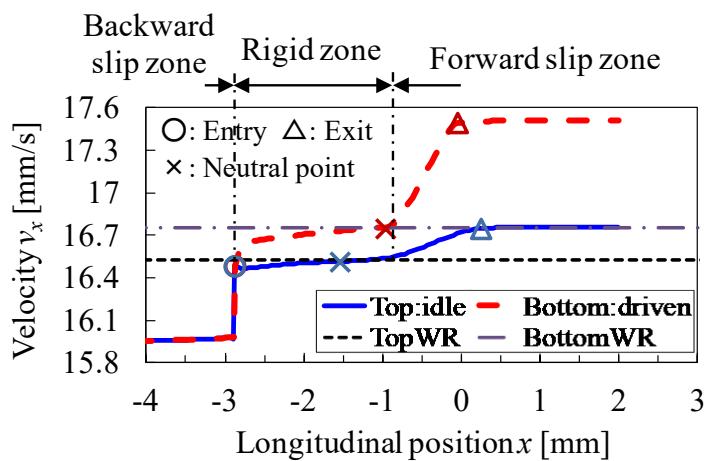


(c) $\Gamma = 2.50$

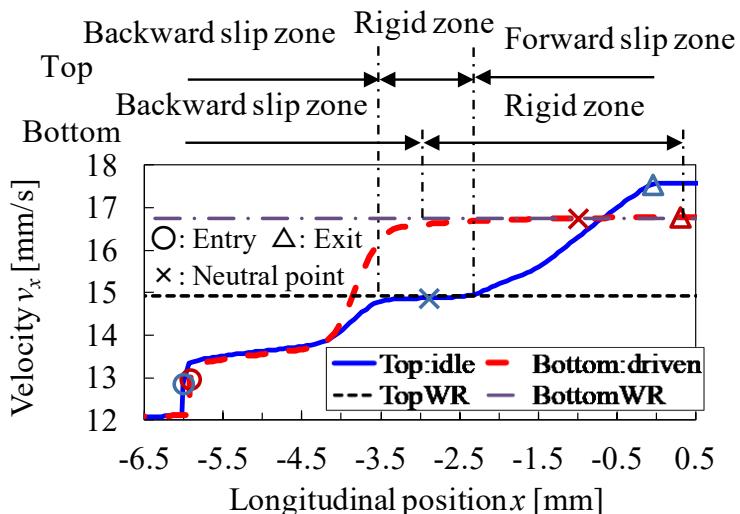
Fig. 2.15. Evolution of material velocity along rolling direction at both surfaces.
(symmetric conditions)



(a) $\Gamma = 0.52$



(b) $\Gamma = 1.01$



(c) $\Gamma = 2.50$

Fig. 16. Evolution of material velocity along rolling direction at both surfaces.

(asymmetric conditions; Top: idle/Bottom: driven)

さてここで圧延反り現象に着目してさらに考察を進める。Fig. 2.11, Fig. 2.12等から観察されるように、明確なせん断帯の出現によりRB中央部の被圧延材表面近傍には必然的に非変形領域が現れる。そしてFig. 2.15, Fig. 2.16から、被圧延材の表面速度はRB出口に最も近い非変形領域においてWR速度に一致していることが観察される。さらにこれにRB出口のせん断帯で生じる速度変化が加わって被圧延材のRB出口速度が決まり、この速度上下差によって圧延反りの方向および曲率が決定されていると理解することができる。つまりFig. 2.16およびFig. 2.18より、上WR非駆動条件の場合、圧延形状比 $\Gamma = 1.01$ の条件では、下面側のRB出口近傍非変形域の材料速度が既に上面側より大きく、さらにRB出口のせん断帯における速度増加も大きくなるため上側に反ると考えられ、また圧延形状比 $\Gamma = 2.50$ の条件では、RB出口近傍には上面側にのみせん断帯が存在し、上面側の速度増加が顕著となる。

このとき、圧延形状比 $\Gamma = 2.50$ の上WR非駆動条件に対してRB出口近傍の速度増加が上面側に限定されることは言えるが、WR速度については下側の駆動WRの方が速いので、上面側の材料速度が下WR速度、すなわち下面側材料速度を追い越すかどうかについては疑問の余地が残る。追い越すことの必然性が説明できなければ、下反りを説明することができない。そこで、上下同周速条件および上WR非駆動条件について、圧延形状比 $\Gamma = 2.50$ における圧延方向速度分布を示したものがFig. 2.17である。図中には、Fig. 2.13およびFig. 2.14で示した主せん断ひずみ速度の大きさの分布を等高線として合わせて示している。また図中点線は材料速度が駆動WR速度と一致する位置を示している。

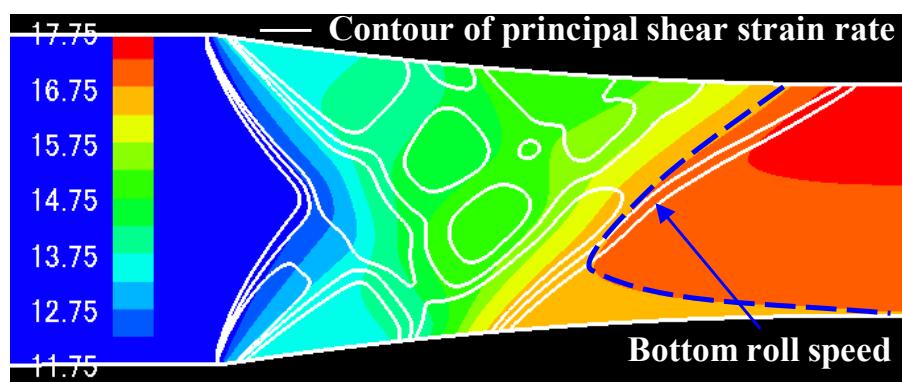
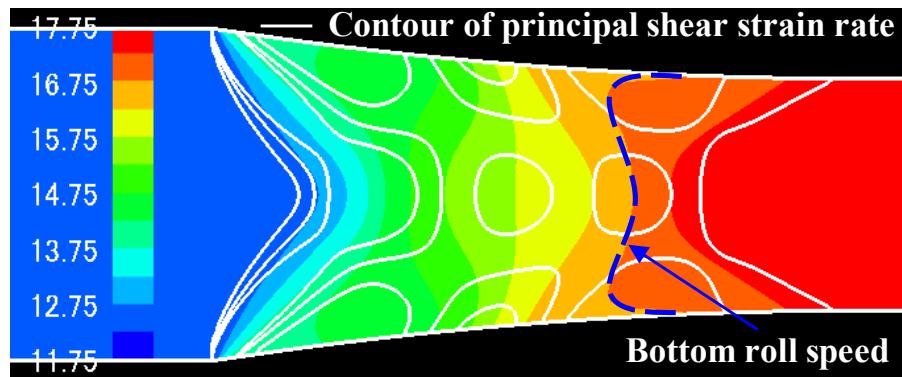


Fig. 2.17. Material velocity distributions along rolling direction around the roll-bite. ($\Gamma = 2.50$)

上WR非駆動条件のFig. 2.17 (b)において、下面側から上面側に生じているRB出口のせん断帶の出側境界に沿って材料速度が加速していることが観察される。当該せん断帶出側境界の下面端の材料速度は下WR速度、そして下面の出側材料速度にはほぼ等しい。そこで下面出側速度を出発点として当該せん断帶出側境界に沿って次第に加速して上面出側速度に達するので、上面出側速度は下面出側速度より速くなり圧延形状比 $\Gamma = 2.50$ の上WR非駆動条件では下反りになることが理解できる。

しかしながら、上下同周速条件のFig. 2.17 (a)を見ると、板厚中心部から上面側および下面側に伸びるRB出口のせん断帶出側境界に沿って材料速度の加速は観察されない。上WR非駆動条件と上下同周速条件とでこのような違いを生じる原因について以下に考察する。

Fig. 2.18にせん断帶の出側境界における材料速度成分と座標系の定義を示す。せん断帶出側境界に垂直な座標を ξ 、 ξ 方向の材料速度成分を v_ξ 、せん断帶出側境界に沿う座標を η 、 η 方向の材料速度成分を v_η とする。また圧延方向 x 、板厚方向 y の座標系での材料速度成分をそれぞれ v_x 、 v_y とする。

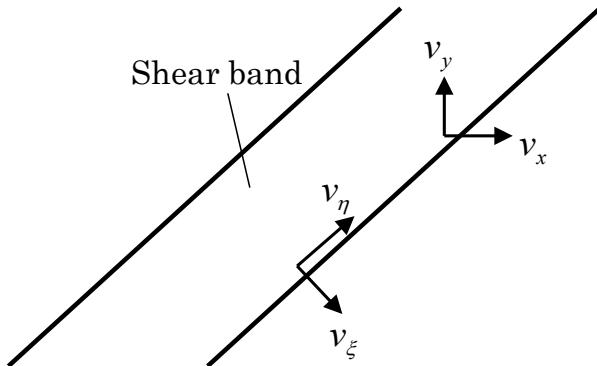


Fig. 2.18. Definition of material velocity components and corresponding coordinate systems at the exit boundary of the shear band.

今問題としている材料速度は圧延方向速度 v_x であり、せん断帶出側境界に沿う η 方向の v_x の変化である。これを ξ 方向および η 方向の材料速度成分 v_ξ 、 v_η で表現すると、 ξ 軸、 η 軸の x 軸に対する方向余弦をそれぞれ ℓ_ξ 、 ℓ_η として $v_x = v_\xi \ell_\xi + v_\eta \ell_\eta$ となるから次式を得る。

$$\frac{\partial v_x}{\partial \eta} = \frac{\partial v_\xi}{\partial \eta} \ell_\xi + \frac{\partial v_\eta}{\partial \eta} \ell_\eta \quad (2.6)$$

一方、せん断帯出側境界近傍におけるせん断帯に沿う方向のせん断ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{\xi\eta}$ は次式で計算される。

$$\dot{\varepsilon}_{\xi\eta} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_\xi}{\partial \eta} + \frac{\partial v_\eta}{\partial \xi} \right) \quad (2.7)$$

式(2.7)より

$$\frac{\partial v_\xi}{\partial \eta} = 2\dot{\varepsilon}_{\xi\eta} - \frac{\partial v_\eta}{\partial \xi} \quad (2.8)$$

が得られるから、これを式(2.6)に代入すると次式を得る。

$$\frac{\partial v_x}{\partial \eta} = 2\dot{\varepsilon}_{\xi\eta} \ell_\xi - \frac{\partial v_\eta}{\partial \xi} \ell_\xi + \frac{\partial v_\eta}{\partial \eta} \ell_\eta = 2\dot{\varepsilon}_{\xi\eta} \ell_\xi - \frac{\partial v_\eta}{\partial \xi} \ell_\xi - \frac{\partial v_\xi}{\partial \xi} \ell_\eta \quad (2.9)$$

なお式(2.9)の最後の変形には次式で表される体積保存則を用いた。

$$\frac{\partial v_\xi}{\partial \xi} + \frac{\partial v_\eta}{\partial \eta} = 0 \quad (2.10)$$

式(2.9)右辺の材料速度成分 ξ に関する偏微係数は非変形領域に繋がるせん断帯出側境界ではFig. 2.15, Fig. 2.16においても確認できるように零になるべきであるので結局次式を得る。

$$\frac{\partial v_x}{\partial \eta} = 2\dot{\varepsilon}_{\xi\eta} \ell_\xi \quad (2.11)$$

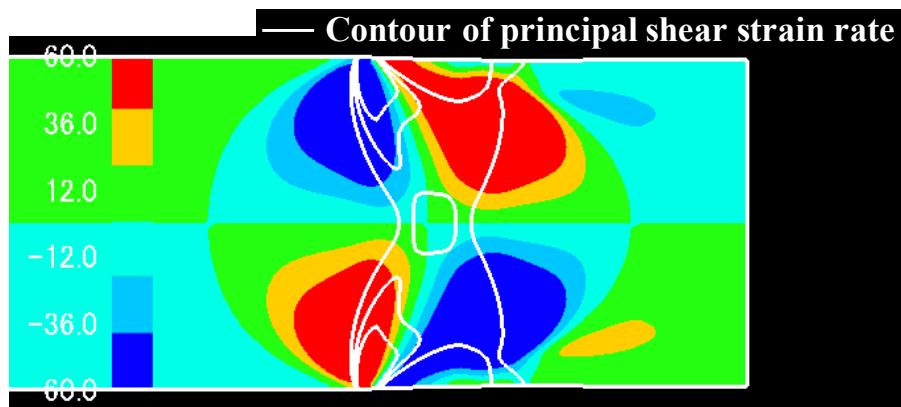
式(2.11)の意味するところは、せん断帯出側境界における圧延方向速度のせん断帯に沿う加速はせん断ひずみ速度と等価であるということである。Fig. 2.11～Fig. 2.14で確認したように圧延変形の実体はせん断帯に沿うせん断変形であるので、圧延速度がせん断帯に沿って加速することは圧延変形そのものを促進することになる。一方、せん断帯出側境界のさらに出側領域は非変形領域であるので、 $\partial v_x / \partial \eta \neq 0$ となるためには出側材料が剛体回転する必要がある。すなわち、反りの発生が圧延変形を促進していることが理解できる。このこ

とからも、反りが発生するような非対称圧延では、一般に圧延荷重が対称圧延よりも低下することも定性的に理解できる。これに対して対称圧延の場合、せん断帯が板厚中心で交差して上下対称に発生するので上下の材料が互いに拘束して $\partial v_x / \partial \eta = 0$ となり反りが発生しない。以上の考察から、RB出口近傍せん断帯の出側境界における材料速度の加速が上WR非駆動条件において発生し、上下同周速圧延では発生しないことが理解できる。

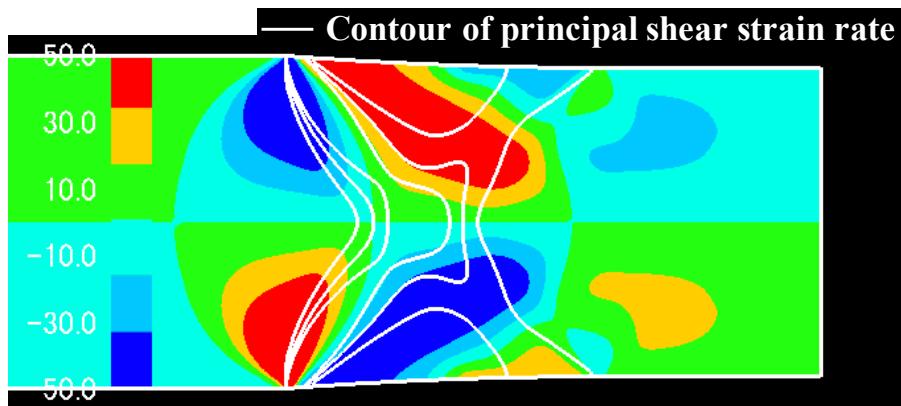
(2) せん断応力場に着目したせん断帯形成メカニズムと反り現象の考察

ここまで反りの発生形態とせん断帯との関係について考察したが、次にせん断帯の形態と圧延条件との関係について考察する。被圧延材が圧延方向に延伸する、すなわち圧延が成立するためには、せん断帯が圧下方向に対し傾きを持ち、かつ板厚方向に貫通して、全断面が塑性変形しなければならない。このせん断帯は、被圧延材に負荷される偏差応力によって生じるが、 xy 座標系における2次元問題の場合、その成分は垂直応力の差 $\sigma_x - \sigma_y$ とせん断応力 τ_{xy} である。これらのうち、 τ_{xy} は駆動方式と直接関連付けられるので特に重要である。

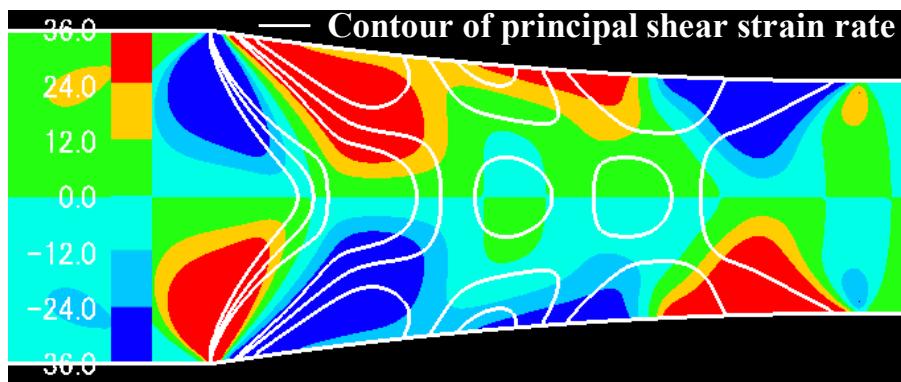
Fig. 2.19に上下同周速とした場合の xy 座標系でのせん断応力 τ_{xy} の分布を、Fig. 2.20には上側WRを非駆動とした場合の xy 座標系でのせん断応力 τ_{xy} の分布を、圧延形状比毎に示す。図中にはFig. 2.13およびFig. 2.14で示した主せん断ひずみ速度の大きさの分布を等高線として合わせて示している。



(a) $\Gamma = 0.52$

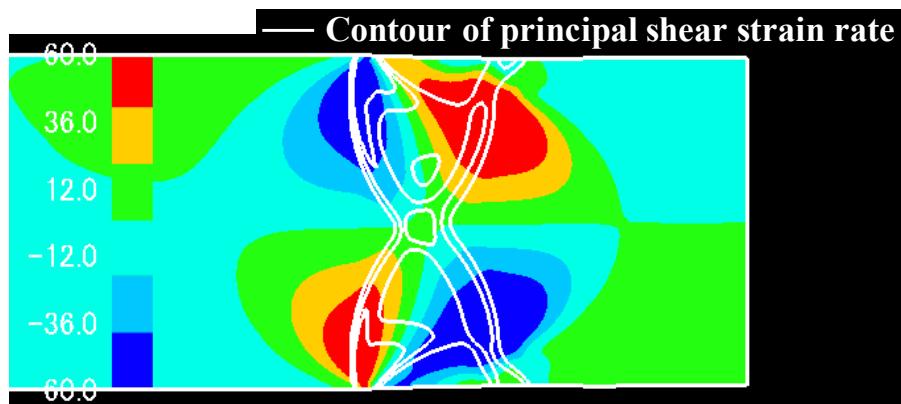


(b) $\Gamma = 1.01$

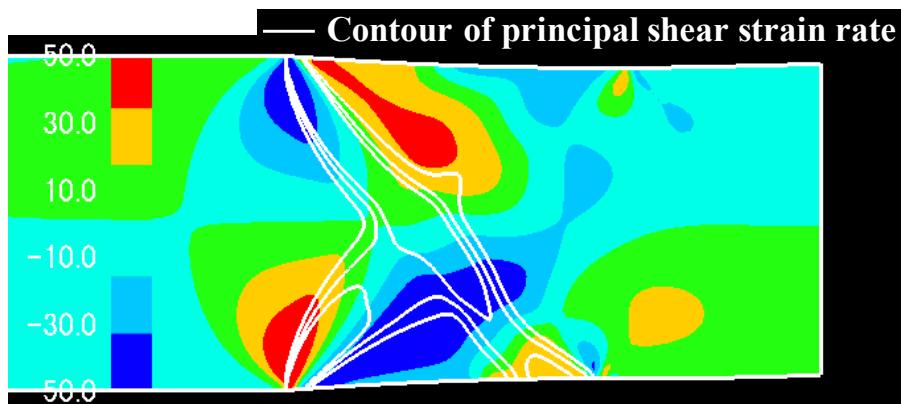


(c) $\Gamma = 2.50$

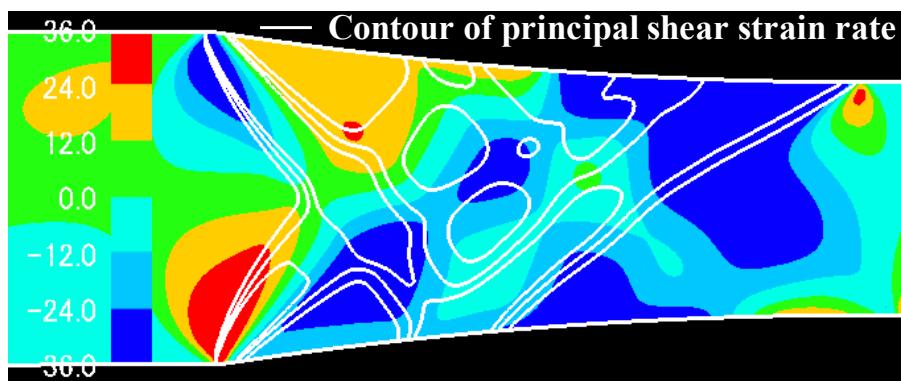
Fig. 2.19. Shear stress τ_{xy} distributions around the roll-bite. (symmetric conditions)



(a) $\Gamma = 0.52$



(b) $\Gamma = 1.01$



(c) $\Gamma = 2.50$

Fig. 2.20. Shear stress τ_{xy} distributions around the roll-bite.
(asymmetric conditions; Top: idle/Bottom: driven)

以下, Fig. 2.13, Fig. 2.14, Fig. 2.19およびFig. 2.20を参照しながらせん断応力場とせん断帯との関係について考察を行う。上下同周速条件の場合, 圧延形状比 $\Gamma = 0.52$ および $\Gamma = 1.01$ では, 下面側RB入側の予変形域および上面側RB入口から出側板厚中央に向かう正のせん断応力場, そして上面側RB入側予変形域および下面側RB入口から出側板厚中央に向かう負のせん断応力場が発生しており, それぞれ予変形域を起点に, 同符号のせん断応力領域を縫うように板厚を貫通するせん断帯が発生している。また圧延形状比 $\Gamma = 2.50$ の場合は, 圧延形状比の低い条件と同様のせん断応力場に加え先進域に有意なせん断応力場が発生するため, 下面→上面→下面, 上面→下面→上面と板厚方向に一往復をするようにせん断帯が発生している。すなわちせん断帯は予変形域を起点とし, 板厚方向に被圧延材を貫通すべく, 近接した同符号のせん断応力場を選択し, 伝播するものと考えられる。

一方, 上側WR非駆動条件の場合, 圧延形状比 $\Gamma = 1.01$ では, 下側WR側の被圧延材を引き込む方向の摩擦応力がより大きいために後進域から発生する負のせん断応力も大きくなり, 上面側RB入側の予変形域から下面側の後進域に向かって板厚を貫通する強いせん断帯が形成されている。このため下面側のRB出口近傍の塑性変形量が大きくなり, その結果上下面のRB出口の被圧延材速度差がWR周速度の上下差よりさらに拡大し, 被圧延材は上側へ反る。また圧延形状比 $\Gamma = 2.50$ の場合では, 圧下率の増大に伴い圧延トルクが大きくなるため, 圧延トルクを供給する下WRの後進域が拡大, すなわち下WR側の中立点がRB出口に近づき, 圧延トルクに対応する負のせん断応力領域が顕著になるとともに, 先進域および正のせん断応力場はほぼ消失している。このため, 下WR側の出口近傍にはせん断帯が発生せず, 逆に下面側RB中央部から上面側RB出口近傍に至るせん断帯が強くなり, 前述したように上面側RB出口近傍の材料が加速されて下反りとなる。

(3) せん断応力場の形成メカニズム

以上で反り現象を支配するせん断帯の形態がせん断応力場によってほぼ決まることが理解できた。そこでここではせん断応力場の形成メカニズムについてFig. 2.19およびFig. 2.20を参照しながら考察を行う。

全ての圧延形状比条件において, RB入口直前に, 顕著なせん断応力場が生じている。このせん断応力場は後進域に発生する被圧延材を引き込む方向のせん断応力とは逆符号であること, そして圧延の実体であるせん断帯の発生起点となっている点が特筆される。そこでまずこのせん断応力場の発生メカニズムについて, Fig. 2.21の略図を用いて説明する。RB内部では塑性変形により被圧延材の板厚が減少しているため, この影響で連続体であるRB外の隣接部にもせん断応力が作用することとなる。このせん断応力がRB入口直前において被圧延材の板厚が減少し始める現象, すなわち予変形の原因である。

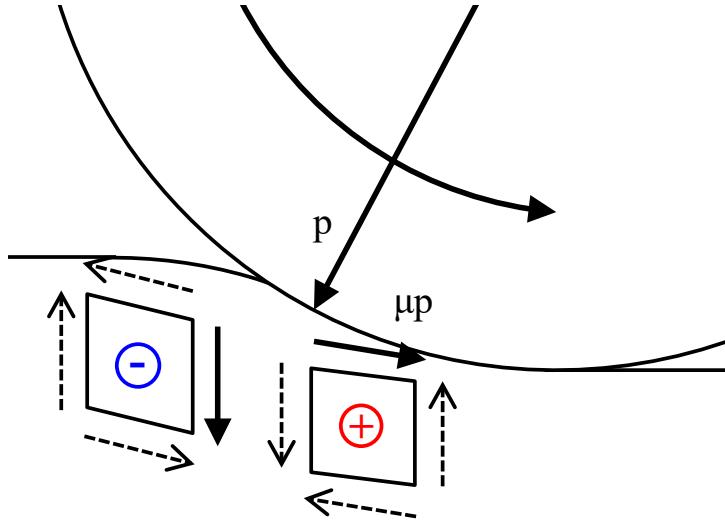


Fig. 2.21. Shear stress acting on entry side of roll-bite and pre-deformation area.

また、後進域の板表面には、前述した予変形域に作用するせん断応力とは逆符号の高いせん断応力が作用しているが、これは被圧延材を引き込むための摩擦せん断応力である。さらに圧延形状比 $\Gamma=2.50$ の条件では、RB出口近傍でのせん断応力も顕著である。これは接触弧長が増大し、先進域の摩擦せん断応力の影響が顕著になったためである。

さらに特徴的な挙動として、前述した後進域の板表面で発生したせん断応力領域は、板厚中央部に近づくにつれてRB出口側へ移動していることが観察される。このようなせん断応力場があつて初めて、Fig. 2.19, Fig. 2.20に示したように予変形域を起点とするせん断帯が傾きを持って板厚方向に貫通できるので、このせん断応力分布は重要である。この原因について次に考察する。

Fig. 2.22は、圧延材表面に逆方向の摩擦応力、すなわちせん断応力が作用した場合の圧延材内部へのせん断応力の拡散を示すコンタ図の模式図である。表面の摩擦応力以外に外部から力が作用しない場合、Fig. 2.22に示したように、摩擦応力が反転する位置の境界線に関して左右対称に内部のせん断応力は拡散する。この状況は、応力の符号は逆であるが、Fig. 2.20 (c) の上面のせん断応力分布に近い。Fig. 2.20 (c) の上WRは非駆動であるので、中立点は接触弧長のほぼ中央となり、中立点を境に摩擦応力が反転しているからである。

このようなせん断応力の拡散状況を念頭に置いて、RB入口近傍の圧延材内部のせん断応力の拡散状況を推定した模式図がFig. 2.23である。RB入口では、WRとの接触域が後進域であるので圧延材を引き込む方向の摩擦応力が作用する一方、WRと接触していない予変形域の表面には摩擦応力は作用しない。しかしながら予変形域にはFig. 2.21に示したように後進域とは逆符号のせん断応力が作用している。

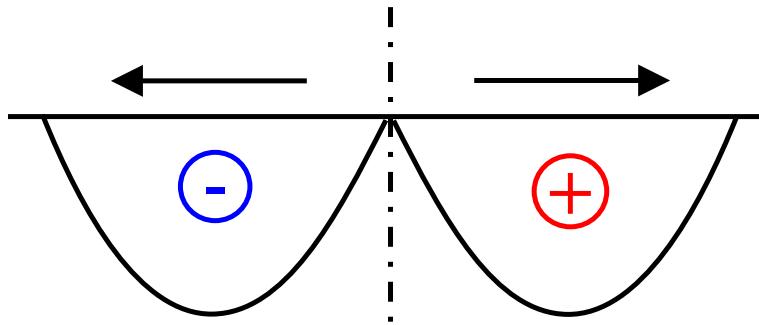


Fig. 2.22. Diffusion of shear stress acting on plane surface.

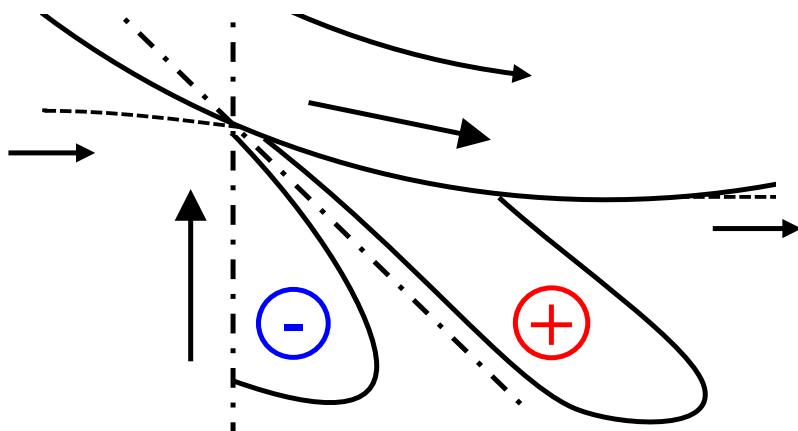


Fig. 2.23. Diffusion of shear stress acting on entry side of roll-bite and pre-deformation area.

このせん断応力の影響を考慮するため、圧延材をWRとの接触開始点を通る鉛直線で仮想的に切断して考えると、その切断面には予変形域のせん断応力が作用するためFig. 2.23に示すように後進域の圧延材に対して上向きのせん断応力が外力として作用することと等価となる。従って、この切断面とWR表面とで囲まれた圧延材中のせん断応力の拡散を考えるとき、圧延材とWRとの接触開始点を通り略45°の傾斜を有する右下がりの直線を対称線としてせん断応力が作用することになり、Fig. 2.23に示したように後進域の圧延材表面に作用するせん断応力は板厚中心方向に伝播するにつれてRB出側へと張り出すことになる。つまり、予変形域に作用するせん断応力場は、RB内部の応力場にも有意に影響を与え、しかも予変形域は全ての圧延条件に対して圧延変形の実体であるせん断帯の起点になるとという点で、極めて重要な役割を果たしていることが理解できる。

以上のRB内の塑性変形挙動に関する考察を総括すると、WR駆動条件を含めた圧延条件

によってRB入口およびRB内のせん断応力場が決まり，このせん断応力場に従って圧延変形の実体であるせん断帯が発生し，RB出口のせん断帯の強度と形態によって反り挙動が決まることが理解できた。

2. 5 第2章の総括

片側駆動圧延における圧延反り挙動について、広範な条件でモデル圧延実験および剛塑性有限要素法による数値解析を行い、以下の結果を得た。

(1) モデル圧延実験によって、片側駆動圧延では圧延形状比の変化に伴い反りの方向が変化すること、具体的には、圧延形状比の低い領域では非駆動WR側に反るが、圧延形状比が増加すると非駆動WR側の先進率が増加し、圧延形状比が1.2近傍を超えると反り方向は反転し板材は駆動WR側へ反ることが明らかとなった。

(2) 剛塑性FEMモデルを用いて二次元定常圧延解析を行い、片側駆動圧延の反り特性について、実験結果をほぼ再現することができた。

(3) 剛塑性FEMによる詳細な力学的分析の結果、圧延変形の実体はRB入口およびRB内に発生するせん断帯であり、このせん断帯の強度と形態によって反り挙動が決まることが明らかとなった。

第3章 圧延における板材のロールバイトへの入射角が反り挙動に及ぼす影響

3. 1 被圧延材への入射角の付与

第2章では、異周速圧延法の一つである片側駆動圧延条件における板材の反り挙動について、圧延実験および剛塑性有限要素解析を行い、圧延変形はロールバイト（RB）入口およびRB内でせん断変形集中帯（せん断帯）をともない、このせん断帯におけるひずみの集中度と形態によって反りの方向および曲率が決まることを明らかにした。RB内のひずみ分布や応力分布の形態と反り挙動との関連については他にも報告事例があるが⁶⁹⁻⁷¹⁾、それらは応力・ひずみの分布と反りの特徴とを整理するに留まる。第2章では、せん断帯は圧延方向に対しあおよそ45°方向に伝播するため、多くの報告で提唱してきた反り曲率と圧延形状比 Γ との関係について、理論的な説明を与えた。圧延形状比 Γ の増加に伴い、RB入口を起点とするせん断帯が反対側の接触界面で折り返しRB出口へ伝播することが、反り方向の反転をもたらす。このせん断帯に基づく反り発生機構は他の上下非対称外乱条件、例えば、RB入側で被圧延材に付与された傾斜角や、上下ワークロール（WR）径差が存在する条件下でも、成立すると考えられる。

RB入側での被圧延材に、圧延方向に対する上下方向の傾斜角、すなわち入射角が付与された条件下における反り挙動については工業的にも重要であり、これまでにも実験的に調査した報告があるが^{23, 24, 29, 82)}、その発生メカニズムについて、明確に述べられたものはない。木内らは上界法による解析を行い、反り挙動に与える被圧延材の圧延機入側の入射角の影響が大きいことを指摘し、これを解析上で考慮することで実験結果を説明可能であると述べているが^{49, 50)}、その機構についての言及はなされていない。

幾何学的な上下非対称性の存在する圧延条件においては、WRと被圧延材との投影接触弧長が上下で異なるため、RB入口およびRB内のせん断帯およびせん断応力場の形態は前報で報告した片側駆動圧延のような幾何学的上下対称条件とは異なったものであると想定される。そこで本報では、広範な圧延条件下で圧延実験および剛塑性有限要素解析を行い、幾何学的に上下非対称な因子として、被圧延材に圧延機の入側で入射角を付与した状況下において発生する反り挙動を対象とした調査および解析を行い、前報において展開したRB内のせん断帯の形態を切り口とし、その発生機構を力学的に明らかとする。被圧延材への入射角の付与は操業への適用も可能であると判断し、今回の検討で上下非対称因子として採用した。

3. 2 圧延実験

3. 2. 1 実験方法

RB 入側での被圧延材に入射角 θ を付与した状況下での圧延における反り挙動の特性を調査するため、Table 3.1 に示す条件で圧延実験を実施した。被圧延材としてアルミニウム板 (A1050-H24) を用い、無潤滑条件で圧下率が 2%から 40%までの 8 条件を設定した。

Fig. 3.1 に圧延実験の概略図を示す。圧延機入側に設置したローラーガイドで被圧延材を挟むことで拘束し、このローラーガイドを水平面に対し傾斜させることで被圧延材に入射角 θ を付与した。斜め上方から上下 WR 間に向かう入射角を正、斜め下方から上下 WR 間に向かう入射角を負と定義し、入射角 $\theta = +8^\circ, -8^\circ$ の 2 条件で被圧延材を RB に噛み込ませた。 $\pm 8^\circ$ の入射角条件は、実操業におけるパスラインのずれや被圧延材の噛み込み前の先端形状より付与される入射角を想定し、設定されたものである。被圧延材の板先端の噛み込みは被圧延材の尾端部を上下 WR 間に向かって押し込むことで実施しており、押込み力を低減する目的で、入射角 $\theta = +8^\circ$ の条件では被圧延材の上面が上 WR に、 $\theta = -8^\circ$ の条件では被圧延材の下面が下 WR に接するようにローラーガイドの高さを調整している。ローラーガイドでは、ロールギャップの中心から板の進行方向にそれぞれ (a) 350 mm, (b) 850 mm 離れた長手方向 2 か所に設置された上下無駆動ローラーで被圧延材を挟むことで、入射角 θ を保持する。この無駆動ローラーと被圧延材は上下とも接触しており、クリアランスのない状態とした。すなわち、被圧延材の厚みは変化しない。また、ローラーガイドの支持機構にはロードセルを装備し、前後 2 か所の上下ガイドローラー位置で被圧延材から作用する鉛直方向の力を独立に測定した。圧延は被圧延材先端の噛み込みからおよそ 6.0 s 経過した後にミルモータの駆動を停止し、噛み止めた。

Table 3.1 Experimental conditions for the model rolling experiment.

Rolled material	Aluminum (A1050-H24)
Material dimensions [mm]	$3.0^t \times 50^w \times 1250^L$
Roll diameters [mm]	Work roll: 80 Backup roll: 160
Reduction in thickness [%]	2, 5, 7, 10, 15, 20, 30, 40
Inclination angle [deg.]	± 8
Distances between the mill center and two guide rollers [mm]	(a) 350 (b) 850
Diameters of guide rollers [mm]	20
Rotation speed of WR [rpm]	4.0
Lubrication	Dry

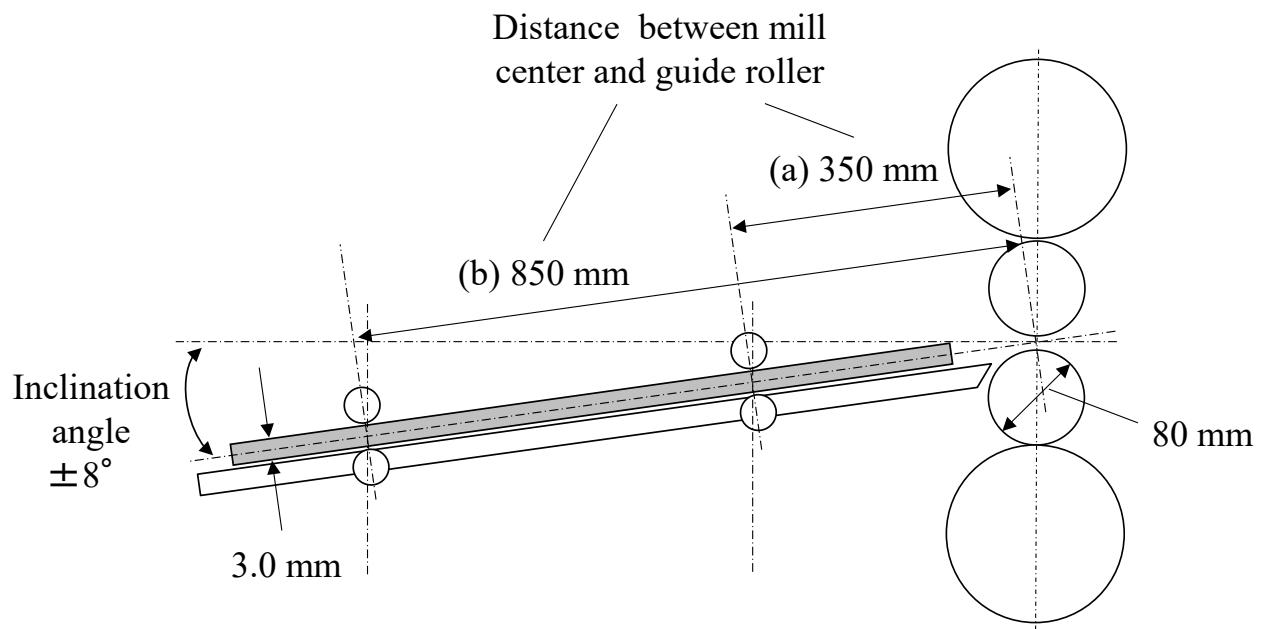


Fig. 3.1. Schematic view of the rolling experiment.

圧延後の被圧延材の反り形状の一例を Fig. 3.2 に示す。本実験における反り曲率は、圧延後の被圧延材の反り形状を、円弧近似した曲率半径 ρ の逆数である。反り曲率は WR 半径の曲率 $1/R$ で規格化した値、すなわち WR 半径 R を反り曲率半径 ρ で除した値で示し、上側に反った場合の符号を正、下側に反った場合の符号を負で定義する。本実験では圧延後の被圧延材について、圧延トルクの時系列計測値から、噛込直後に WR 回転速度が低下する現象、すなわちインパクトドロップ現象が影響していると考えられる被圧延材先端から 5 mm 部分を除き、また自重の影響を排除するため、以降の被圧延長さ 20 mm 部分を対象とし、円弧近似した。

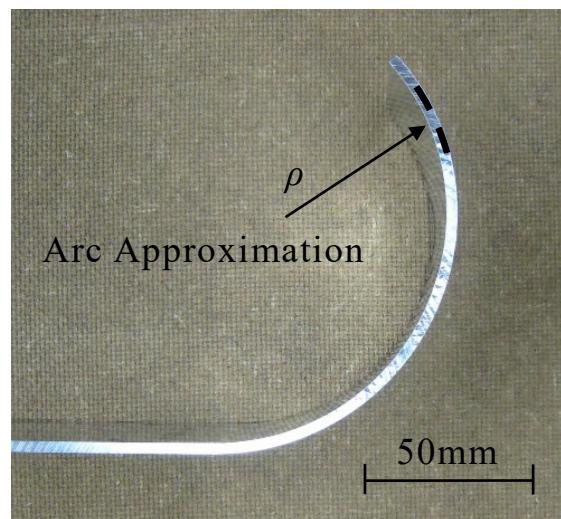


Fig. 3.2. Approximated radius of Warped strip shape.

3. 2. 2 実験結果

Fig. 3.3 に, 本実験結果における圧延形状比 Γ と反り曲率との関係を示す。ここで, 圧延形状比 Γ は実測した入出側板厚, 板幅, 圧延荷重から式(3.1)を用いて算出した。式(3.2)は投影接触弧長 l_d , 式(3.3)は平均板厚 h_m , 式(3.4)はへん平 WR 半径 R' を算出している。 R は WR 半径, H, h はそれぞれ入側板厚, 出側板厚, Δh は入側板厚 H と出側板厚 h との差, P は単位幅あたりの圧延荷重, E, ν はそれぞれ WR のヤング率およびポアソン比である。へん平 WR 半径 R' の算出は本研究では Hitchcock のへん平ロール式⁸⁰⁾を用いた。WR のヤング率は 206 GPa, ポアソン比は 0.3 とした。

$$\Gamma = l_d/h_m \quad (3.1)$$

$$l_d = \sqrt{R'(H - h)} \quad (3.2)$$

$$h_m = (H + 2h)/3 \quad (3.3)$$

$$R' = (1 + C_0 P / \Delta h)R, \quad C_0 = 16(1 - \nu^2) / (\pi E) \quad (3.4)$$

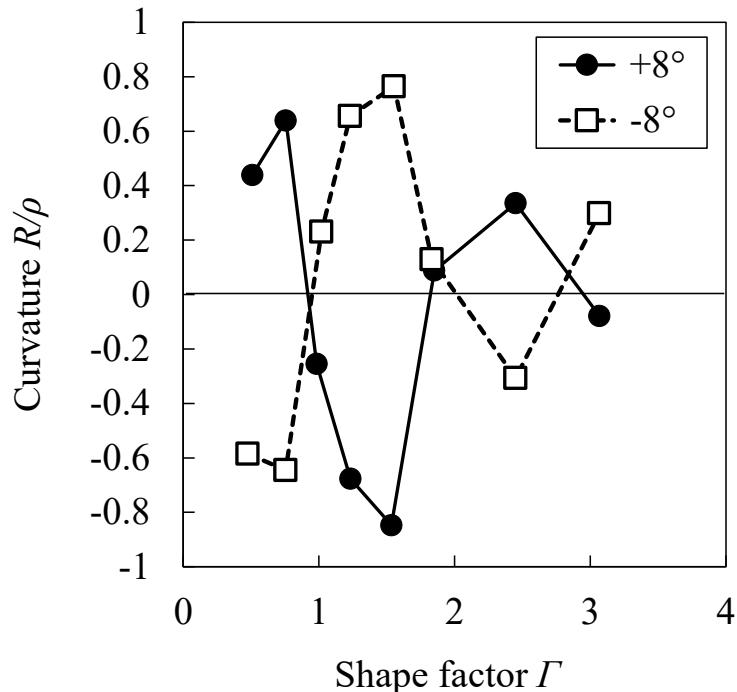


Fig. 3.3. Strip curvature change with the shape factor.

Fig. 3.3 より、同じ圧延形状比 Γ の条件で比較すると入射角 $\theta = +8^\circ$ の条件と $\theta = -8^\circ$ の条件とで反り曲率は上下にほぼ線対称であり、今回の圧延条件の範囲において、自重の影響等、入射角 θ 以外の上下非対称外乱の影響は小さいことが確認された。圧下率 r が 5%以下の条件、すなわち圧延形状比 Γ が 1.0 未満の条件では被圧延材は圧延機出側で入側ローラーガイドの傾斜方向と同じ方向に、すなわち、入射角 $\theta = +8^\circ$ の条件では上側に、 $\theta = -8^\circ$ の条件では下側に反ることが確認できた。一方、圧下率 r が 7%～20%の条件、すなわち圧延形状比 Γ が 1.0 から 1.9 の条件になると反り方向が反転し、被圧延材は入側ローラーガイドの傾斜方向とは逆方向へと反った。圧下率 r が 30%の条件、すなわち圧延形状比 Γ が 2.5 の条件では再度反り方向が反転し、圧延形状比 Γ が 1.0 未満の条件と同様に、入側ローラーガイドの傾斜方向と同じ方向に反り、さらに圧下率 r が 40%の条件、すなわち圧延形状比 Γ が 3.1 の条件では再度反り方向が反転し、被圧延材は入側ローラーガイドの傾斜方向とは逆方向へと反ることが確認できた。

反りの方向が圧延形状比 Γ の増加に伴い反転する傾向は、片側駆動圧延を行った第 2 章や異周速圧延における反り挙動評価事例^{51, 69, 72, 73)}でも報告されており、被圧延材に入射角 θ を付与した本実験でも類似の挙動が観察された。

3. 3 剛塑性有限要素法による非対称圧延解析

前節では、RB 入側の被圧延材に入射角を付与した板圧延における反り挙動の実験結果について述べた。本節では、剛塑性有限要素解析によって RB 内の応力・ひずみ状態を明らかにし、反り現象のメカニズムについて考察を行う。

3. 3. 1 解析条件

計算は第 2 章と同様に Yamada らが報告している剛塑性 FEM コード⁸¹⁾を用い、Table 3.2 に示す条件で二次元平面ひずみ定常圧延解析を行った。WR は剛体とし、WR 半径は 40 mm で固定した。なお実験結果から式 (3.4) で算出されたへん平ロール半径は 41.4～46.2 mm の範囲であり、圧延変形への影響は限定的と考えられる。解析領域の入口断面には自由度 1(ローラーガイド上の移動成分)の剛体接続境界条件がロールギャップの中心から 350 mm の位置 (Fig. 3.1 の距離 (a) の位置) に課されており、入側ローラーガイドの拘束、すなわち被圧延材から作用するせん断力とモーメントの支持を模擬している。解析領域の出口断面 (ロールギャップ中心から約 10 mm 位置) には 3 自由度 (二次元並進成分と剛体回転成分) が許されており、せん断力およびモーメントの双方が解放される。ここで、板厚方向の要素分割数は 60、圧延方向の要素分割数は圧延条件によって最適化した結果に基づき RB 内で 70～150、RB 入側で 30、出側で 15 である。降伏応力式は引張試験で測定した応力-ひずみ曲線からべき乗近似した。実験に用いた WR および被圧延材は第 2 章と同じ仕

様であり、被圧延材と WR 間のクーロン摩擦係数も同じ 0.2 を仮定した。なお実験と同様に、解析においても被圧延材の下面が下 WR に接するように圧下率毎に圧延機入側の被圧延材と上下 WR との鉛直方向の位置関係を変更している。

Table 3.2 Analysis conditions.

Material thickness [mm]	3.0
Roll diameter [mm]	Work roll: 80
Reduction in thickness [%] (Shape factor [-])	2, 5, 7, 10, 15, 20, 30, 40 (0.5, 0.8, 1.0, 1.2, 1.6, 1.9, 2.5, 3.1)
Inclination angle [deg.]	-8
Distance between mill the center and entry section of analytical region [mm]	350
Rotation speed of WR [rpm]	4.0
Yield stress [MPa]	$158.9 \bar{\varepsilon}^{0.063}$ ($\bar{\varepsilon}$:Equivalent strain)
Friction coefficient	0.2

3. 3. 2 実験結果と解析結果との比較

前節の実験で得られた入射角 $\theta = -8^\circ$ の条件での規格化反り曲率と、剛塑性有限要素解析結果との比較を Fig. 3.4 に示す。解析結果の圧延形状比 Γ については、へん平ロール半径ではなく解析に用いた剛体 WR 半径を用い、Table 3.2 中の被圧延材寸法、圧下率条件から計算される圧延前後の板厚と式 (3.1) ~式 (3.3) から算出した。実験で確認した圧延形状比 Γ の増加とともに反り方向 (符号) が三度反転する現象が解析結果でも再現され、かつ反転が生じる圧延形状比 Γ や反り曲率の値も概ね良い一致を示した。第 2 章で確認された実験での圧延長さの十分さと解析に用いた摩擦係数の適合度が本解析でも再確認され、加えて、本報の実験で施した押し込み力低減のためのローラーガイドの高さ調整や、解析領域の入口断面の境界条件の設定が適切であったと考えられる。

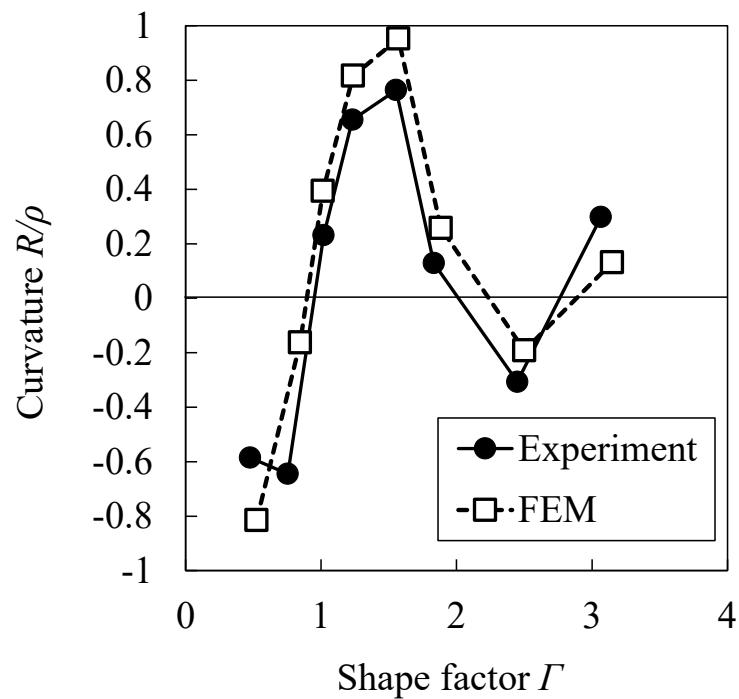


Fig. 3.4. Comparison of curvature between experiments and calculations. ($\theta = -8^\circ$)

圧延トルクについても実験結果と剛塑性 FEM 解析結果との比較を行った。Fig. 3.5 に示すとおり、圧延形状比 Γ が 1.0 以上の領域では実験結果と解析結果は概ね良い一致を示しており、圧延形状比 Γ が 3.0 に至るまでに上下 WR の圧延トルクの大小関係が 2 度反転する等、反り曲率と同様に特徴的な挙動が観察された。一方、圧延形状比 Γ が 1.0 未満の領域では、実験結果と解析結果に乖離が見られ、実験結果では下 WR の圧延トルクがほぼ零から圧延形状比 Γ とともに増加し、上 WR ではほぼ零に停留したのに対し、解析結果では上 WR が負値の圧延トルクからほぼ零まで増大し、下 WR では正値で停留した。ただし、上下 WR の合計トルクは実験結果と解析結果でほぼ一致しており、両結果の塑性変形仕事量はほぼ等価と考えられる。実験では、ミルモータ速度制御応答能力の観点から、圧延形状比 Γ が 1.0 未満の 2 条件においては上 WR が下 WR より 2~3%程度高速であったことが確認された。一方、FEM 解析は上下 WR 同周速条件でなされており、実験で 2~3%程度高速であった上 WR には負の圧延トルクが生じ、この負の圧延トルク分を供給するために実験結果に比べて下 WR の圧延トルクが増加したと考えられる。圧延形状比 Γ が 1.0 未満の 2 条件について実験で測定された上 WR 速度を用いて FEM 解析を行い、算出された反り曲率を Fig. 4 に追加したものを Fig. 3.6 に示す。上下 WR 同周速条件の解析結果と比較すると、実験結果に近い反り曲率が得られた。ただし、Fig. 3.3 で観察された反り曲率と圧延形状比 Γ の特徴的な関係を大きく変えるものではなく、また、ミルモータ速度制御能力が十分な駆動電動機を用いた実験を行えば上下同周速条件の解析結果に近づくと考えても不合理ではなく、以降の考察では上下 WR 同周速条件での解析結果を用いる。

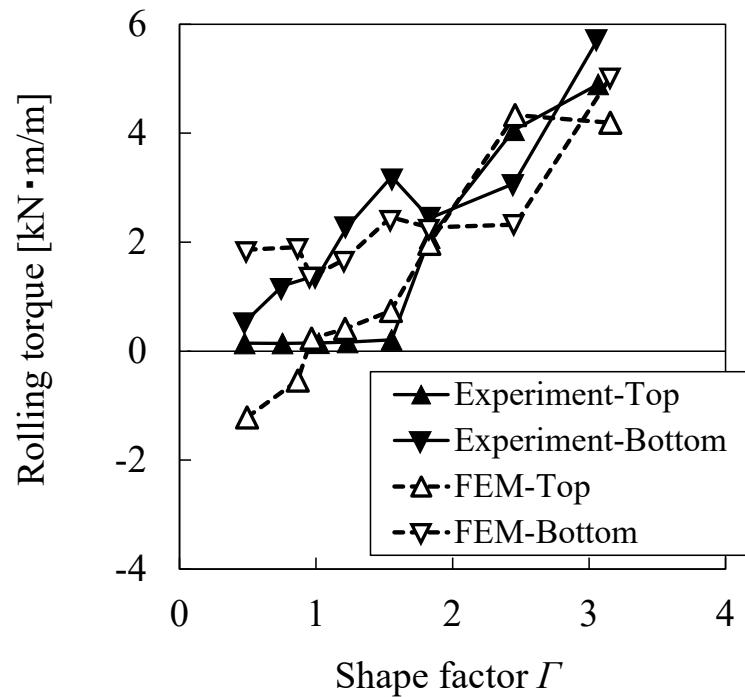


Fig. 3.5. Comparison of rolling torque between experiments and calculations. ($\theta = -8^\circ$)

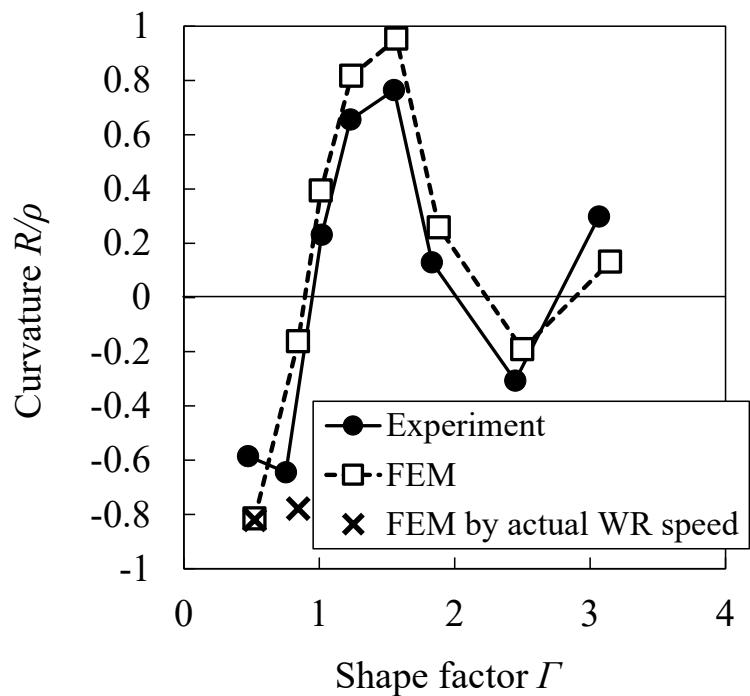


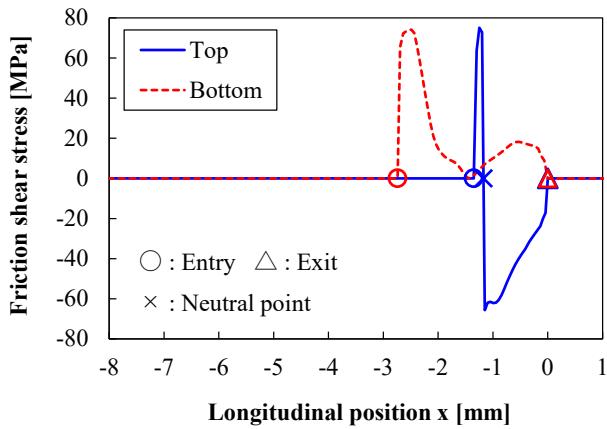
Fig. 3.6. Comparison of curvature between experiments and calculations. ($\theta = -8^\circ$)

3. 4 入射角を付与した圧延現象の考察

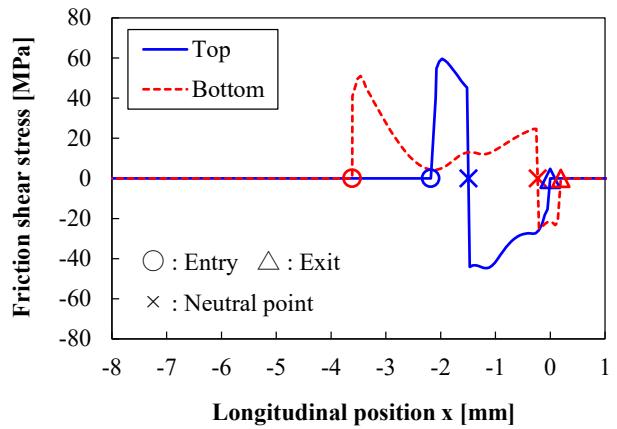
3. 4. 1 上下ロールの圧延トルク

ここでは実験および数値解析によって得られた、入射角を付与した圧延の特徴について、先ず、上下 WR の圧延トルク特性についての考察を行う。なおこれより、圧延方向を x 方向、板厚方向を y 方向として記述する。

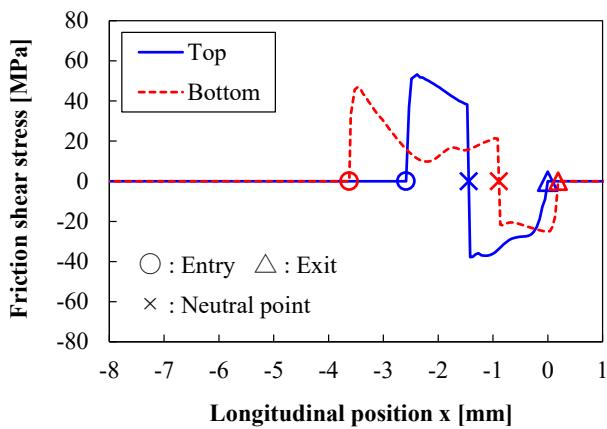
圧延トルクに直接寄与するのは上下 WR と被圧延材との接触境界面に作用する摩擦力である。Fig. 3.5 に示した上下 WR の圧延トルク特性を特徴づける 6 段階の圧延形状比 Γ の条件について、剛塑性 FEM で解析した被圧延材の上下面に作用する摩擦せん断応力分布を Fig. 3.7 に示す。ここで、圧延方向位置 x は被圧延材の上下面のうち先に接触領域の下流端に到達した側の RB 出口点を原点とし、圧延方向を正方向として表現している。また、Fig. 3.8 には同じ圧延形状比 Γ 条件における RB 内の上下面での被圧延材の流線方向速度 v_{sl} 分布を、WR の周速度と共に示す。両図とも、RB 入口点を○、中立点を×、RB 出口点を△のプロット点で表示している。RB 内の被圧延材上下面速度を示した報告は他にもあり⁸³⁾、WR 速度と被圧延材速度変化との相対関係や中立点位置の定量化に有効である。



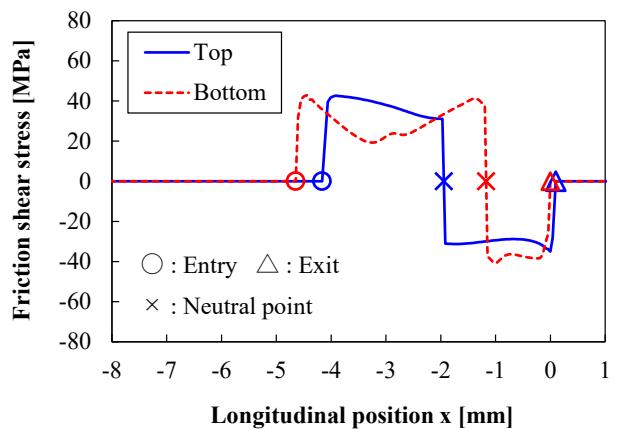
(a) $\Gamma = 0.5$



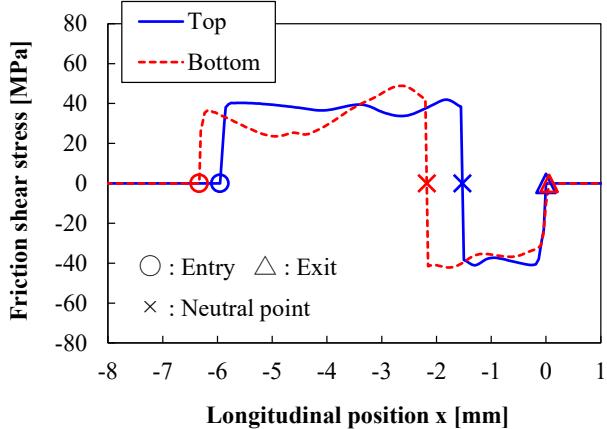
(b) $\Gamma = 0.8$



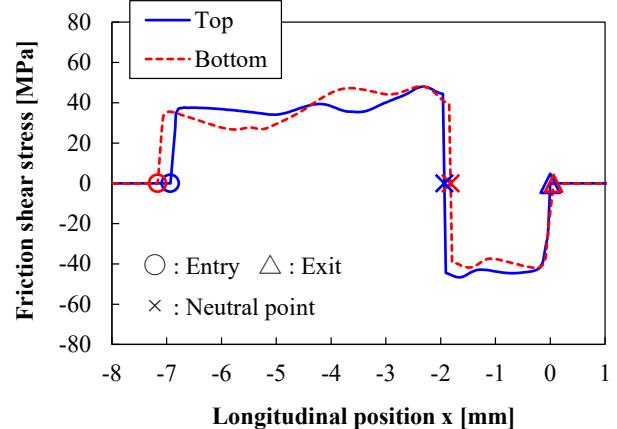
(c) $\Gamma = 1.0$



(d) $\Gamma = 1.6$



(e) $\Gamma = 2.5$



(f) $\Gamma = 3.1$

Fig. 3.7. Evolution of friction shear stress at both surfaces. ($\theta = -8^\circ$)

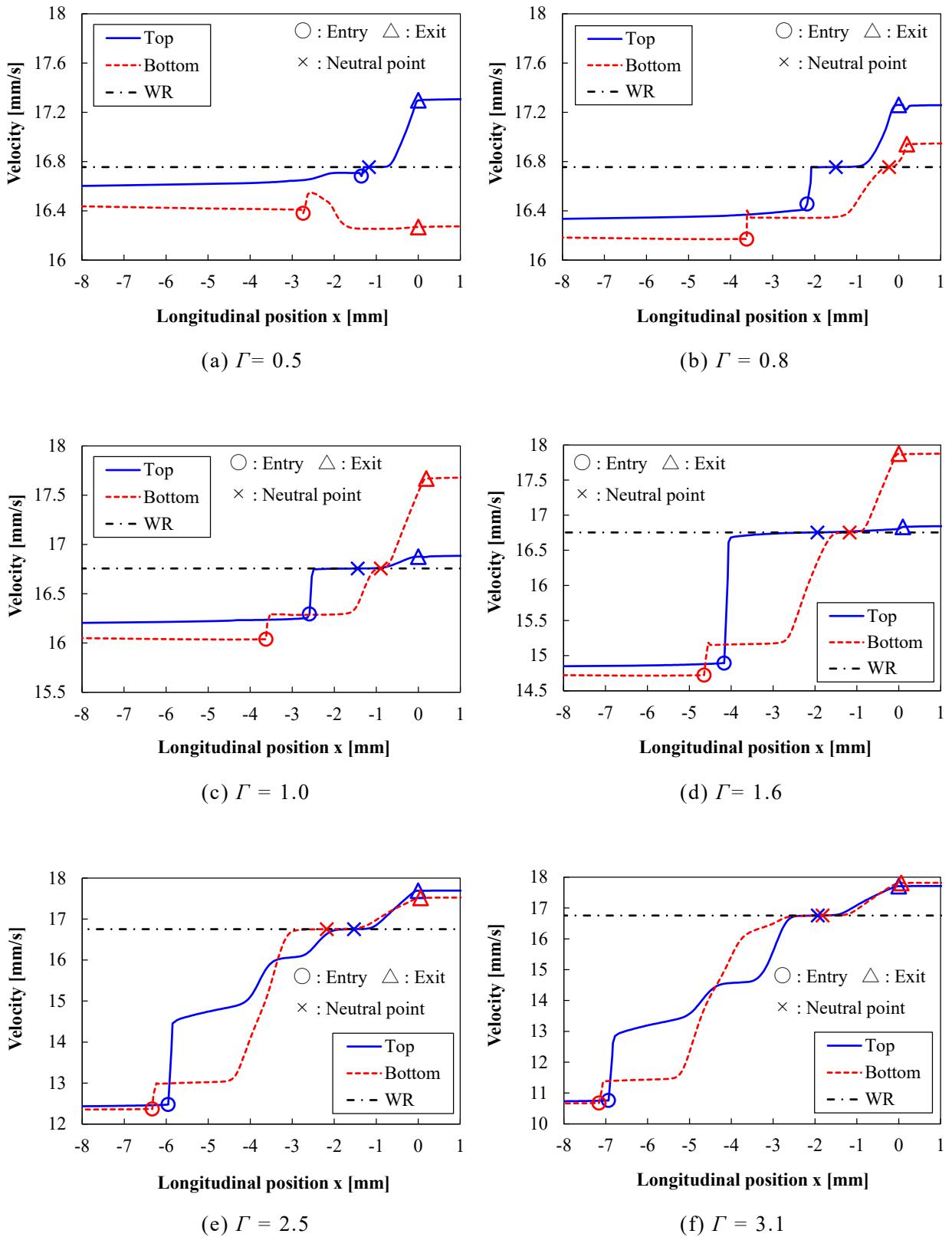


Fig. 3.8. Evolution of material velocity along streamlines at both surfaces. ($\theta = -8^\circ$)

圧延形状比 Γ が 0.5 (圧下率 $r = 2\%$) の条件では、上面側の投影接触弧長（接触長）が下面側の半分程度であり、また、中立点は上面側の RB 入口点の直後にあるのみで下面側には存在せず、上面側は RB 範囲のほぼ全域が先進域、すなわち負の摩擦せん断応力の作用域であるのに対し、下面側は全域が後進域、すなわち正の摩擦せん断応力の作用域となっており、解析で得られた上 WR の負の圧延トルク、下 WR の正の圧延トルクと符合する。上下面ともに全域で一方向すべり領域であることを考えれば、上下の WR の圧延トルクの絶対値がほぼ等価になることも理解できる。

圧延形状比 Γ が 0.8 ($r = 5\%$) になると上下面の接触長が共に拡大し、上面では RB 入口点から中立点が離れて後進域が拡大するのに対し、下面では RB 出口点近傍に中立点が現れ、後進域とほぼ同じ長さの先進域が生じている。これは圧延形状比 Γ が 0.5 の条件に比べて上 WR の圧延トルクが増大し、下 WR の圧延トルクがほぼ一定に留まることと符合する。圧延形状比 Γ が 0.8 から 1.0 ($r = 7\%$) になると、上面の中立点位置はほぼ変化せず後進域のみが拡大する一方、下面の接触長はほぼ不变であり、中立点位置のみ上流側に移動することで先進域が拡大しており、上 WR の圧延トルクの増加と下 WR の圧延トルクの減少が説明される。

さらに圧延形状比 Γ が 1.6 ($r = 15\%$) になると接触長の上下差はさらに縮まる。中立点は上面のみ上流に移動し、下面での上流への移動は僅かである。これにより上面では後進域の占有率が先進域を僅かに上回り、下面では後進域が拡大することになり、圧延トルクの上昇量は下 WR の方が大きい。

圧延形状比 Γ が 2 を超え、2.5 ($r = 30\%$) や 3.1 ($r = 40\%$) になる際は、上下面の接触長の拡大量は上下でほぼ同値であるが、その大半は後進域の拡大に現れている。中立点の移動、すなわち先進域の変化は複雑であり、圧延形状比 Γ が 1.6 から 2.5 への変化に伴い上面の先進域は縮小し、一方で下面は拡大する。さらに圧延形状比が 3.1 になると、上面は拡大する一方、下面是ほぼ変化しない。上 WR の圧延トルクは圧延形状比 Γ が 1.6 から 2.5 の間で増大し、2.5 から 3.1 の間は後進域と先進域の拡大量がほぼ等価になるため圧延トルクは変化しない。下面では圧延形状比 Γ が 1.6 から 2.5 の間の後進域と先進域の拡大量がほぼ等価なため下 WR の圧延トルクは変化せず、2.5 から 3.1 の間は後進域だけが拡大するため、圧延トルクが増大する。

3. 4. 2 ロールバイト内の塑性変形挙動と入射角付与条件下での反り発生機構

第2章では片側駆動圧延において、相当塑性ひずみ速度の集中帯はせん断変形の集中した、いわゆるせん断帯であること、このせん断帯は上下のRB入口に始まり、圧延方向に對しておおよそ 45° で主せん断応力の向きに大略一致する方向に進展し、圧延形状比 Γ が大きい場合には反対側の接触界面で折り返しながらRB出口に到達すること、被圧延材表面の速度変化は斜行するせん断帯が被圧延材表面と交差する位置に集中し、せん断帯の集中度、すなわち相当塑性ひずみ速度に応じて生じること、中立点とRB出口間のせん断帯で生じる速度変化によって被圧延材のRB出口速度が決まり、その上下差によって圧延反りの方向が決定されること、と述べており、この考察は力学的には他の圧延条件に対しても成立するように考えられる。Fig. 3.9に、Fig. 3.7およびFig. 3.8と同じ圧延形状比 Γ 条件における相当塑性ひずみ速度分布に、主せん断応力の作用方向を表すベクトル線図（互いに直交する2つの単位方向ベクトルを連結。以下、主せん断応力の作用方向ベクトル線図と呼称）を重ねた図を示す。図中の△▽点はRB入出口点の位置を、上下矢印は中立点位置を表している。上述した片側駆動圧延で得られた知見は入射角を付与した圧延条件下の解析から得られた同図でも観察されており、特にRB出口点直前のせん断帯の集中度の上下差が、圧延形状比 Γ が0.8と1.0の間、および1.6と2.5の間で反り方向が反転する今回の結果を捉えていることが確認される。

一方で第2章とは異なって、圧延形状比 Γ が1.0以下の条件では接触長の上下差が大きく、せん断帯の伝播方向は主せん断応力の作用方向と一致するものの、RB入口点近傍ではおおむね板厚方向に向かうことが観察される。Fig. 3.8との比較から、この様な伝播方向の場合にはせん断帯の集中度が高くても被圧延材表面の速度変化が生じ難いことがわかる。また、1.0以上の圧延形状比 Γ 条件を含めRB入口におけるせん断帯の集中度は常に上面側で高く、このせん断帯の始点での集中度の大小関係が他方のせん断帯との交叉や表面での折り返し後も維持され、RB出口近傍のせん断帯集中度の上下差に影響すると考えられる。

Fig. 3.10には、Figs. 3.7～3.9と同じ圧延形状比 Γ 条件におけるせん断応力分布を相当塑性ひずみ速度分布の等高線と重ねて表示した。接触長の上下差が小さい圧延形状比 Γ が1.6以上の条件では、第2章の結果と同様に、下面側RB入側の予変形域および上面側RB入口から出側板厚中央にかけて、さらに下面の先進域において正のせん断応力場が、上面側RB入側の予変形域および下面側RB入口から出側板厚中央にかけて、さらに上面の先進域において正のせん断応力場が発生しており、それぞれ予変形域を起点に、同符号のせん断応力場を縫うように板厚を貫通し、また反対面での折り返しを経て伝播するせん断帯が発生している。一方、小さい接触長の上下差が大きい圧延形状比 Γ が1.0以下の条件では、下側のRB入口点と上側のRB入口点の間に、板厚をほぼ貫通する負のせん断応力場が広

く作用しており、これは下WRからの反力によるせん断力が被圧延材に作用したものと考える。この負のせん断応力が圧延形状比 Γ の小さい条件では当該領域を通過するせん断帶の伝播方向に有意に影響していると考えられる。

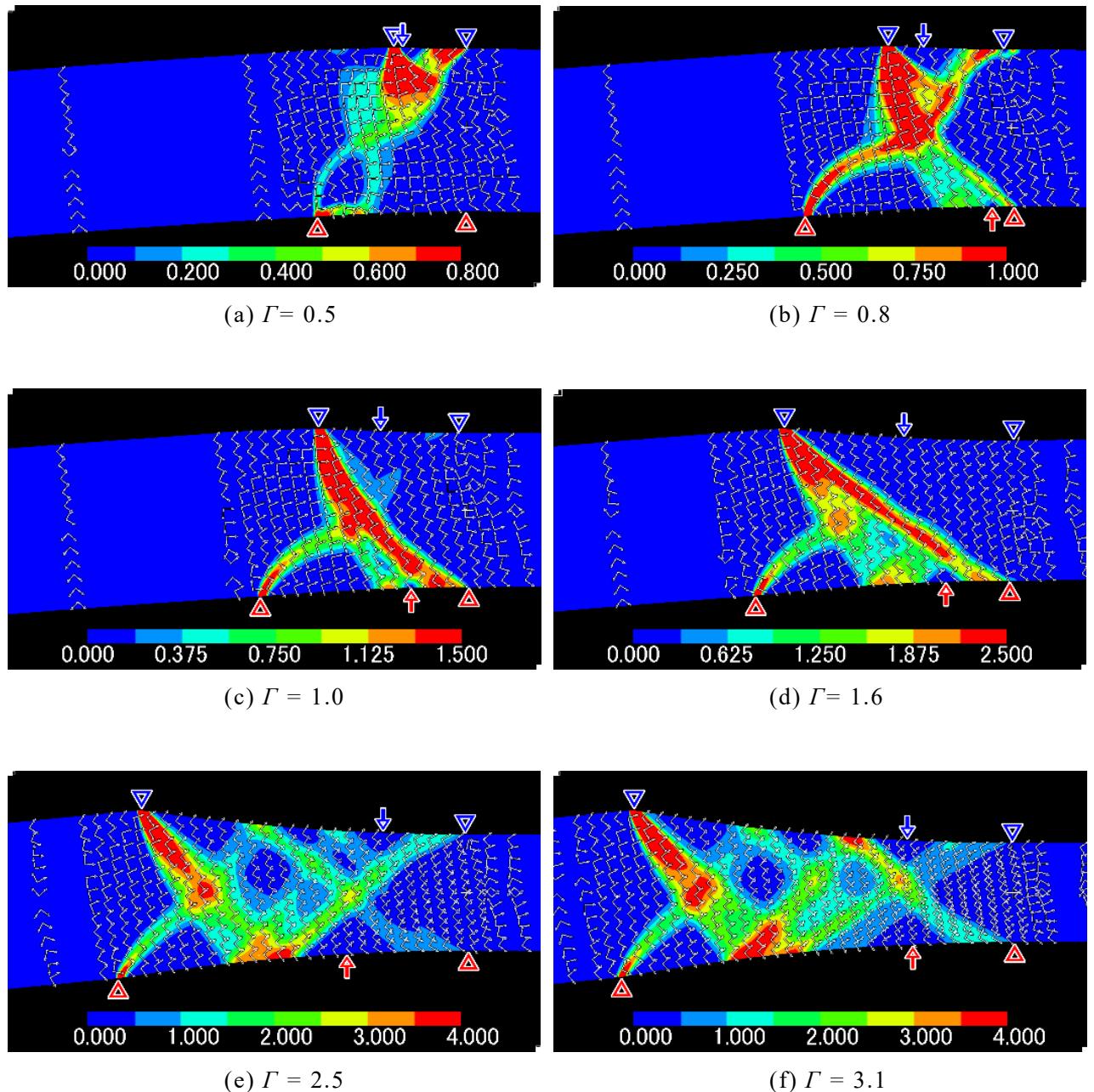


Fig. 3.9. Distributions of equivalent strain rate around the roll-bite. ($\theta = -8^\circ$)

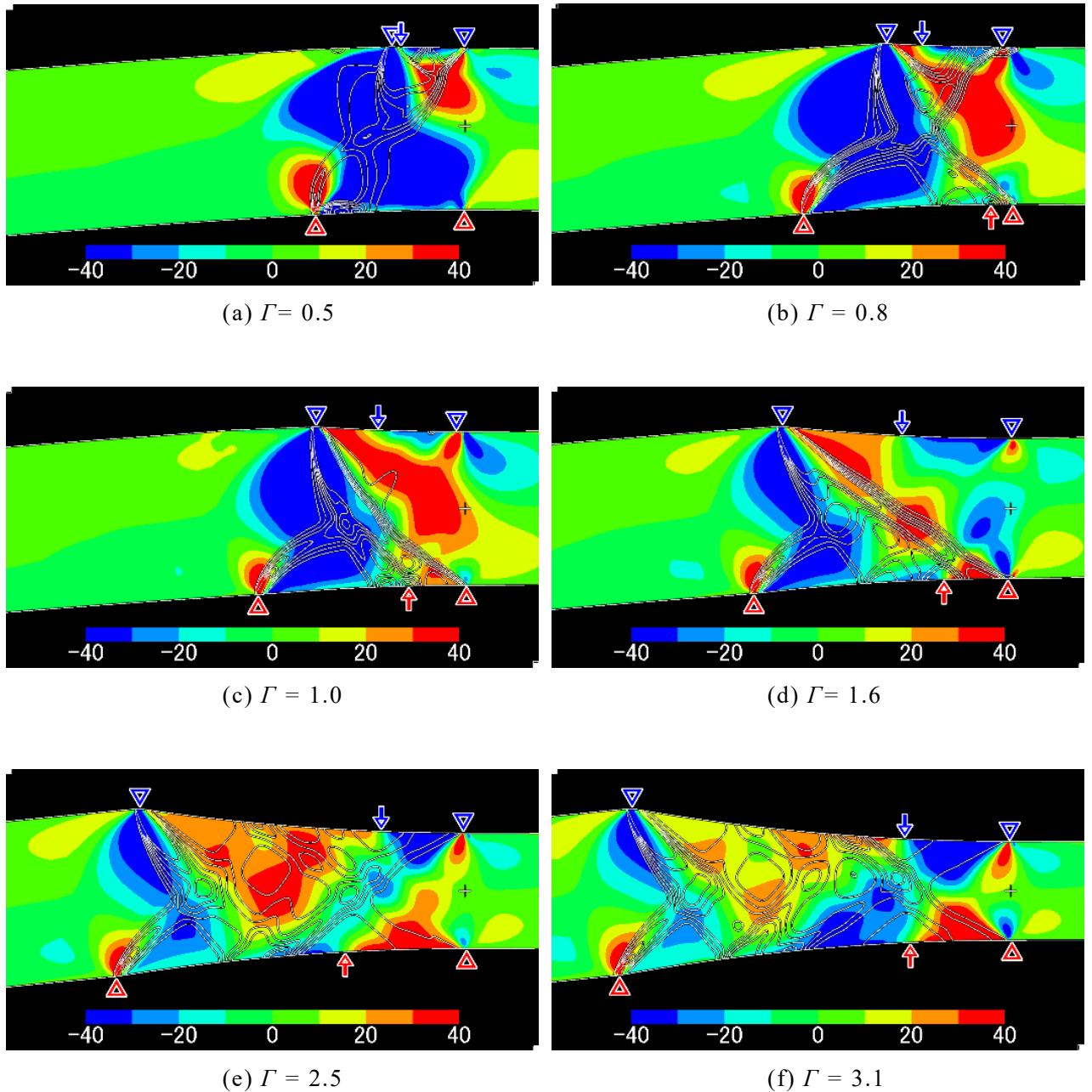


Fig. 3.10. Distributions of shear stress τ_{xy} around the roll-bite. ($\theta = -8^\circ$)

3. 4. 3 入射角の変化

入射角 θ を付与した条件下での圧延現象は、特に圧延形状比 Γ が 1.0 以下の条件で現れる接触長の上下差と上下の RB 入口点に挟まれた板厚を貫通する負のせん断応力場、および圧延形状比 Γ が 1.0 以上の条件も含む RB 入口近傍でのせん断帶集中度の上下差で特徴づけられ、これがせん断帶の伝播方向や集中度に影響し、RB 出側での反り方向を決定している。

Fig. 3.11 に FEM 解析から得られた上下の接触長と圧延形状比 Γ との関係を示す。図中には式 (3.2) から得られる接触長も合わせて記載している。全ての条件で下側の接触長の方が長いが、上下差は圧延形状比 Γ が 0.5 から 0.8 までが最も大きく、圧延形状比 Γ が 1.0 を超えるとその差は漸近していく。本実験における入射角の付与は、Fig. 3.1 に示したように圧延機入側に設置したローラーガイドによるが、仮に入射角 $\theta = -8^\circ$ の条件で上側のガイドローラーを外して圧延を行うと、圧延開始直後に被圧延材の尾端が上方に回転し、圧延中の被圧延材は水平方向を維持することが想定される。したがって、上側ガイドローラーを設置した本実験の場合には被圧延材には上方への回転を抑える下向きの拘束力が作用したものと考えられる。Fig. 3.12 に、入射角 $\theta = -8^\circ$ の圧延実験で測定された前後 2 か所のガイドローラーに作用する垂直方向力を示す。正の値はガイドローラーに上方向に作用する被圧延材からの反力であり、逆に被圧延材からするとこの力はガイドローラーから下方向に作用する拘束力となる。Fig. 3.12 から、当該拘束力の太宗は RB から 350 mm の位置に設置したガイドローラーで発生しており、圧延形状比 Γ が 0.5 で最大値を示し、圧延形状比 Γ の増加に伴い単調に減少する。この結果から、RB 入口の上流側近傍の被圧延材の断面に生じるせん断力と曲げモーメントは、被圧延材と下 WR のみが接触する範囲で下 WR に支持され、Fig. 3.11 に示したような圧延形状比 Γ が小さい条件ほど接触長の上下差が大きくなる、という関係になっていると考えられる。なお Fig. 12 には FEM 解析領域の入口断面に作用する垂直方向力を併記しているが、実験結果と良い一致を示している。実現象では RB 近傍の被圧延材には塑性だけでなく弾性の曲げ変形も生じていると考えられるが、弾性変形を考慮していない剛塑性 FEM の結果と実験結果が一致することから、RB 近傍の弾性変形は RB 入側の被圧延材に関わる力の釣り合いには影響は少ないものと考えられる。すなわち、入側のローラーガイド側は弾性梁の支持と同等と認められるが、WR 側では塑性変形している被圧延材を上下 WR との接触域の面圧と摩擦せん断力で支えているため、WR 側での支持剛性が実質的に弾性支持よりも低くなっていることが想定される。従い、変位の拘束が WR 側では実質的に緩くなり、RB 内の塑性加工力との釣り合いで、ローラーガイド力が決まるものと考えられる。

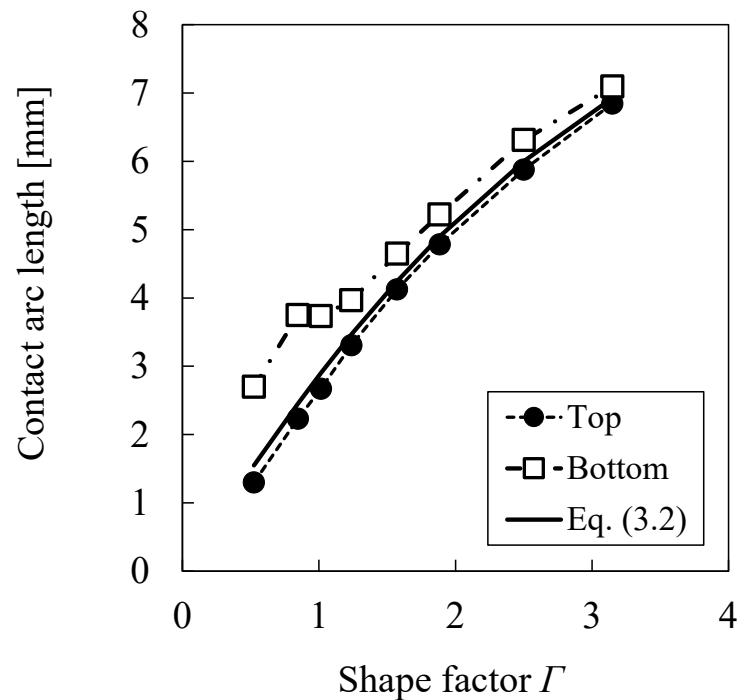


Fig. 3.11. Variation of contact arc length with the shape factor. ($\theta = -8^\circ$)

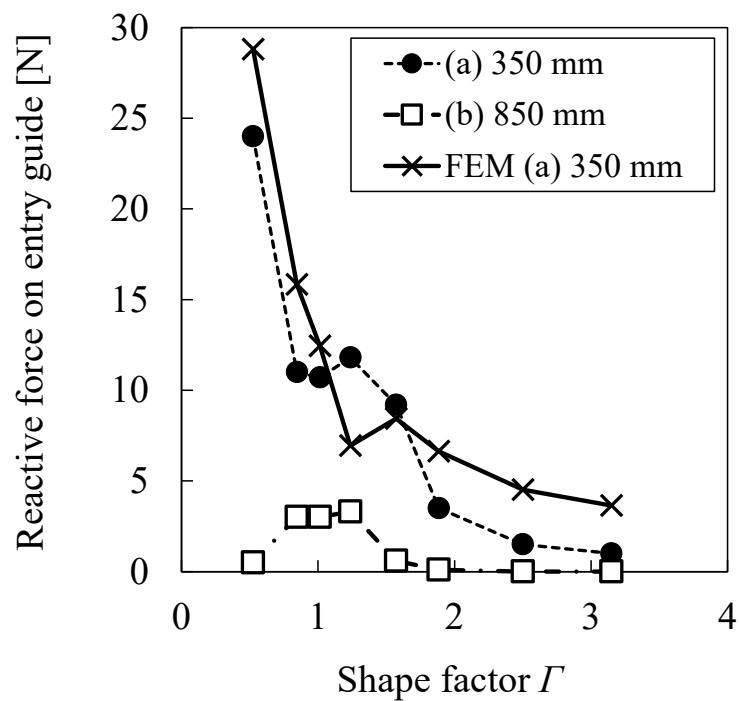


Fig. 3.12. Variation of entry-guide forces with the shape factor. ($\theta = -8^\circ$)

Fig. 3.13 には、Fig. 3.11 に示した被圧延材上下面の接触長を上下 WR との接触角に変換した値を実線で、また、FEM 解析の節点座標から求めた RB 入口直前の被圧延材表面の傾斜角、具体的には WR と被圧延材との接触位置の接点とその一つ入側の接点とが成す角を、破線で示す。Fig. 3.12 に示した拘束力によって生じた入側での曲げ変形により、被圧延材の進行方向が水平方向に変化し、圧延形状比 Γ が小さいほどローラーガイドの入射角 $\theta = -8^\circ$ からの変化が大きく、圧延形状比 Γ が 0.5 の条件では下側の RB 入口直前の傾斜角は約 -3° まで緩和され、下 WR 表面にほぼ接するように RB に進入する。上側の RB 入口直前の傾斜角は下側に比べてより水平に近く、その差分は WR との接触角の上下差と概ね等しいことから、下 WR との接触から上 WR との接触までの間の被圧延材は下 WR に巻き付いていることが想定される。一方、圧延形状比 Γ の増加に伴い傾斜角の変化は減少し、接触角がローラーガイド傾斜角の絶対値 8° を超える圧延形状比 Γ が 2.5 以上の条件以降は、傾斜角の変化は停留する。

RB 入側での曲げ変形については、Fig. 3.8 で示した被圧延材の上下面速度が、RB 入側において差があることからも確認できる。これは RB の上流側での塑性変形領域、いわゆる予変形領域で発生した速度差である。この RB 入側における上下速度差は、RB 入口点の上下差を介し、RB 内のせん断帶の形態および RB 出側の反り挙動に影響すると考える。Fig. 3.14 に、RB 入口点における被圧延材の上下速度差から算出した RB 入側の曲率と、上下 RB 入口点の圧延方向座標の差を併せて示す。被圧延材はどの条件でも下側に曲がっており、下 WR との接触が先行する。この影響は上下速度差の大きい、圧延形状比 Γ が小さい条件ほど顕著であり、速度差が大きいほど、下 WR への接触開始位置がより入側に移動する。

以上の RB 内の塑性変形挙動に関する考察により、入射角 θ を付与した条件においても、RB 入口および RB 内のせん断応力場に従ってせん断帶が発生し、せん断帶の集中度と形態によって反り挙動が決まることが明らかとなった。ただし、入射角 θ を付与した条件では、特に圧延形状比 Γ が低い領域において、RB 入口点位置の上下差が大きくなり、これがせん断応力場およびせん断帶の形態の決定に寄与する。

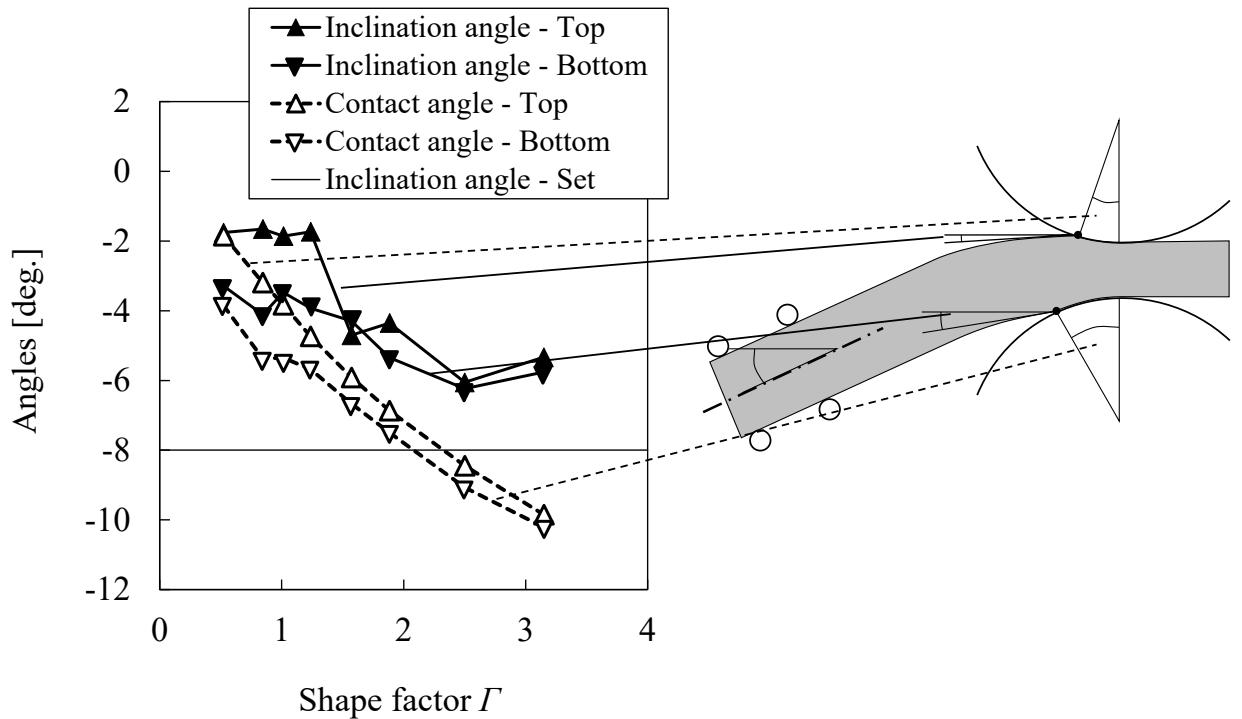


Fig. 3.13. Variations of various angles around roll-bite entry with the shape factor. ($\theta = -8^\circ$)

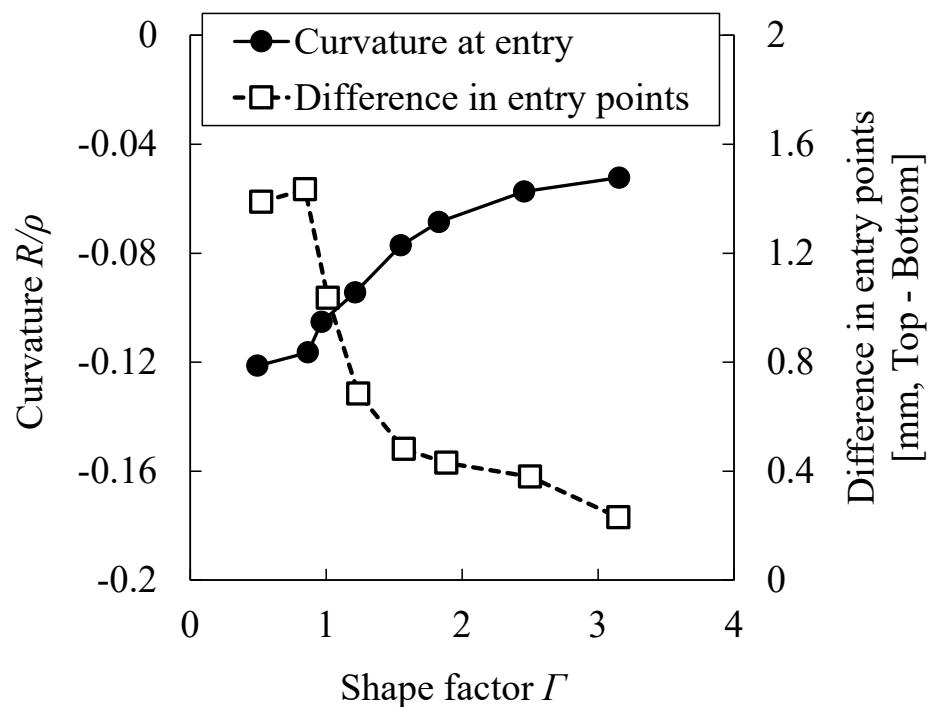


Fig. 3.14. Variations of curvature at entry and difference in entry points with the shape factor. ($\theta = -8^\circ$)

3. 5 第3章の総括

圧延機入側で被圧延材に上下方向の進入角、すなわち入射角を付与した条件下での圧延における板材の反り挙動について、広範な条件で圧延実験および剛塑性有限要素解析を行い、以下の結果を得た。

(1) 入射角 θ を付与した条件においても、圧延形状比 Γ の変化に伴い反りの方向が変化することが実験的に明らかとなった。圧延形状比 Γ が 1.0 未満の低い領域では被圧延材の進入方向と反対方向へ反りが発生するが、圧延形状比 Γ が 1.0～1.9 の範囲になると反り方向は反転し、進入方向と同方向に反りが発生すること、さらに圧延形状比 Γ が 2.5 以上になると再度反り方向が反転し、圧延形状比 Γ が 1.0 未満の場合と同様に被圧延材の進入方向と反対方向に反ることが明らかとなった。

(2) 二次元定常剛塑性有限要素解析によって、実験で得られた板材の反り挙動を再現することができた。

(3) 入射角 θ を付与した条件においても、前報で報告した片側駆動圧延での考察³⁰⁾と同様に、RB 入口および RB 内に発生するせん断帯の形態と変形の集中度によって、反り挙動は支配される。ただし、入射角 θ を付与した条件では片側駆動圧延と異なり、特に圧延形状比 Γ が低い条件では、せん断応力場およびせん断帯の形態は RB 入口点位置の上下差に大きな影響を受ける。

第4章 複数外乱条件下での板材の反り挙動

4. 1 複数の外乱が作用する圧延

第2章において、異周速圧延法の一つである片側駆動圧延条件における板材の反り挙動について、圧延実験および剛塑性有限要素解析を行い、圧延変形はロールバイト（RB）入口およびRB内でせん断変形集中帯（せん断帯）をともない、このせん断帯におけるひずみの集中度と形態によって反りの方向および曲率が決まることを明らかにした。さらに、せん断帯は圧延方向に対しあおおよそ45°方向に伝播するため、多くの報告で提唱されてきた反り曲率と圧延形状比 Γ との関係について、理論的な説明を与えた。圧延形状比 Γ の増加に伴い、RB入口を起点とするせん断帯が反対側の接触界面で折り返しRB出口へ伝播することが、反り方向の反転をもたらす。さらに第3章では、このせん断帯に基づく反り発生機構が他の上下非対称外乱条件でも成立すると考え、RB入側での被圧延材に圧延方向に対する上下方向の傾斜角、すなわち入射角が付与された条件下における反り挙動を対象とした圧延実験および剛塑性有限要素解析を行い、片側駆動圧延と同様に、RB入口およびRB内に発生するせん断帯の強度と形態によって反り挙動が決まることを示した。入射角のような幾何学的な上下非対称性の存在する圧延条件では、RB入口位置の上下差がRB内のせん断帯の伝播経路に有意に影響を与える。

反り現象に対し、工業的には、圧延条件を操作することで影響を無害化可能な程度に反り曲率を小さくすることが望まれる。馬場ら⁸⁴⁾は厚板圧延において、圧延パス後の鋼板先端の反り量を計測し、その反り量から次の圧延パスで発生する反り量とおよびその反りを打ち消すために必要な異周速率を予測モデルにより演算し、次パスの異周速率を設定する反り制御技術を提案している。しかし、幾何学的な上下非対称因子がある条件下でのせん断応力場と、上下ロールの駆動条件が異なる条件下でのせん断応力場は、筆者らの報告にもあるように大きく異なり、必ずしも両者の作用が等価に作用しない懸念がある。

反りの制御方法を検討するには、複数の外乱が作用する条件における反り挙動を理解するともに、各々の外乱の寄与度を把握する必要がある。複数の外乱が存在する条件における反り挙動について、木内らは上界法による解析を行い、異周速圧延に入射角の影響が付加された条件での反り挙動について報告している^{49,50)}。同様に、Liらは異周速圧延において被圧延材のRB入側のピックアップ量を変化させた場合の反り挙動の変化について報告している⁸²⁾。上野ら⁸³⁾やAndersら⁸⁵⁾は異周速圧延とワークロール（WR）と被圧延材との摩擦が上下で異なる異摩擦圧延とを複合させた圧延条件下での反り挙動について調査を行っている。しかし、これらの報告では複合外乱下における反り挙動を決定する機構に関する言及はなされていない。本報では、片側駆動圧延を入射角が付与された状態で圧延実

験および剛塑性有限要素解析を行い、複合外乱下における反り挙動を示すとともに、その発生機構を力学的に明らかとする。

4. 2 圧延実験

4. 2. 1 実験方法

RB 入側での被圧延材に入射角 θ を付与した状況下での片側駆動圧延における反り挙動の特性を調査するため、Table 4.1 に示す条件で圧延実験を実施した。被圧延材としてアルミニウム板 (A1050-H24) を用い、無潤滑条件で圧下率が 2%から 40%までの 8 条件を設定した。

Fig. 4.1 に圧延実験の概略図を示す。片側駆動圧延を実行するために、ツインドライブ圧延機の一方の WR について駆動装置とのジョイントを外し、非駆動とした。この処置により、非駆動 WR の回転数が測定できなくなるため、ロータリーエンコーダを WR に接触させ、WR の周速度を測定した。圧延機入側に設置したローラーガイドで被圧延材を挟むことで拘束し、このローラーガイドを水平面に対し傾斜させることで被圧延材に入射角 θ を付与した。斜め上方から上下 WR 間に向かう入射角を正、斜め下方から上下 WR 間に向かう入射角を負と定義し、入射角 $\theta = +8^\circ, -8^\circ$ の 2 条件で被圧延材を RB に噛み込ませた。 $\pm 8^\circ$ の入射角条件は実操業におけるパスラインのずれや被圧延材の先端形状より付与される入射角を想定し設定した。被圧延材の板先端の噛み込みは被圧延材の尾端部を上下 WR 間に向かって押し込むことで実施しており、押込み力を低減する目的で、入射角 $\theta = +8^\circ$ の条件では被圧延材の上面が上 WR に、 $\theta = -8^\circ$ の条件では被圧延材の下面が下 WR に接するようにローラーガイドの高さを調整している。ローラーガイドでは、ロールギャップの中心から板の進行方向にそれぞれ (a) 350 mm, (b) 850 mm 離れた長手方向 2 か所に設置された上下無駆動ローラーで被圧延材を挟むことで、入射角 θ を保持する。この無駆動ローラーと被圧延材は上下とも接触しており、クリアランスのない状態とした。すなわち、被圧延材の厚みは変化しない。圧延は被圧延材先端の噛み込みからおよそ 6.0 s 経過した後にミルモータの駆動を停止し、噛み止めた。

圧延後の被圧延材の反り形状の一例を Fig. 4.2 に示す。本実験における反り曲率は、圧延後の被圧延材の反り形状を、円弧近似した曲率半径 ρ の逆数である。反り曲率は WR 半径の曲率 $1/R$ で規格化した値、すなわち WR 半径 R を反り曲率半径 ρ で除した値で示し、上側に反った場合の符号を正、下側に反った場合の符号を負で定義する。本実験では圧延後の被圧延材について、圧延トルクの時系列計測値から、噛込直後に WR 回転速度が低下する現象、すなわちインパクトドロップ現象が影響していると考えられる被圧延材先端から 5 mm 部分を除き、また自重の影響を排除するため、以降の被圧延長さ 20 mm 部分を対

象とし、円弧近似した。

Table 4.1 Experimental conditions for the model rolling experiment.

Rolled material	Aluminum (A1050-H24)
Material dimensions [mm]	$3.0^t \times 50^w \times 1250^L$
Roll diameters [mm]	Work roll: 80 Backup roll: 160
Drive mode	1. Top driven / Bottom idle 2. Top idle / Bottom driven
Reduction in thickness [%]	2, 5, 7, 10, 15, 20, 30, 40
Inclination angle [deg.]	± 8
Distances between mill center and two guide rollers [mm]	(a) 350 (b) 850
Diameters of guide rollers [mm]	20
Rotation speed of WR [rpm]	4.0
Lubrication	Dry

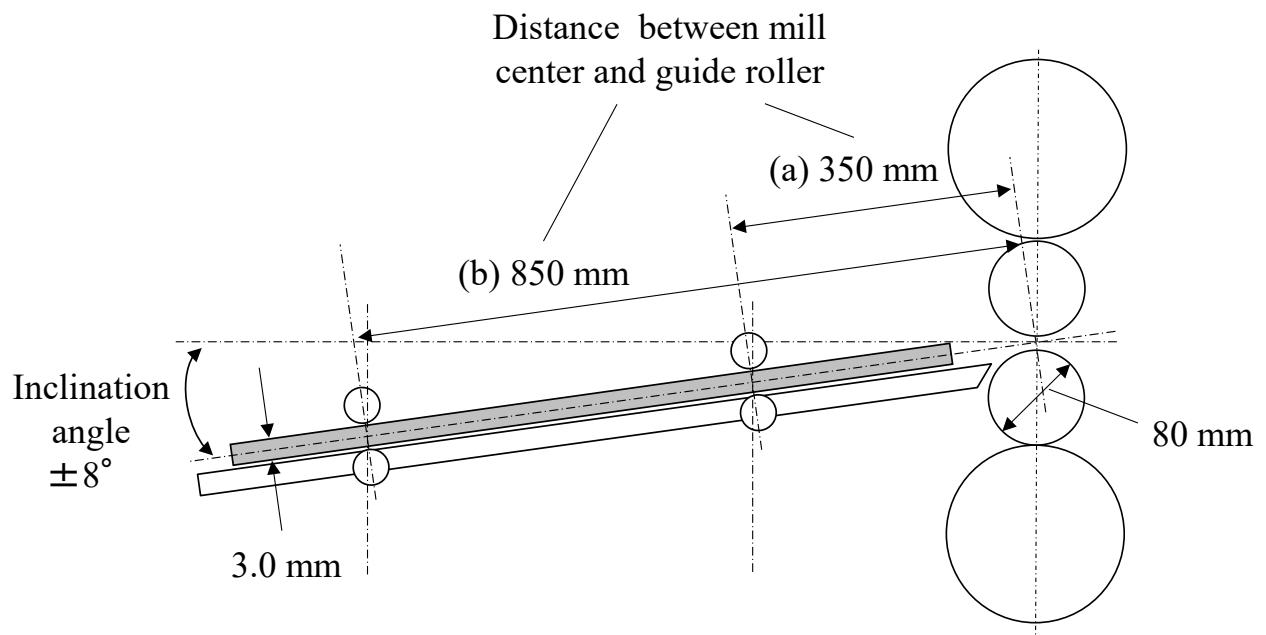


Fig. 4.1. Schematic view of the rolling experiment.

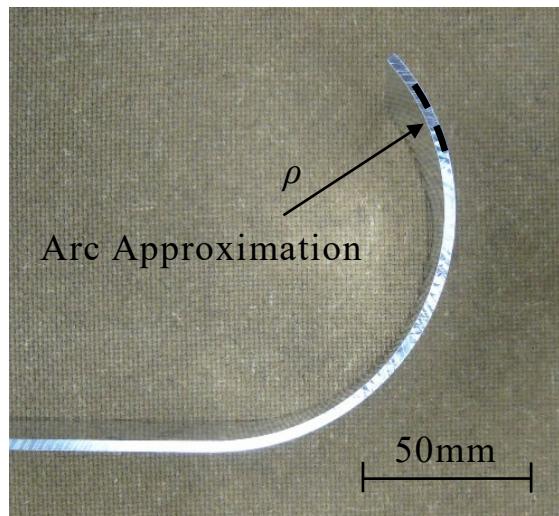


Fig. 4.2. Approximated radius of Warped strip shape.

4. 2. 2 実験結果

Fig. 4.3 に, 本実験結果における圧延形状比 Γ と反り曲率との関係を, 入射角 θ 条件毎に示す。ここで, 圧延形状比 Γ は実測した入出側板厚, 板幅, 圧延荷重から式 (4.1) を用いて算出した。式 (4.2) は投影接触弧長 l_d , 式 (4.3) は平均板厚 h_m , 式 (4.4) はへん平ワークロール (WR) 半径 R' を算出している。 R は WR 半径, H, h はそれぞれ入側板厚, 出側板厚, Δh は入側板厚 H と出側板厚 h との差, P は単位幅あたりの圧延荷重, E, ν はそれぞれ WR のヤング率およびポアソン比である。へん平 WR 半径 R' の算出は本研究では Hitchcock のへん平ロール式²⁶⁾ を用いた。WR のヤング率は 206 GPa, ポアソン比は 0.3 とした。

$$\Gamma = l_d/h_m \quad (4.1)$$

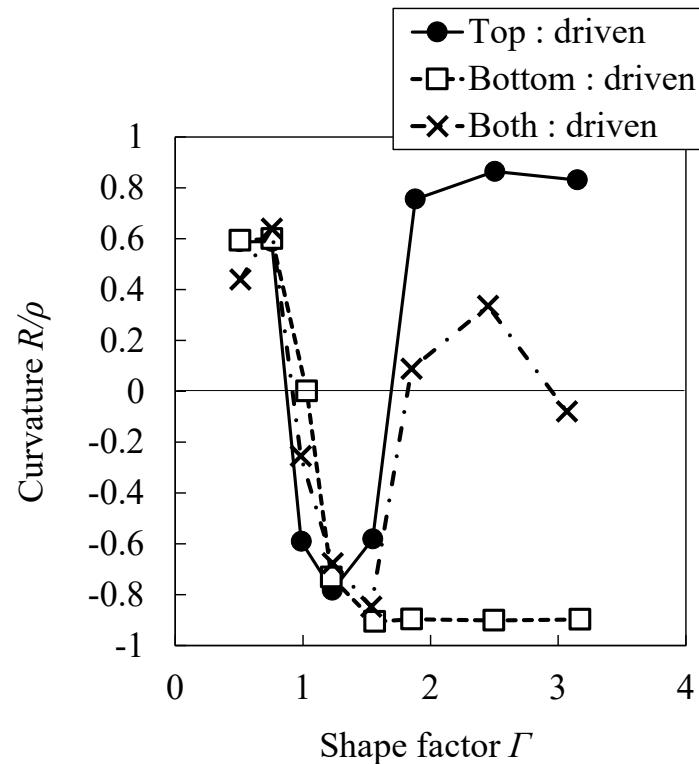
$$l_d = \sqrt{R'(H - h)} \quad (4.2)$$

$$h_m = (H + 2h)/3 \quad (4.3)$$

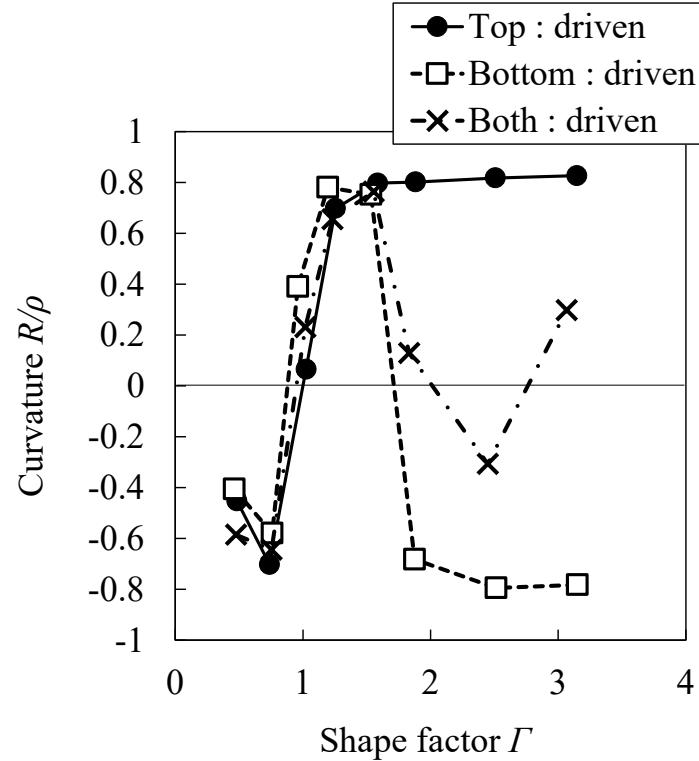
$$R' = (1 + C_0 P / \Delta h)R, \quad C_0 = 16(1 - \nu^2) / (\pi E) \quad (4.4)$$

比較のため, Fig. 4.3 には第 3 章で実施した上下 WR 同周速駆動条件において入射角 $\theta = +8^\circ, -8^\circ$ を与えた圧延実験における圧延形状比と反り曲率との関係を併せて示す。

圧下率が 15%以下, すなわち圧延形状比 Γ が 1.6 以下の条件では, 同じ入射角条件同士で比較すると, WR の駆動条件によらず, 反り曲率はほぼ同じ挙動を示している。圧下率 5%以下, 圧延形状比 Γ が 1.0 以下の条件では入側ローラーガイドの傾斜方向と同じ方向に, すなわち入射角 $+8^\circ$ の条件では上側に, 入射角 $+8^\circ$ の条件では下側に反る。また圧下率が 7%~15%, すなわち圧延形状比 Γ が 1.0~1.6 の条件では反り方向が反転し入側ローラーガイドの傾斜方向とは逆方向へ, すなわち入射角 $+8^\circ$ の条件では下側に, 入射角 -8° の条件では上側に反る。一方, 圧下率が 20%以上, すなわち圧延形状比 Γ が 1.9 以上の条件では, 入射角に関わらず, 駆動 WR 側へと反りが発生することが確認できる。すなわち, 上 WR 駆動条件では入射角の符号によらず上側に, 下 WR 駆動条件では同じく入射角の符号によらず下側に反りが発生する。



(a) $\theta = +8^\circ$



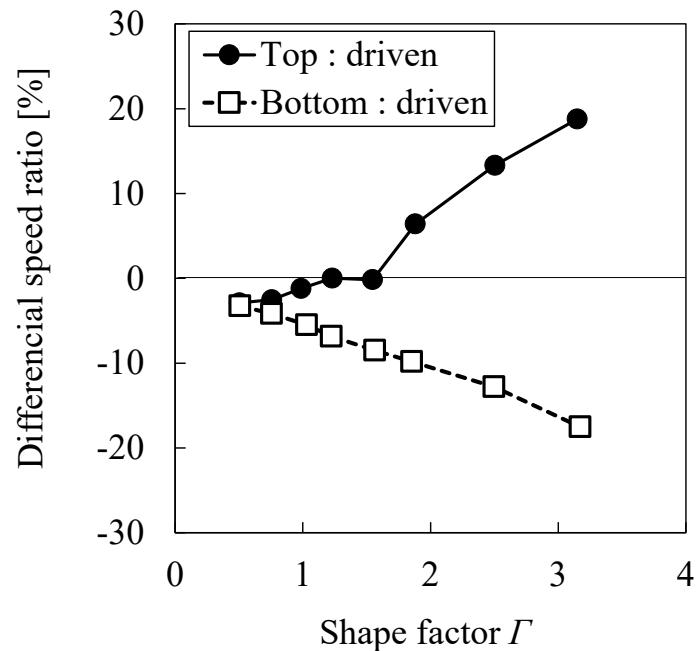
(b) $\theta = -8^\circ$

Fig. 4.3. Strip curvature change with the shape factor.

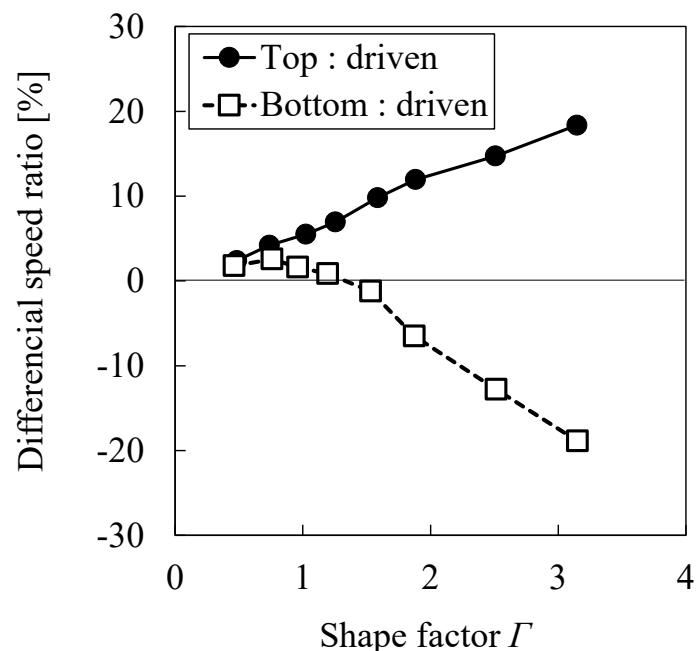
Fig. 4.4 には、ロータリーエンコーダにより測定した WR 周速度から算出した上下 WR 異周速率と圧延形状比 Γ との関係を示す。ここで、異周速率 χ は式 (4.5) の通り、上 WR 周速度 V_T と下 WR 周速度 V_B との差を駆動側の WR 周速度 V_D で除したものと定義する。

$$\chi = (V_T - V_B) / V_D \quad (4.5)$$

圧延形状比 Γ が 1.2 以下の条件では、駆動条件によらず、入側ローラーガイドの傾斜方向とは反対側の WR が、すなわち入射角+8° の条件では下 WR が、入射角-8° の条件では上 WR が高速になっている。既報で行った入射角 0° の片側駆動圧延では駆動側 WR が常に高速であり、WR 周速度の上下逆転は見られないため、圧延形状比 Γ が低い条件では、入射角が非駆動側 WR の周速度に与える影響が大きいことが示唆される。圧延形状比 Γ が 1.6 以下の条件では、圧延形状比 Γ の増加に伴い、上下 WR の速度差も単調に増加する。



(a) $\theta = +8^\circ$



(b) $\theta = -8^\circ$

Fig. 4.4. Variation of differential speed ratio with the shape factor.

4. 3 剛塑性有限要素法による非対称圧延解析

4. 3. 1 解析条件

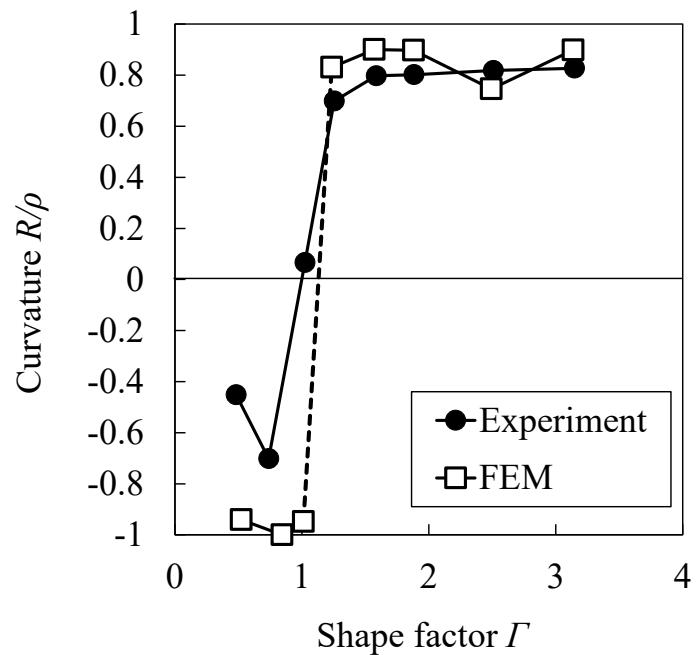
剛塑性 FEM コード⁸¹⁾を用い、Table 4.2 に示す前節の実験条件を基にした解析条件において、二次元平面ひずみ定常圧延解析を行った。WR は剛体とし、WR 半径は 40 mm で固定した。実験結果から式 (4.4) で算出されたへん平ロール半径は 41.4~46.2 mm の範囲であり、圧延変形への影響は限定的と考えられる。非駆動 WR の周速度は、非駆動 WR 圧延トルクが駆動 WR 圧延トルクの±2%以下に到達するまで、定常圧延解析フロー⁸¹⁾における接触解析処理（接触開始接点の移動と流線形状の修正処理）に加えて収束計算し、決定した。解析領域の入口断面には、1 自由度（圧延方向成分）が実験における入側ローラーガイドの位置、すなわちロールギャップの中心から 350 mm の位置に課されており、入側ローラーガイドの拘束、すなわち被圧延材から作用するせん断力とモーメントの支持を模擬している。解析領域の出口断面（ロールギャップ中心から約 10 mm 位置）には 3 自由度（二次元並進成分と剛体回転成分）が許されており、せん断力およびモーメントの双方が解放される。ここで、板厚方向の要素分割数は 60、圧延方向の要素分割数は圧延条件によって最適化した結果に基づき RB 内で 70~150、RB 入側で 30、出側で 15 である。降伏応力式は引張試験で測定した応力-ひずみ曲線からべき乗近似した。被圧延材と WR 間のクーロン摩擦係数は 0.2 を仮定した。

Table 4.2 Analysis conditions.

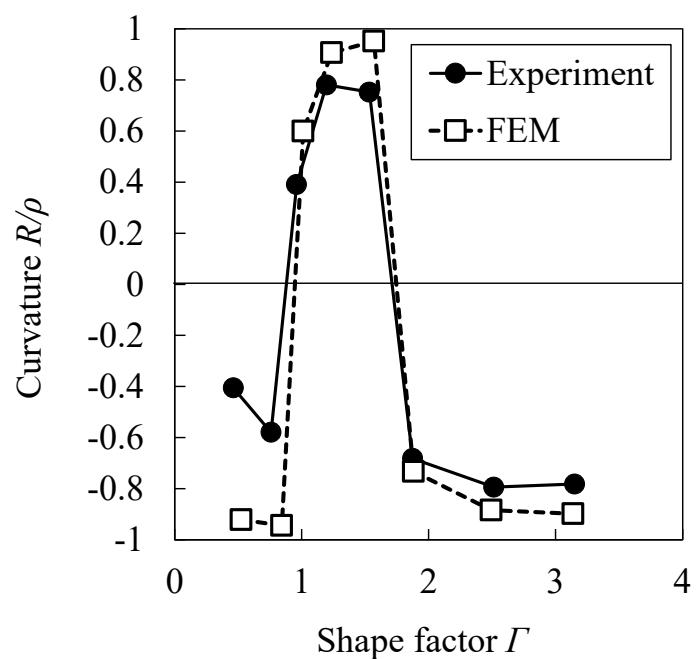
Material thickness [mm]	3.0
Roll diameter [mm]	Work roll: 80
Drive mode	1. Top driven / Bottom idle 2. Top idle / Bottom driven
Reduction in thickness [%] (Shape factor [-])	2, 5, 7, 10, 15, 20, 30, 40 (0.5, 0.8, 1.0, 1.2, 1.6, 1.9, 2.5, 3.1)
Inclination angle [deg.]	-8
Distance between mill center and entry section of analytical region [mm]	350
Rotation speed of WR [rpm]	4.0
Yield stress [MPa]	$158.9 \bar{\varepsilon}^{0.063}$ ($\bar{\varepsilon}$:Equivalent strain)
Friction coefficient	0.2

4. 3. 2 実験結果と解析結果との比較

前節の実験で得られた入射角 $\theta = -8^\circ$ の条件での規格化反り曲率と、剛塑性有限要素解析結果との比較を、WR 駆動条件毎に Fig. 4.5 に示す。解析結果の圧延形状比 Γ については、へん平ロール半径ではなく解析に用いた剛体 WR 半径を用い、Table 4.2 中の被圧延材寸法、圧下率条件から計算される圧延前後の板厚と式 (4.1) ~ 式 (4.3) から算出した。実験で確認された圧延形状比 Γ が 1.6 以下の条件では WR 駆動条件によらず、圧延形状比 Γ が 1.0 以下の条件では下側に、圧延形状比 Γ が 1.0~1.6 の条件では反り方向が反転し上側へと反る現象や、圧延形状比 Γ が 1.9 以上の条件では、入射角に関わらず、駆動 WR 側へと反りが発生する現象が解析結果でも再現されている。反り曲率の値も、圧延形状比 Γ が 1.0 以下の条件では実験結果に比べ解析結果の方がやや曲率の絶対値が大きいものの、概ね良い一致を示している。



(a) Top : driven / Bottom : idle

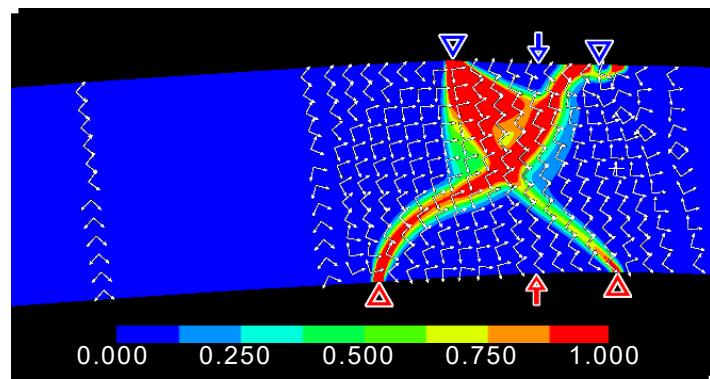


(b) Top : idle / Bottom : driven

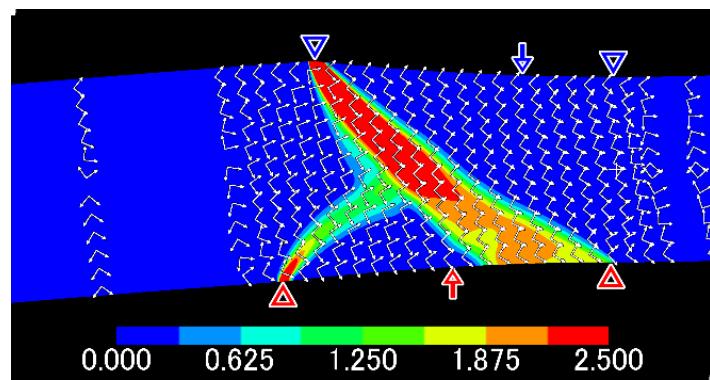
Fig. 4.5. Comparison of curvature between experiments and calculations. ($\theta = -8^\circ$)

4. 4 ロールバイト内の塑性変形挙動と複合外乱条件下における反り発生機構

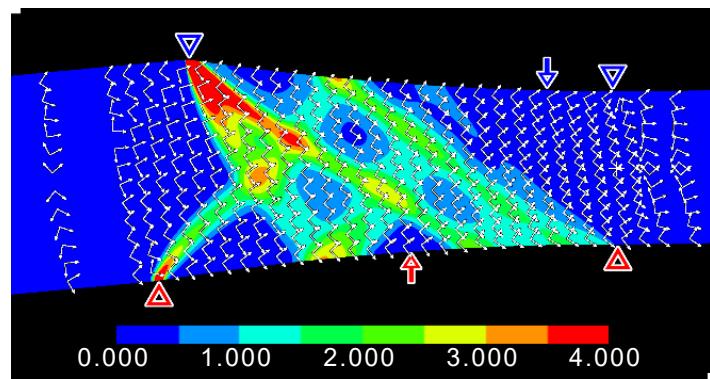
第2章および第3章では、板圧延において、相当塑性ひずみ速度が大きく、帯状に集中した領域はせん断帯であること、このせん断帯は RB 入口で形成し、圧延方向に対しておよそ 45° で主せん断応力の向きに大略一致する方向に進展し、圧延形状比 Γ が大きい場合にはせん断帯の起点である界面と反対側の接触界面で折り返しながら RB 出口に到達すること、被圧延材表面の速度変化はせん断帯が被圧延材表面と交差する位置に集中して生じること、中立点と RB 出口間のせん断帯で生じる速度変化によって被圧延材の RB 出口速度が決まり、その上下差によって圧延反りの方向が決定されること、と述べており、本報でもこの考え方に基づき、RB 内の塑性変形挙動および反り発生挙動について考察を行う。Table 4.2 の解析条件において、Fig. 4.6 には入射角 $\theta = -8^\circ$ かつ下 WR を非駆動とした条件の、Fig. 4.7 には入射角 $\theta = -8^\circ$ かつ上 WR を非駆動とした条件の計算結果から得られた相当塑性ひずみ速度分布に、最大主せん断応力の作用方向を表すベクトル線図（互いに直交する 2 つの単位方向ベクトルを連結。以下、主せん断応力の作用方向ベクトル線図と呼称）を重ねた図を、代表的な 3 つの圧延形状比 ($\Gamma = 0.8, 1.6, 2.5$) について示す。なお、これより、圧延方向を x 方向、板厚方向を y 方向として記述する。図中の $\triangle \nabla$ 点は RB 入出口点の位置を、上下矢印は中立点位置を表している。Fig. 4.6 および Fig. 4.7 では最大主せん断応力の向きは相当塑性ひずみ速度の進展方向に大略一致しており、相当塑性ひずみ速度の実体はほぼ主せん断ひずみ速度であること、すなわち相当塑性ひずみ速度の集中帯はせん断塑性変形の集中した、いわゆるせん断帯であること、せん断帯中のせん断変形はせん断帯に沿う方向のせん断変形が主体となっていることが確認できる。



(a) $\Gamma = 0.8$



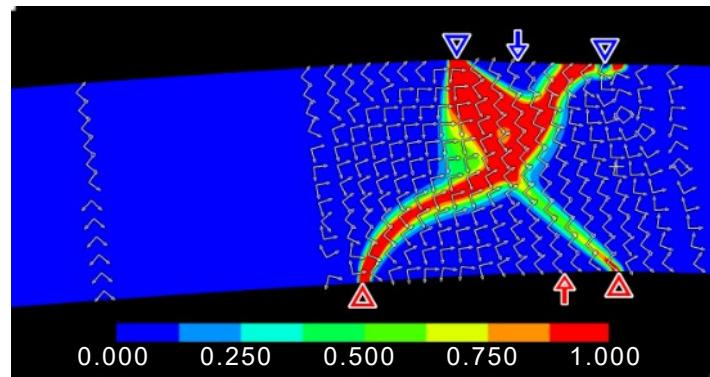
(b) $\Gamma = 1.6$



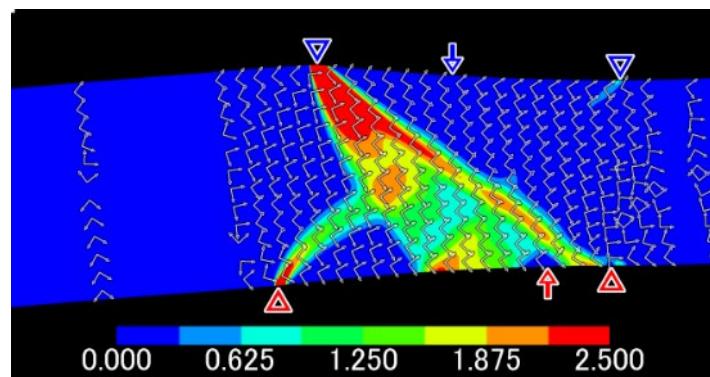
(c) $\Gamma = 2.5$

Fig. 4.6. Distributions of equivalent strain rate around the roll-bite.

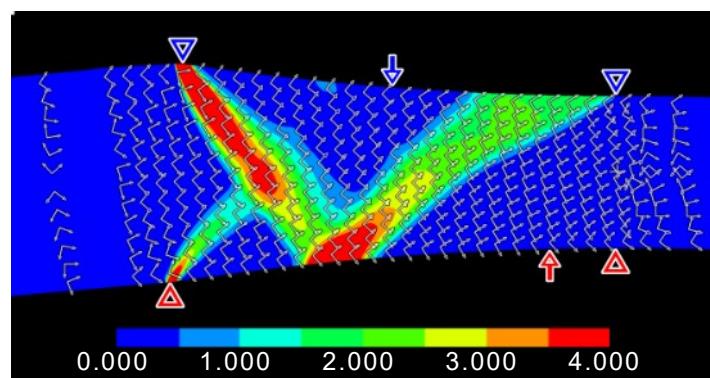
($\theta = -8^\circ$, Top : driven / Bottom : idle)



(a) $\Gamma = 0.8$



(b) $\Gamma = 1.6$



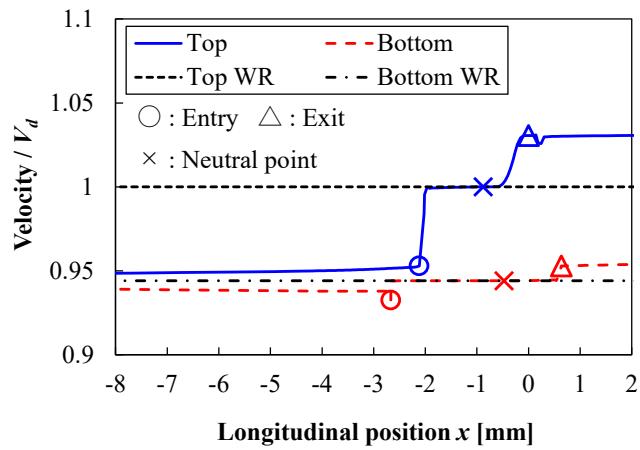
(c) $\Gamma = 2.5$

Fig. 4.7. Distributions of equivalent strain rate around the roll-bite.

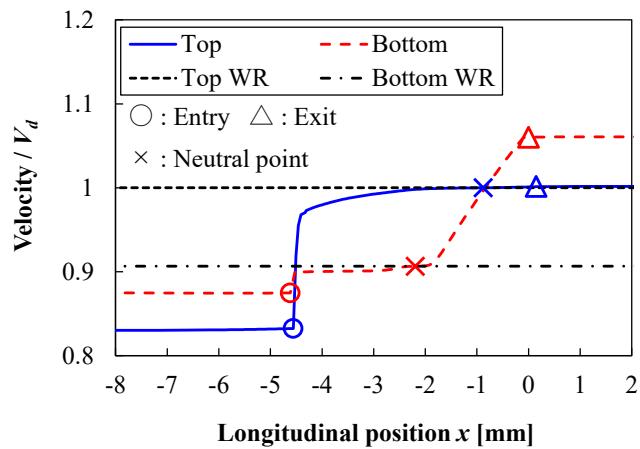
($\theta = -8^\circ$, Top : idle / Bottom : driven)

Fig. 4.8 には入射角 $\theta = -8^\circ$ かつ下 WR を非駆動とした条件の, Fig. 4.9 には入射角 $\theta = -8^\circ$ かつ上 WR を非駆動とした条件の計算結果から得られた, Fig. 4.6, Fig. 4.7 と同じ圧延形状比 Γ 条件における RB 内の上下面での被圧延材の流線方向速度 v_{sl} 分布を, 上下 WR の周速度と共に示す。各々の速度は, 駆動側の WR 周速度 V_d で除され無次元化されている。両図とも, RB 入口点を○, 中立点を×, RB 出口点を△のプロット点で表示している。Fig. 4.6 と Fig. 4.8, および Fig. 4.7 と Fig. 4.9 との対比により, 被圧延材表面の速度はせん断帯が被圧延材表面と交差する位置で集中的に変化していることが観察される。

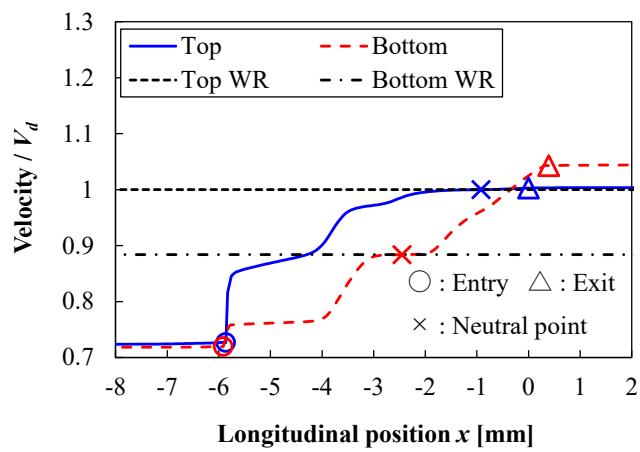
圧延形状比 Γ と WR 異周速率との関係について, さらに考察する。圧延形状比 $\Gamma = 1.6$ および圧延形状比 $\Gamma = 2.5$ の条件では, 駆動側の WR が高速となっている。非駆動 WR 側の境界面では, 圧延トルクを零とするために逆方向の摩擦応力が中立点を挟んでほぼ等しくなるように発生する一方, 駆動 WR 側の境界面では圧延に必要なトルクを全て供給する必要があり, 後進域が先進域に比べ拡大する。一方, 圧延形状比 $\Gamma = 0.8$ の条件では, Fig. 4.8 (a) および Fig. 4.9 (a) より, WR 駆動条件によらず, 上 WR が高速となっている。これは今回初めて得られた知見であり, 実験結果である Fig. 4.4 でも確認されている。上 WR 駆動条件である Fig. 4.8 (a) については他の形状比条件と同様と考えることもできるが, 下 WR 駆動条件である Fig. 4.9 (a) については説明ができず, 非駆動である上 WR が高速となっている。ここで, 上下 WR 同周速駆動条件において入射角 $\theta = -8^\circ$ を与えた圧延試験を行った第3章によれば, 圧延形状比 $\Gamma = 0.8$ が 1.0 未満の条件で, 上 WR の圧延トルクが負になることが確認されている。この結果に基づくと, 今回は上 WR を非駆動にしているため, 上 WR の圧延トルクは零となる必要があり, 上下 WR 同周速駆動条件よりも上 WR が加速し, 圧延トルクを増加させなければならない。このため, 駆動している下 WR よりも上 WR が高速となったと考えられる。



(a) $\Gamma = 0.8$



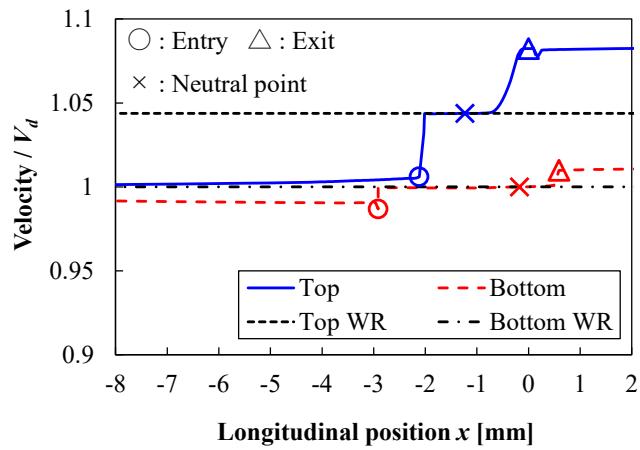
(b) $\Gamma = 1.6$



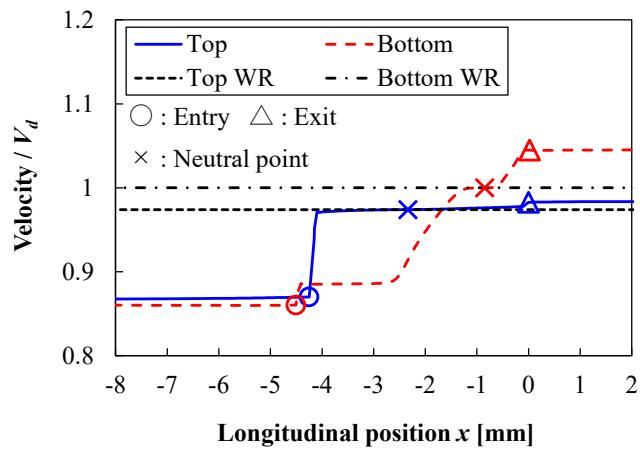
(c) $\Gamma = 2.5$

Fig. 4.8. Evolution of material velocity along streamlines at both surfaces.

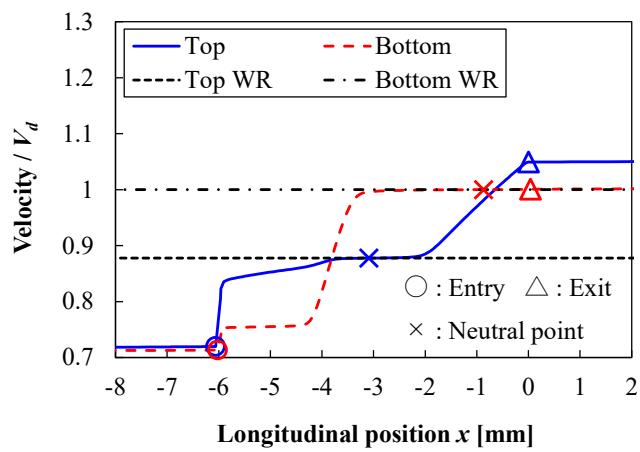
($\theta = -8^\circ$, Top : driven / Bottom : idle)



(a) $\Gamma = 0.8$



(b) $\Gamma = 1.6$



(c) $\Gamma = 2.5$

Fig. 4.9. Evolution of material velocity along streamlines at both surfaces.

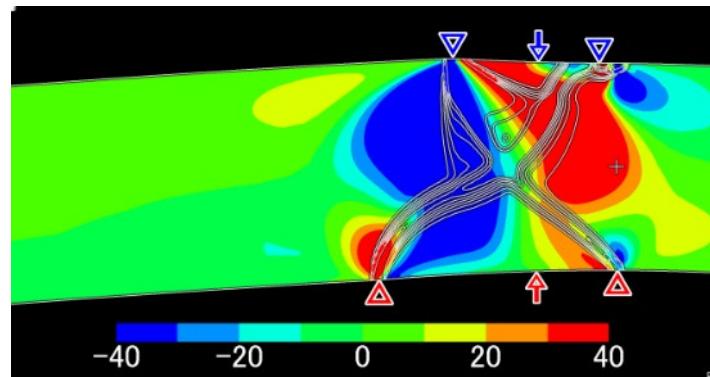
$(\theta = -8^\circ, \text{Top : idle / Bottom : driven})$

これより, Figs. 4.6~4.9 に基づき, せん断帯と反り現象との関係について考察する。圧延形状比 $\Gamma = 0.8$ の条件では, せん断帯の形態は駆動条件によらず, ほぼ同じである。RB 入口におけるせん断帯の集中度は上面側が高いが, 本条件では下側の RB 入口を起点とするせん断帯が上側の RB 出口方向に伝播し, 被圧延材の上面は中立点から RB 出口にかけて速度が増加し, RB 出口において被圧延材は下方向に反る。

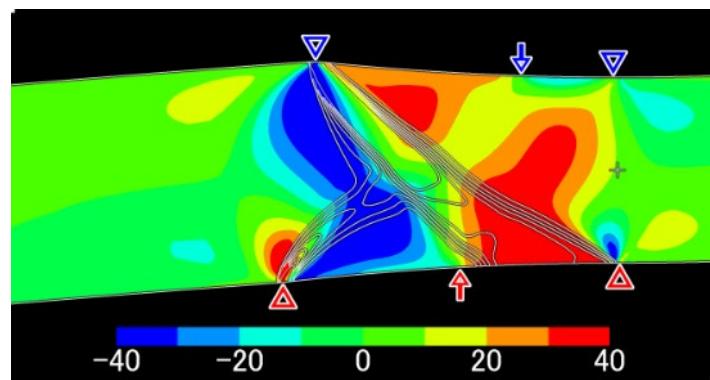
圧延形状比 $\Gamma = 1.6$ の条件も, せん断帯の形態は駆動条件によらず, 同じ傾向を示している。接触弧長の増大により, 上面側の RB 入口を起点とするせん断帯が下側の RB 出口方向に伝播し下面側に到達するため, 被圧延材の下面側の速度が増加し, 反り方向は上側に反転する。

圧延形状比 $\Gamma = 2.5$ の条件では, せん断帯の形態は駆動条件により異なる。上 WR 駆動条件では, 下側の RB 入口を起点とするせん断帯が上面に到達した後に下面側に反転し, 上面側の RB 入口を起点とするせん断帯と合流し下面側の RB 出口に達する。なお, 下面側中央部に到達し, 上面側の RB 出口に反転する, 上面側の RB 入口を起点とするせん断帯も観察されるが, RB 出口には到達していない。この結果, 下面側が高速となり, 被圧延材は上方向に反る。一方, 下 WR 駆動条件では, 上面側の RB 入口を起点とするせん断帯が下面側中央部に到達し, 反転した後に上面側 RB 出口に達しており, 被圧延材の上面側の速度が増加し, 被圧延材は下方向に反る。上面側の RB 入口を起点とするせん断帯について, 上 WR 駆動条件ではせん断帯の伝播が不明瞭となるのに対し, 下 WR 駆動条件では明瞭に観察される理由として, Hill は, ダイスの押し込みにおいて, 板厚と, 工具と被加工板との接触長さとの比により, すべり線が板厚を直線的に貫通する条件もあれば, すべり線が湾曲しながら伝達する条件も存在することを, すべり線場法を用いて説明しており⁸⁶⁾, この知見に基づくと, この圧延条件においては, 板厚と投影接触弧長との比が駆動条件において異なり, 上 WR 駆動条件では上面側の RB 入口を起点とするせん断帯が 45° 方向に直線的に伝達し難く, 下 WR 駆動条件では 45° 方向に直線的に伝達しやすい条件であったと考えられる。

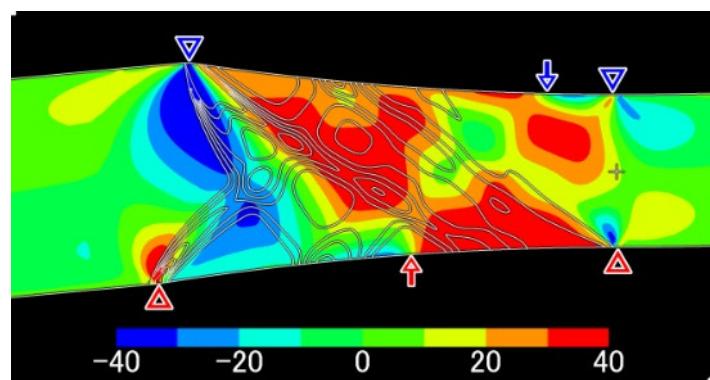
次に, せん断帯の形態と圧延条件との関係について考察する。せん断帯は, 被圧延材に負荷される偏差応力によって生じるが, xy 座標系における 2 次元問題の場合, その成分は垂直応力の差とせん断応力 τ_{xy} である。これらのうち, せん断応力 τ_{xy} は圧延機の駆動条件や被圧延材の表面に作用する摩擦応力と直接関連付けられるため, 特に重要である。Fig. 4.10 には入射角 $\theta = -8^\circ$ かつ上 WR 駆動条件の, Fig. 4.11 には入射角 $\theta = -8^\circ$ かつ下 WR 駆動条件の計算結果から得られた, Figs. 6~9 と同じ圧延形状比 Γ 条件における, xy 座標系でのせん断応力 τ_{xy} の分布を相当塑性ひずみ速度分布の等高線と重ねて示す。



(a) $\Gamma = 0.8$



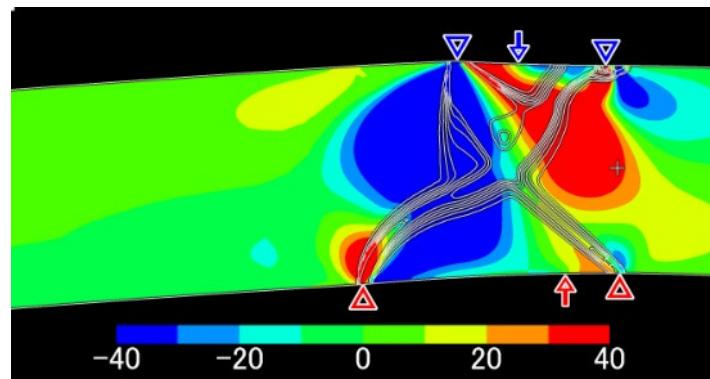
(b) $\Gamma = 1.6$



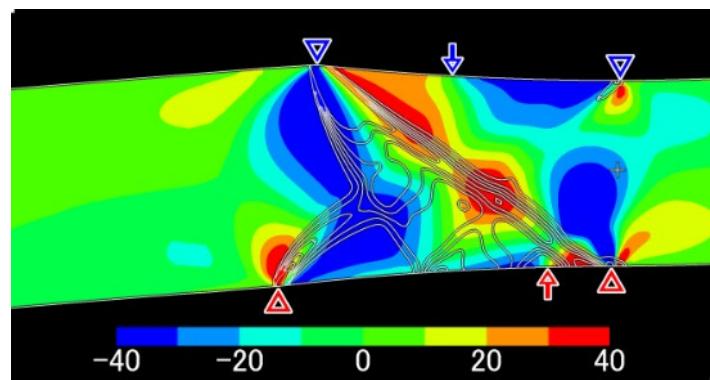
(c) $\Gamma = 2.5$

Fig. 4.10. Distributions of shear stress τ_{xy} around the roll-bite.

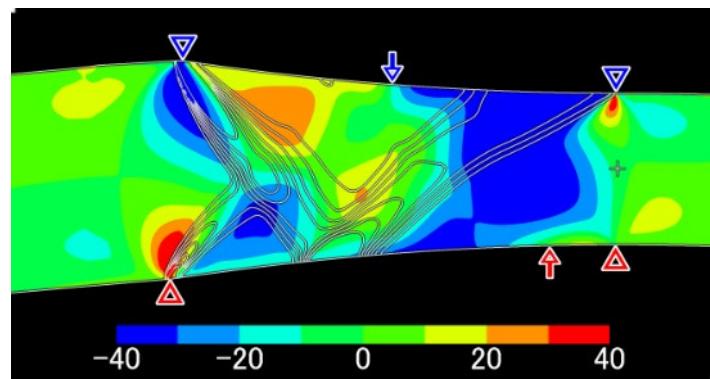
($\theta = -8^\circ$, Top : driven / Bottom : idle)



(a) $\Gamma = 0.8$



(b) $\Gamma = 1.6$



(c) $\Gamma = 2.5$

Fig. 4.11. Distributions of shear stress τ_{xy} around the roll-bite.

($\theta = -8^\circ$, Top : idle / Bottom : driven)

圧延形状比 $\Gamma = 0.8$ の条件では、駆動条件によらず、下面 RB 入側の予変形域および上面 RB 入口から出側板厚中央に向かう正のせん断応力場と、下側の RB 入口点と上側の RB 入口点の間に、板厚をほぼ貫通する負のせん断応力場が作用している。上面 RB 入口から出側板厚中央に向かう正のせん断応力場は、上面側の後進域に基づき発生しており、一方、板厚を貫通する負のせん断応力場は、入射角により RB 入口点が上下で異なるために、先に接触する下 WR からの反力によるせん断力が被圧延材に作用したものと考える。圧延形状比 $\Gamma = 0.8$ の条件では、駆動条件の差により、上面側の中立点位置、すなわち上面側の後進域の長さは異なるが、その影響よりも入射角によるせん断力がせん断帶の形態に与える影響が大きく、駆動条件によらず、入射角により反り方向が決定されたものと考える。

圧延形状比 $\Gamma = 1.6$ の条件でも、圧延形状比 $\Gamma = 0.8$ の条件で観察された下側の RB 入口点と上側の RB 入口点の間に存在する負のせん断応力場は、駆動条件によらず観察される。一方で、駆動条件により、後進域および先進域におけるせん断応力場の形態に差異が見られる。上 WR 駆動条件では、駆動側である上面側は、圧延トルクを供給するために正のせん断応力場である後進域が拡大する一方、非駆動である下側の圧延トルクは零となるため、下側の中立点は RB 内のほぼ中央に位置し、正のせん断応力場である先進域が拡大する。その結果、上面 RB 入口から上面の後進域を経て下面の先進域へ向かうせん断帶が形成される。反対に下 WR 駆動条件では、駆動側である下面側は負のせん断応力場である後進域が拡大し、上面 RB 入側の予変形域から下面の後進域へと伝播するせん断帶が形成され、下面の後進域において被圧延材は增速する。さらに、上面 RB 入口から上面の後進域を経て下面の先進域へ向かう、正のせん断応力場を伝播するせん断帶も形成されており、下面の先進域においてさらに被圧延材は增速する。結果的に、せん断帶の形態は圧延形状比 $\Gamma = 1.6$ の条件では駆動条件の影響を受けるものの入射角の影響がより強く、反りの方向は入射角により決定する。

圧延形状比 $\Gamma = 2.5$ の条件では、せん断応力分布の形態は駆動条件により大きく異なる。低圧延形状比条件で観察された下側の RB 入口点と上側の RB 入口点の間存在する負のせん断応力場の影響はもはや小さく、駆動 WR 側の被圧延材の後進域がさらに拡大し、かつ非駆動側の被圧延材の中立点は RB 内のほぼ中央に位置するために、非駆動側の被圧延材の先進域が拡大する。このため、非駆動側の被圧延材の先進域に RB 出側近傍で到達するせん断帶が被圧延材を增速させ、駆動 WR 側方向へと反りが発生する。

以上の RB 内の塑性変形挙動に関する考察により、WR 駆動条件や入射角 θ を含めた圧延条件によって RB 入口および RB 内のせん断応力場が決まり、このせん断応力場に従つて圧延変形の実体であるせん断帶が発生し、せん断帶の集中度と形態によって反り挙動が決まることが示された。入射角 θ は、特に圧延形状比 Γ が低い領域において、RB 入口点

位置の上下差をもたらすために、せん断応力場およびせん断帯の形態の決定への影響度が高い。一方、WR 駆動条件は、特に圧延形状比 Γ が高い領域において、接触弧長の増加による先進域の拡大のために、せん断応力場およびせん断帯の形態の決定への影響度が高くなる。

4. 5 第4章の総括

複数の外乱が作用する条件下での板圧延における反り挙動について、広範な条件で圧延実験および剛塑性有限要素解析を行い、以下の結果を得た。

圧延機入側で被圧延材に入射角を付与した条件下で一方の WR を非駆動とする片側駆動圧延実験および数値解析を行い、圧延形状比 Γ が 1.6 以下の条件では、駆動条件によらず入射角 θ によって被圧延材の反り方向は決定するが、圧延形状比 Γ が 1.9 以上の条件では、入射角 θ によらず駆動条件によって反り方向が決定することを明らかとした。板圧延においては、WR 駆動条件や入射角 θ を含めた複合的な外乱を含む圧延条件によって RB 入口および RB 内のせん断応力場が決まり、このせん断応力場に従ってせん断帯が発生し、せん断帯の集中度と形態によって反り挙動が決定する。入射角 θ は、特に圧延形状比 Γ が低い領域において、RB 入口点位置の上下をもたらすために、せん断応力場およびせん断帯の形態の決定への影響度が高い。一方、WR 駆動条件は、特に圧延形状比 Γ が高い領域において、接触弧長の増加による先進域の拡大のために、せん断応力場およびせん断帯の形態の決定への影響度が高くなる。

第5章 被圧延材の加工硬化指数が反り挙動に及ぼす影響

5. 1 被圧延素材による反り挙動への影響

第2章～第4章で展開したこれまでの議論では設備側の変化因子に着目してきたが、材料側の変化因子についても考察を行う必要がある。実圧延状態では、設備側のみならず材料側も理想状態とは異なる条件下にあるため、材料側の反りへ対する寄与度についても検討が必要である。

材料側の変化因子を検討するにあたり、過去の報告事例においては、被圧延材として用いられた素材は必ずしも統一されていない。被圧延材に用いられた素材毎に先行研究を分類した表をTable 5.1に示す。熱間および冷間における鋼を用いた事例が最も多いが、鉛やアルミニウム、銅を用いた事例も報告されている。また、油粘度の一種であるプラスティシンを用いた報告もある。特に、鉛やプラスティシンについては、熱間の鋼の変形特性を模擬する目的で使用されることが多いようである。しかし、被圧延材の素材が異なることによる反り挙動への影響については、定量的に言及された報告事例は見られない。

Table 5.1 List of previous studies classified by rolled material

Rolled material	Steel		Lead	Aluminum	Copper	Plasticine
	Hot	Cold				
Previous studies	Kennedy ²³⁾ Utsunomiya ³¹⁾ 大江 ⁶⁰⁾ Nilson ⁶⁴⁾ Yoshii ⁷²⁾ Knight ⁷³⁾	Tanaka ²⁴⁾ Baba ⁵⁵⁾ 木島 ⁶⁸⁾	Jonhson ^{26,27)} 中島 ³⁰⁾ Dewhurst ⁴²⁾	Su ^{70,71)} Li ⁸²⁾	上野 ⁸³⁾	Boxtion ²⁹⁾ 中島 ³⁰⁾

第2章～第4章において示したせん断帯に基づく反り発生機構を想定すると、被圧延材の素材が異なる場合には、加工硬化の度合がせん断帯の形成に影響を与えると考えられる。加工硬化指数 n 値とせん断帯との関係について、後藤ら^{87,88)}は金属薄板のプレス成形を対象とした弾塑性有限要素解析を行い、同じ加工条件において、 n 値が小さい条件では被加工材にせん断帯が明瞭に形成されるが、 n 値が大きい条件では明瞭に観察されなくなること、また n 値が小さい条件ではせん断帯は板厚を貫通するが、 n 値が大きい条件では板厚

内に留まることを述べている。Li ら⁸⁹⁾は冷間リング圧延を対象とした弾塑性有限要素解析を行い, n 値が小さい条件ほど塑性ひずみ分布が不均一に, n 値が大きい条件ほど均一に分布することを述べた。Hwang^{90,91)}は線材の 2 ロール圧延を対象とした圧延実験および有限要素解析を行い, 圧延断面において塑性ひずみ量は不均一であり, n 値が小さい条件ほど, 塑性ひずみ量が高い領域はより狭く集中することを報告している。板圧延においても, せん断帶の形成に対し, n 値の大小が影響する可能性が高い。鉄鋼材料においては, 被圧延材の温度変化や相変態により n 値が変化することが知られている^{92,93)}。したがって本報では, n 値の異なる素材として, アルミニウム板および鉛板を用いた片側駆動圧延および剛塑性有限要素解析を行い, 板圧延における反り挙動に及ぼす被圧延材の n 値の影響を明らかとする。

5. 2 圧延実験

5. 2. 1 実験方法

板圧延における反り挙動に及ぼす被圧延材の加工硬化挙動（以下では応力－ひずみ曲線を式（5-1）に示す swift 則で近似した n 値を加工硬化の指標として用いる）の影響を調査するため, 片側駆動圧延実験を実施した。

$$\sigma = a(\varepsilon + \varepsilon_0)^n \quad (5-1)$$

ここで, σ は降伏応力, ε , ε_0 はひずみおよび初期ひずみ, a は定数である。式（5-1）のうち, 定数 a は, 降伏応力の絶対値や初期降伏応力に影響するが, 被圧延材表面における摩擦応力の上下面での挙動の差への影響や, それを通じたせん断帶分布形態への影響は小さいと判断し, 今回は加工硬化指数 n 値に着目する。片側駆動圧延については第 2 章でアルミニウム板（A1050-H24）を用いており, この結果に対し, 異なる素材を用いた圧延実験を新たに実施し, 結果を比較することで, n 値の影響を評価する。本章では, 先行研究^{30,42)}にて報告事例のある純鉛板を採用した。無潤滑条件で圧下率が 5%から 40%までの 7 条件を設定した。Table 5.2 に圧延実験条件を示す。比較のため, 第 2 章で実施したアルミニウム板の圧延実験条件も合わせて示す。今回鉛の圧延に用いた圧延機は第 2 章～第 4 章で用いた圧延機とは異なるため, ワークロール（WR）径が異なる。そのため, 同じ圧下率条件における圧延形状比 Γ を近づけるため, 鉛板の板厚も既報のアルミニウム板より厚いものを用いた。

Fig. 5.1 に圧延実験の概略図を示す。片側駆動圧延を実行するために, ツインドライブ圧延機の上 WR について駆動装置とのジョイントを外し, 上 WR を非駆動とした。被圧延材は圧延機入側においてガイドで上下方向を拘束している。圧延は被圧延材先端の噛み込み

は圧延機入側においてガイドで上下方向を拘束している。圧延は被圧延材先端の噛み込みからおよそ 6.0 s 経過した後にミルモータの駆動を停止し、噛み止めた。

圧延後の被圧延材の曲率半径 ρ は、比較の対象である第 2 章では被圧延部全体を円弧近似したが、本章では第 3 章および第 4 章と同様に、インパクトドロップ現象が影響していると考えられる被圧延材先端から 5 mm 部分を除き、また自重の影響を排除するため、以降の被圧延長さ 20 mm 部分を対象とし、円弧近似して求めた。この曲率半径の逆数が反り曲率である。このため、第 2 章で得られたアルミニウム板の反り曲率についても、本章での評価に値し改めて算出している。

Table 5.2 Experimental conditions for the model rolling experiment.

Rolled material	Aluminum (A1050-H24)	Lead (Pure lead)
Material dimensions [mm]	$3.0^t \times 50^w \times 1250^L$	$5.0^t \times 50^w \times 400^L$
Roll diameters [mm]	Work roll: 80 Backup roll: 160	Work roll: 150
Drive mode	Top idle / Bottom driven	
Reduction in thickness [%]	2, 5, 7, 10, 15, 20, 30, 40	5, 7, 10, 15, 20, 30, 40
Rotation speed of WR [rpm]	4.0	2.12
Lubrication	Dry	

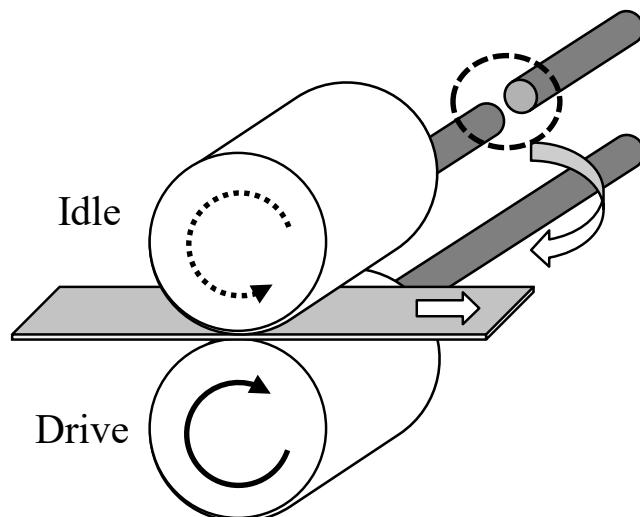


Fig. 5.1. Schematic view of the single driven rolling experiment.

5. 2. 2 実験結果

Fig. 5.2 に, 被圧延材にアルミニウム板および鉛板を用いた条件での, 片側駆動圧延における圧延形状比 Γ と反り曲率との関係を示す。ここで, 圧延形状比 Γ は実測した入出側板厚, 板幅, 圧延荷重から式 (5.1) を用いて算出した。式 (5.2) は投影接触弧長 l_d , 式 (5.3) は平均板厚 h_m , 式 (5.4) はへん平 WR 半径 R' を算出している。 R は WR 半径, H, h はそれぞれ入側板厚, 出側板厚, Δh は入側板厚 H と出側板厚 h との差, P は単位幅あたりの圧延荷重, E, ν はそれぞれ WR のヤング率およびポアソン比である。へん平 WR 半径 R' の算出は本研究では Hitchcock のへん平ロール式²⁶⁾ を用いた。WR のヤング率は 206 GPa, ポアソン比は 0.3 とした。

$$\Gamma = l_d/h_m \quad (5.2)$$

$$l_d = \sqrt{R'(H - h)} \quad (5.3)$$

$$h_m = (H + 2h)/3 \quad (5.4)$$

$$R' = (1 + C_0 P / \Delta h) R, \quad C_0 = 16(1 - \nu^2) / (\pi E) \quad (5.5)$$

反りの方向について, 被圧延材の素材によらず, 圧延形状比 Γ が 1.2 未満では板は非駆動 WR である上側に反り, 圧延形状比 Γ が 1.2 より大きい条件では反り方向が反転し, 板は駆動 WR である下側に反ることが確認できる。

一方で, 反り曲率の大きさに着目すると, 圧延形状比 Γ が 1.2 未満では, アルミニウム板の方が鉛板に比べ反り曲率が高い。また, 圧延形状比 Γ が 1.2 を超えて反り方向が上側から下側へ反転する条件においても, アルミニウム板の方が急峻に変化することが観察される。圧延形状比 Γ が 1.9 以上の条件では, どちらの素材もほぼ WR の曲率に飽和した反り曲率となっており, 大きな差は見られない。

これまで, 本研究では同じ寸法かつ同じ素材のアルミニウム板, および同じ WR 径の圧延機を用いて検討を行ってきており, 圧延形状比の変更はすなわち圧下率の変更をもってのみ実施してきた。今回, 異なる寸法かつ素材も鉛板の被圧延材を用い, WR 径も異なる条件で圧延実験を実施したが, Fig. 5.2 に示す通り, 異なる圧延条件であっても圧延形状比を用いることで反り挙動を整理可能であることが改めて確認された。

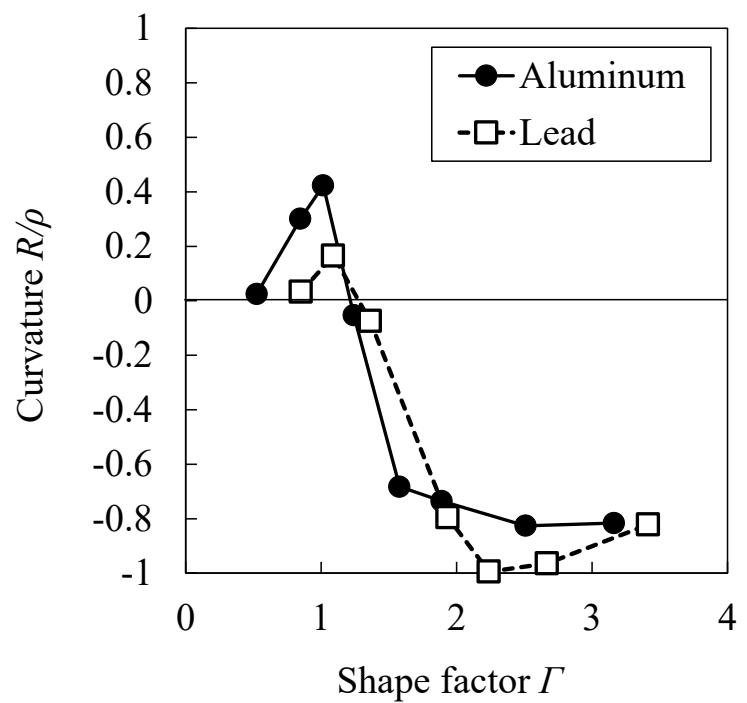


Fig. 5.2. Strip curvature change with the shape factor. (Top : driven / Bottom : idle)

5. 3 剛塑性有限要素法による非対称圧延解析

5. 3. 1 解析条件

剛塑性 FEM コード⁸¹⁾を用い、Table 5.3 に示す前節の実験条件を基にした解析条件において、純鉛を被圧延材とした二次元平面ひずみ定常圧延解析を行った。比較のため、第2章で実施したアルミニウム板の圧延解析条件も合わせて示す。純鉛の降伏応力式は、アルミニウム板と同様に引張試験で測定した応力-ひずみ曲線からべき乗近似した。Table 5.3 に示した降伏応力の近似式より、加工硬化指数 n 値はアルミニウムが 0.063 に対し鉛が 0.157 であり、鉛の方が 2.5 倍程度大きい。被圧延材と WR 間のクーロン摩擦係数はこれまでアルミニウム板条件で用いてきた 0.2 と、別途両 WR 駆動条件で純鉛板の圧延実験を実施し、得られた圧延荷重と先進率から Orowan の均一変形理論³⁶⁾を用いて同定した 0.28 という、2 つの条件を選定した。

Table 5.3 Analysis conditions.

Rolled material	Aluminum	Lead
Material thickness [mm]	3.0	5.0
Roll diameter [mm]	Work roll: 80	Work roll: 150
Drive mode	Top idle / Bottom driven	
Reduction in thickness [%] (Shape factor [-])	2, 5, 7, 10, 15, 20, 30, 40 (0.5, 0.8, 1.0, 1.2, 1.6, 1.9, 2.5, 3.1)	2, 5, 7, 10, 15, 20, 30, 40 (0.6, 0.9, 1.1, 1.3, 1.7, 2.0, 2.7, 3.3)
Rotation speed of WR [rpm]	4.0	2.12
Yield stress [MPa] ($\bar{\varepsilon}$:Equivalent strain)	$158.9 \bar{\varepsilon}^{0.063}$	$39.0 \bar{\varepsilon}^{0.157}$
Friction coefficient	0.2	0.2, 0.28

5. 3. 2 実験結果と解析結果との比較

前節の実験で得られた規格化反り曲率と、剛塑性有限要素解析結果との比較を Fig. 5.3 に示す。実験で確認された圧延形状比 Γ が 1.2 未満では板は非駆動 WR である上側に反る現象や、圧延形状比 Γ が 1.2 より大きい条件では反り方向が反転し、駆動 WR である下側に反る現象が解析結果でも再現されている。反り曲率の値も概ね良い一致を示している。

本解析結果において、摩擦係数 0.2 の条件と 0.28 の条件とでは反り曲率に大きな差は見られない。以降の考察では、加工硬化指数 n 値の影響に着目するため、鉛板圧延条件における摩擦係数はアルミニウム板圧延の条件と同じ 0.2 を採用する。

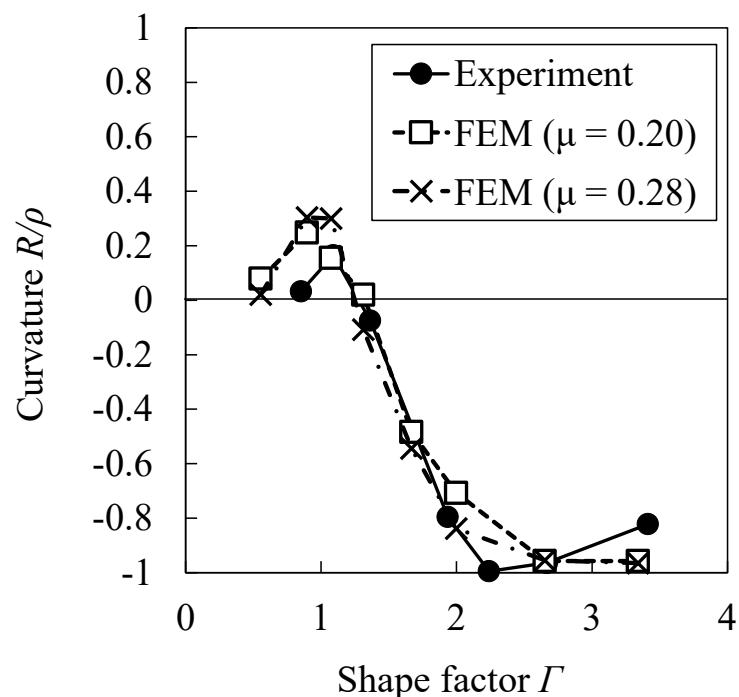


Fig. 5.3. Comparison of curvature between experiments and calculations.

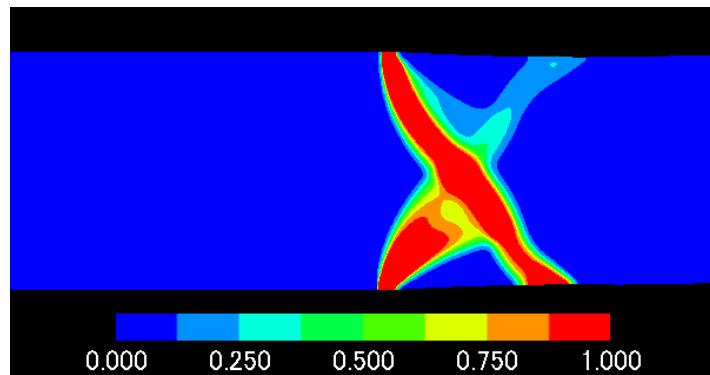
(Rolled material is lead, Top : driven / Bottom : idle)

5. 4 被圧延材の加工硬化指数がせん断帯に及ぼす影響

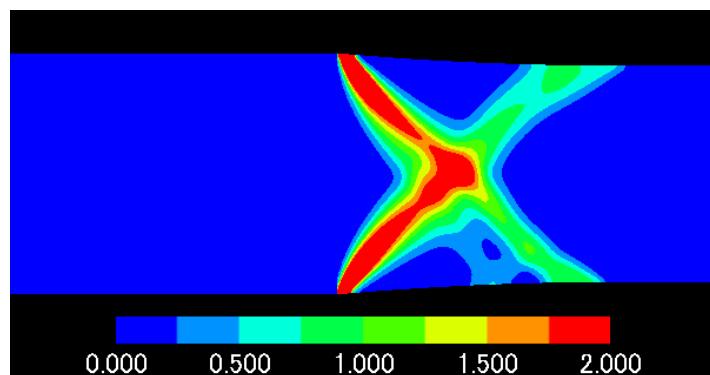
Table 5.3 の解析条件において, Fig. 5.4 にはアルミニウム板圧延条件の, Fig. 5.5 には鉛板圧延条件の計算結果から得られた相当塑性ひずみ速度分布を, 代表的な 3 つの圧延形状比 ($\Gamma = 0.8, 1.2, 2.5$) について示す。ここで, 鉛板については前節の圧延条件において圧延形状比 Γ が 0.8, 1.2, 2.5 となる条件がなかったため, 改めて解析を実施している。相当塑性ひずみ速度の実体はほぼ主せん断ひずみ速度であり, すなわち相当塑性ひずみ速度の集中帶はせん断帯であることは第 2 章～第 4 章で確認しており, 主せん断応力の作用方向を表すベクトル線図の表記は省略する。また Fig. 5.6 にはアルミニウム板圧延条件の, Fig. 5.7 には鉛板圧延条件の計算結果から得られた, Fig. 5.4, Fig. 5.5 と同じ圧延形状比 Γ 条件におけるロールバイト (RB) 内の上下面での被圧延材の流線方向速度 v_{sl} 分布を, 上下 WR の周速度と共に示す。

Fig. 5.4 と Fig. 5.5 との対比により, いずれの圧延形状比 Γ 条件においてもせん断帯の形態は相似であるものの, 鉛板の方がアルミニウム板に比べせん断帯における相当塑性ひずみ速度が小さく, かつその領域が広がることが観察される。これは加工硬化指数 n 値の差によるものであり, n 値の大きい鉛板の方がせん断帯の集中度が低くなったものと考えられる。被圧延材の n 値が大きくなると, 加工硬化によって均一変形に近づく。この結果は薄板プレス成形^{87,88)} やリング圧延⁸⁹⁾, 線材圧延^{90,91)} における先行研究とも一致する。

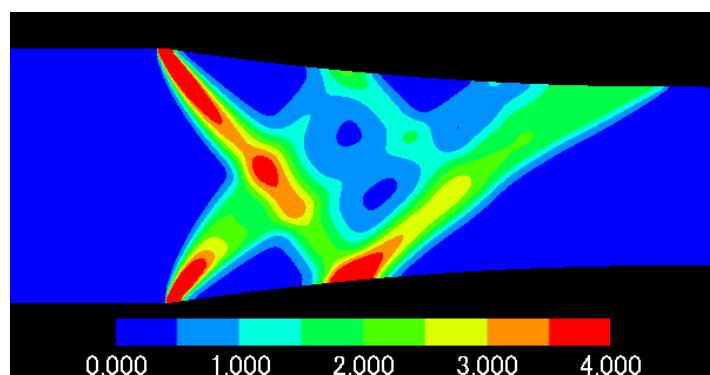
さらに, Fig. 5.4 と Fig. 5.6, および Fig. 5.5 と Fig. 5.7 とを対比すると, せん断帯の集中度の低い鉛板の方が, せん断帯が到達した板表面における速度の増加量が小さいことが確認できる。比較のため, Fig. 5.8 にアルミニウム板と鉛板の流線方向速度 v_{sl} 分布を重ねた図を示す。Fig. 5.8 では同じ圧延形状比条件における比較の観点から, 横軸を圧延方向座標を平均板厚で除した無次元値で示している。圧延形状比 $\Gamma = 0.8$ の条件では, 下面側の RB 入口および下面側の先進域における速度増加が観察されるが, せん断帯の集中度がより低い鉛板の方が増速量が小さく, 結果として被圧延材の上下面速度差がアルミニウム板よりも小さくなり, 反り曲率が小さくなる。圧延形状比 $\Gamma = 1.2$ の条件も同様であり, 鉛板の方が下面側の先進域における速度増加が小さく, 反り曲率も小さくなる。圧延形状比 $\Gamma = 2.5$ の条件では, 上面側の先進域における速度増加が顕著となり, 反り方向が下向きに反転する。中立点から上面側の先進域における速度増加量は鉛板の方が小さいが, RB 出口における速度の上下差はアルミニウム板と同等であり, 反り曲率はどちらの素材の条件でもほぼ同等となる。



(a) $\Gamma = 0.8$ ($r = 5\%$)



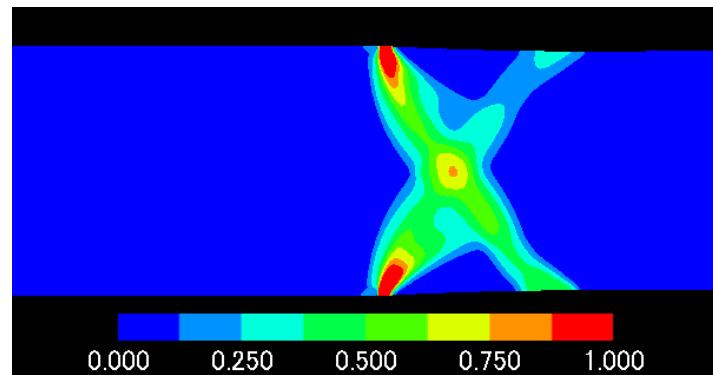
(b) $\Gamma = 1.2$ ($r = 10\%$)



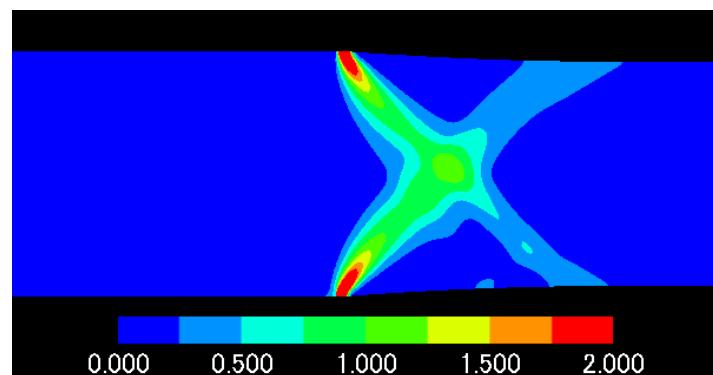
(c) $\Gamma = 2.5$ ($r = 30\%$)

Fig. 5.4. Distributions of equivalent strain rate around the roll-bite.

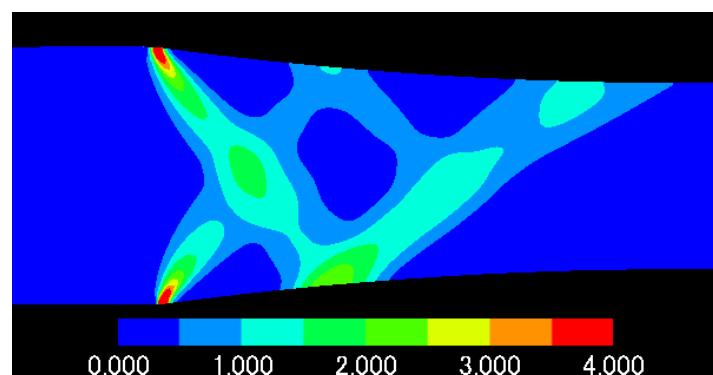
(Rolled material is aluminum, Top : idle / Bottom : driven)



(a) $\Gamma = 0.8$ ($r = 4.5\%$)



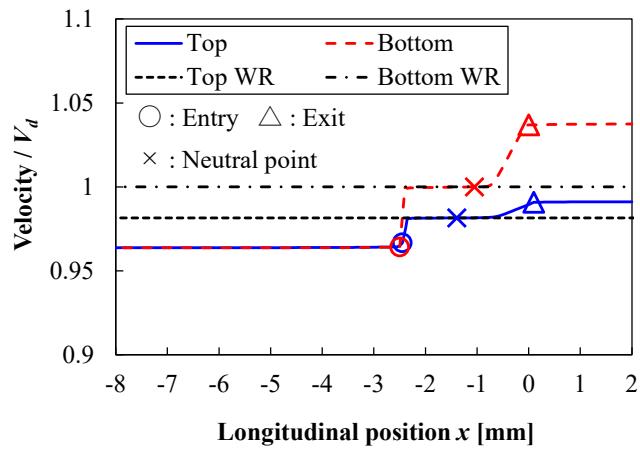
(b) $\Gamma = 1.2$ ($r = 9\%$)



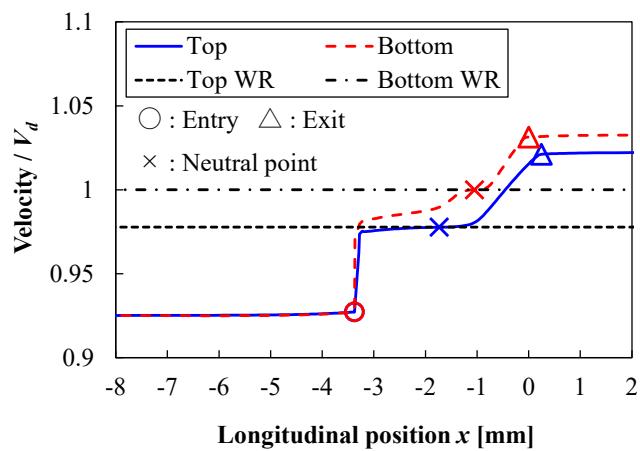
(c) $\Gamma = 2.5$ ($r = 28\%$)

Fig. 5.5. Distributions of equivalent strain rate around the roll-bite.

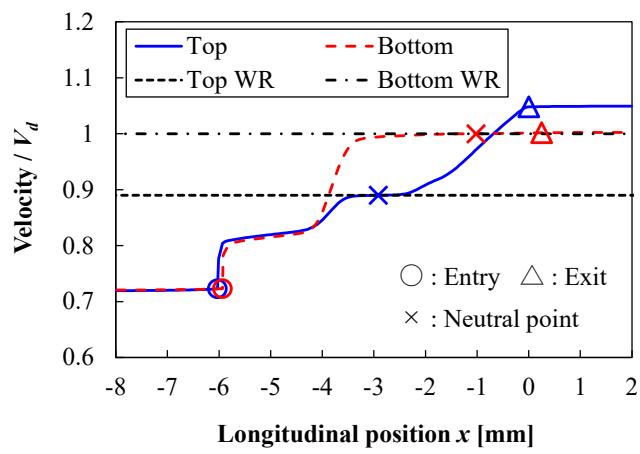
(Rolled material is lead, Top : idle / Bottom : driven)



(a) $\Gamma = 0.8$ ($r = 5\%$)



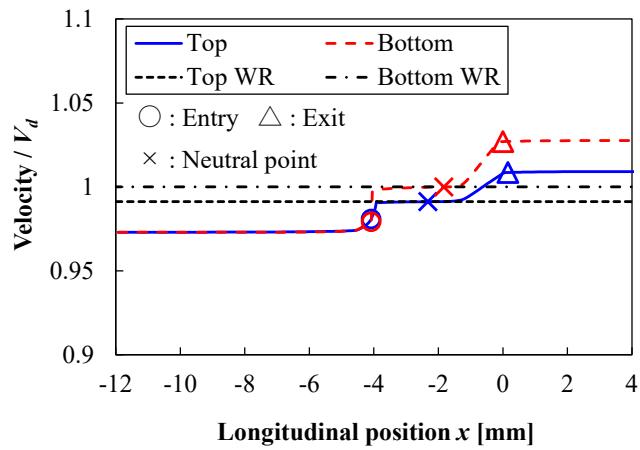
(b) $\Gamma = 1.2$ ($r = 10\%$)



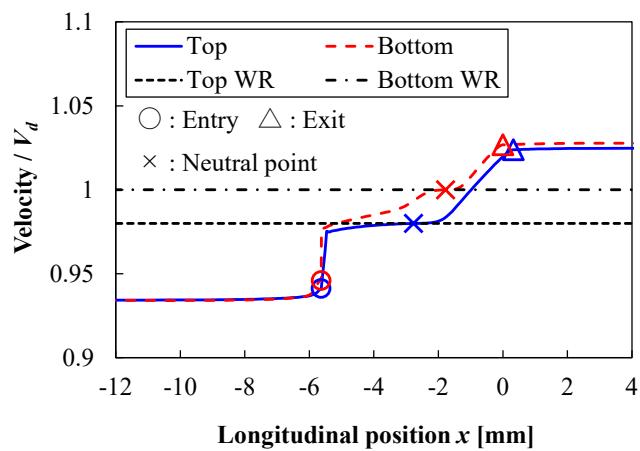
(c) $\Gamma = 2.5$ ($r = 30\%$)

Fig. 5.6. Evolution of material velocity along streamlines at both surfaces.

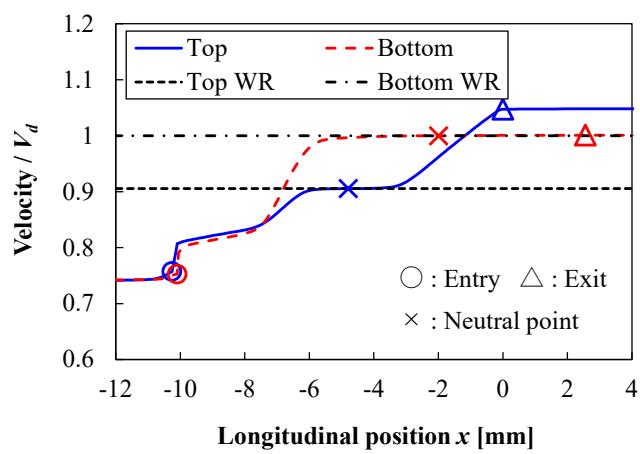
(Rolled material is aluminum, Top : idle / Bottom : driven)



(a) $\Gamma = 0.8$ ($r = 4.5\%$)



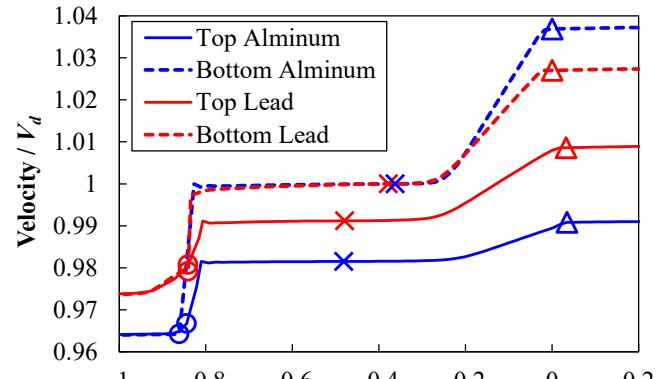
(b) $\Gamma = 1.2$ ($r = 9\%$)



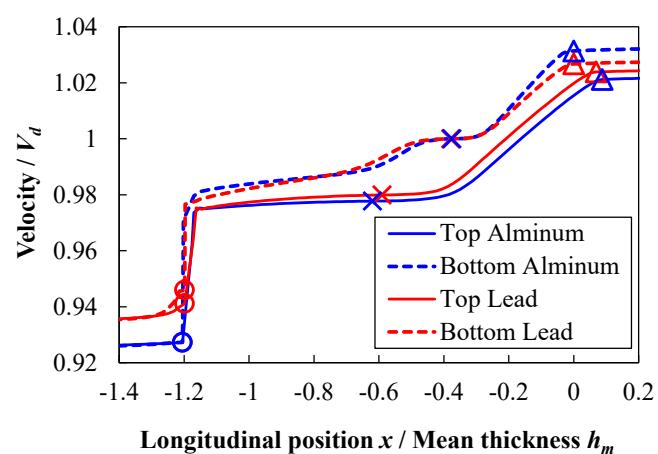
(c) $\Gamma = 2.5$ ($r = 28\%$)

Fig. 5.7. Evolution of material velocity along streamlines at both surfaces.

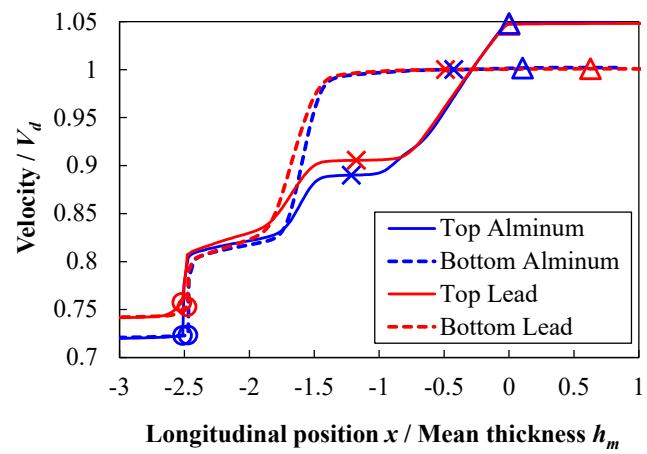
(Rolled material is lead, Top : idle / Bottom : driven)



(a) $\Gamma = 0.8$



(b) $\Gamma = 1.2$



(c) $\Gamma = 2.5$

Fig. 5.8. Comparison of material velocity at both surfaces.

以上の考察により、被圧延材の加工硬化指数 n 値はせん断帯の集中度に影響を与え、その結果として反り挙動に影響を与えることが、せん断帯に基づく考察によって明らかとなった。すなわち、 n 値が大きくなるほど、せん断帯の集中度が低下し、反り曲率が小さくなる。一方で、圧延形状比と反りの方向との関係については、今回の条件においては、 n 値による変化は見られなかった。加工硬化指数 n 値は、例えば炭素鋼やステンレス鋼では被圧延材温度により変化するため^{92,93)}、熱間圧延においては、圧延温度における n 値を理解し、反り挙動を検討することが求められる。

5. 5 第5章の総括

板圧延における反り挙動について、被圧延材に作用するせん断帯の形態に着目し、広範な条件で圧延実験および剛塑性有限要素解析を行い、以下の結果を得た。

被圧延材の加工硬化指数 n 値が反り挙動に及ぼす影響を調査するため、 n 値の異なる素材を用いた片側駆動圧延実験および剛塑性有限要素解析を実施した。 n 値はせん断帯の集中度に影響を与える、その結果として反り挙動に影響を与える。具体的には、被圧延材の n 値が大きいほどせん断帯の集中度が低くなり、被圧延材の表面速度増加量が小さくなり、反り曲率が小さくなることを明らかとした。

第 6 章 総括

鋼板の厚板圧延や薄板熱間圧延プロセスにおいて、被圧延材が圧延機出側で上下に湾曲する反り現象は、生産の一時停止や設備への損傷等、操業上の重大なトラブルを与える原因ともなる。それゆえ、反りの発生挙動やその抑制対策については種々の研究が取り組まれているが、その機構は必ずしも解明されていなかった。

本研究では、モデル圧延実験および有限要素解析を用いて広範に圧延反り挙動を調査し、反り特性に関わる主因子とその作用を明らかとすることで、反り発生メカニズムの構築を行うことを目的とした。以下に各章で得られた成果を述べる。

第 1 章では、本研究の背景および鋼板製造プロセスにおける課題の一つである反り現象に関する従来研究を整理し、本研究の目的について述べるとともに、本研究の意義を明らかとした。

第 2 章では、片側駆動圧延における圧延反り挙動について、モデル圧延実験および剛塑性有限要素法による数値解析を行い、片側駆動圧延では圧延形状比の変化に伴い反りの方向が変化すること、具体的には、圧延形状比の低い領域では非駆動ワークロール (WR) 側に反るが、圧延形状比が増加すると非駆動WR側の先進率が増加し、圧延形状比が 1.2 近傍を超えると反り方向は反転し板材は駆動 WR 側へ反ることが明らかとなった。剛塑性 FEM による詳細な力学的分析の結果、圧延変形の実体はロールバイト (RB) 入口および RB 内に発生するせん断帶であり、このせん断帶の強度と形態によって反り挙動が決まることが明らかとなった。

第 3 章では、圧延機入側で被圧延材に上下方向の進入角、すなわち入射角を付与した条件下での圧延における板材の反り挙動について、圧延実験および剛塑性有限要素解析を行い、入射角 θ を付与した条件においても、圧延形状比 Γ の変化に伴い反りの方向が変化することが実験的に明らかとなった。圧延形状比 Γ が 1.0 未満の低い領域では被圧延材の進入方向と反対方向へ反りが発生するが、圧延形状比 Γ が 1.0~1.9 の範囲になると反り方向は反転し、進入方向と同方向に反りが発生すること、さらに圧延形状比 Γ が 2.5 以上になると再度反り方向が反転し、圧延形状比 Γ が 1.0 未満の場合と同様に被圧延材の進入方向と反対方向に反ることが明らかとなった。入射角 θ を付与した条件においても、片側駆動圧延と同様に、RB 入口および RB 内に発生するせん断帶の形態と変形の集中度によって、反り挙動は支配される。ただし、入射角 θ を付与した条件では片側駆動圧延と異なり、特

に圧延形状比 Γ が低い条件では、せん断応力場およびせん断帯の形態は RB 入口点位置の上下差に大きな影響を受けることを明らかにした。

第4章では、複数の外乱が作用する条件下での板圧延における反り挙動について調査するため、圧延機入側で被圧延材に入射角を付与した条件下で一方の WR を非駆動とする片側駆動圧延実験および数値解析を行い、圧延形状比 Γ が 1.6 以下の条件では、駆動条件によらず入射角 θ によって被圧延材の反り方向は決定するが、圧延形状比 Γ が 1.9 以上の条件では、入射角 θ によらず駆動条件によって反り方向が決定することを明らかとした。板圧延においては、WR 駆動条件や入射角 θ を含めた複合的な外乱を含む圧延条件によって RB 入口および RB 内のせん断応力場が決まり、このせん断応力場に従ってせん断帯が発生し、せん断帯の集中度と形態によって反り挙動が決定する。入射角 θ は、特に圧延形状比 Γ が低い領域において、RB 入口点位置の上下をもたらすために、せん断応力場およびせん断帯の形態の決定への影響度が高い。一方、WR 駆動条件は、特に圧延形状比 Γ が高い領域において、接触弧長の増加による先進域の拡大のために、せん断応力場およびせん断帯の形態の決定への影響度が高くなることを明らかとした。

第5章では、被圧延材の加工硬化指数 n 値が反り挙動に及ぼす影響を調査するため、 n 値の異なる素材を用いた片側駆動圧延実験および剛塑性有限要素解析を実施した。 n 値はせん断帯の集中度に影響を与える、その結果として反り挙動に影響を与える。具体的には、被圧延材の n 値が大きいほどせん断帯の集中度が低くなり、被圧延材の表面速度増加量が小さくなり、反り曲率が小さくなることを明らかとした。

本研究では、反りの原因となる上下非対称外乱として、片側駆動圧延および入射角を対象としたが、ここで明らかにした反り現象のメカニズムは、上下ロール径差、上下摩擦係数差など、他の上下非対称外乱により引き起こされる反り挙動についても成立すると考えられる。

本研究における圧延条件は摩擦係数が 0.2 と大きく、かつ圧延形状比が 0.5~3.2 と比較的小さい条件であり、これは鋼板の厚板圧延や薄板熱間圧延の粗圧延の条件と概ね合致する。このような工具と被加工材間の摩擦が大きく、かつ工具と被加工材との接触長さに対し被加工材の厚みが大きい圧縮加工条件は、被加工材に変形の進行しない、いわゆるデッドメタルが発生することが知られている。すなわち、今回検討した圧延条件や鋼板の厚板圧延、薄板熱間圧延の粗圧延の条件においては、変形領域と被変形領域とが明確に区別され、変形がせん断帯に集中するために、上記で述べた反り発生機構が特に成立しやすいも

のと考える。今後は薄板冷間圧延のような摩擦係数が小さく、圧延形状比の大きい領域を対象とした反り発生機構の評価も検討する。

本研究では圧延解析に剛塑性有限要素法を用いた。実験結果と解析結果は良い一致を示しており、本解析結果を用いた反り発生機構の評価は妥当であると考える。一方で、被圧延材の弾性変形影響が無視できない軽圧下条件や、ロールのへん平変形量が顕著になる高強度材や板厚の薄い被圧延材を解析対象とする条件では、解析誤差が悪化することも想定され、今後は被圧延材を弾塑性、ロールを弾性体として扱う数値解析法による検討も期待される。

参考文献

- 1) 阿高松男: 圧延技術と圧延理論の100年—板圧延技術革新を支えた圧延理論一, 鉄と鋼, **100** (2014), 94. <http://dx.doi.org/10.2355/tetsutohagane.100.94>
- 2) 松本紘美, 竹本統, 川並高雄: 熱間圧延における各種形状・クラウン制御技術の比較, 生産研究, **328** (1988), 49.
- 3) 小川茂, 松本紘美, 濱渦修一, 菊間敏夫: 熱間圧延における板クラウン予測式, 塑性と加工, **25** (1984), 1034.
- 4) 福島傑浩, 鷺北芳郎, 佐々木保, 中川繁政, 武衛康彦, 燃田幸彦, 柳本潤: 熱延仕上ミルにおける高精度板プロファイルモデルを用いた高張力鋼・軟鋼の混合圧延技術, 鉄と鋼, **100** (2014), 1499. <https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.100.1499>
- 5) 小川茂, 濱渦修一, 田中晃, 松本紘美: 4段圧延機及び6段圧延機のミルストレッチ計算式, 塑性と加工, **27** (1986), 579.
- 6) 辻勇一, 島津智, 平石勇一, 福島賢也, 加藤勝弘, 平瀬和雄: 熱間圧延における高精度板厚・クラウン制御技術の開発, 鉄と鋼, **74** (1988), 77.
https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.74.3_481
- 7) 浅村峻, 伊藤洋二, 藤田俊樹, 猪井善生, 赤時恵, 小田高士, 田中正二: スケジュールフレー圧延技術を駆使した新世代連鉄-熱延直結プロセス, 鉄と鋼, **74** (1988), 1378.
https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.74.7_1378
- 8) 鷺北芳郎, 伊勢居良仁, 武衛康彦, 斎藤憲幸: 熱間薄板圧延における鋼板蛇行制御技術の開発, 鉄と鋼, **95** (2009), 43. <https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.95.43>
- 9) 本田達朗, 植松千尋, 橋久好, 中川繁政, 武衛康彦, 阪上浩一, 木村和喜, 高橋秀之: 熱延冷却帶内の注水環境下における鋼板温度計測技術(ファウンテン・パイロメーター)の開発, 鉄と鋼, **96** (2010), 592. <https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.96.592>
- 10) 伊勢居良仁, 加藤朋也, 大杉正洋, 太田武: LED ドットパターン投影法による熱延鋼板平坦度計の開発, 鉄と鋼, **96** (2010), 592.
<https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.TETSU-2018-099>
- 11) Y. Sano, T. Hattori and M. Haga: Characteristics of High-Carbon High Speed Steel Rolls for Hot Strip Mill, *ISIJ Int.*, **32** (1992), 1194. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.32.1194>
- 12) M. Hashimoto, S. Otomo, K. Yoshida, K. Kimura, R. Kurahashi, T. Kawakami and T. Kouga: Development of High-Performance Roll by Continuous Pouring Process for Cladding, *ISIJ Int.*, **32** (1992), 1202. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.32.1202>
- 13) 佐野義一: 熱間薄板圧延用ハイスロールの現状と動向, 塑性と加工, **39** (1998), 2.

- 14) 二階堂英幸: 熱間圧延におけるエンドレス圧延技術, 塑性と加工, **40** (1999), 2.
- 15) 北浜正法: わかりやすい圧延 (6) どこまでもつなげる連続圧延, 塑性と加工, **43** (2002), 384.
- 16) 堀井健治, 舟本孝雄, 芳村泰嗣: 摺動圧着接合法の創生とその基本的特性—熱間エンドレス圧延用バー接合への固相接合方式の適用に関する研究 第1報—, 塑性と加工, **50** (2009), 139. <https://doi.org/10.9773/sosei.50.139>
- 17) 堀井健治, 舟本孝雄, 芳村泰嗣: 強変形せん断接合法の創生とその基本的特性—熱間エンドレス圧延用バー接合への固相接合方式の適用に関する研究 第2報—, 塑性と加工, **50** (2009), 144. <https://doi.org/10.9773/sosei.50.144>
- 18) 堀井健治, 舟本孝雄, 芳村泰嗣: 強変形せん断接合法の熱間バー接合への適用性評価—熱間エンドレス圧延用バー接合への固相接合方式の適用に関する研究 第3報—, 塑性と加工, **50** (2009), 354. <https://doi.org/10.9773/sosei.50.354>
- 19) 堀井健治, 舟本孝雄, 芳村泰嗣, 古元秀昭, 李鍾燮: 热間バー接合用強変形せん断接合法の開発—熱間エンドレス圧延用バー接合への固相接合方式の適用に関する研究 第4報—, 塑性と加工, **51** (2010), 28. <https://doi.org/10.9773/sosei.51.28>
- 20) 堀井健治, 舟本孝雄, 芳村泰嗣, 宇杉敏裕, 古元秀昭, 李鍾燮: 強変形せん断接合法の熱間エンドレス圧延への適用—熱間エンドレス圧延用バー接合への固相接合方式の適用に関する研究 第5報—, 塑性と加工, **51** (2010), 33. <https://doi.org/10.9773/sosei.51.33>
- 21) 鈴木弘: 圧延百話 第56話 異速圧延に付隨して生じる材料の反り, 養賢堂, (2000),
- 22) 鈴木弘: 圧延百話 第64話 圧延ロール出口における上下曲がり, 養賢堂, (2000),
- 23) G. Kennedy and F. Slamar: Turn-Up and Turn Down in Hot Rolling, *Iron Steel Eng.*, **35** (1958), 71.
- 24) E. Tanaka, K. Tsunokawa and T. Fukuda: Curling and Bowing of Rolled Strips, *Trans. Jpn. Inst. Met.*, **4** (1963), 124. <https://doi.org/10.2320/matertrans1960.4.124>
- 25) 本村貢, 田中康敏: 異径平ロールによる非対称圧延 (リング圧延の基礎的研究 第1報), 第25回塑性加工連合講演会論文集, (1974), 165.
- 26) W. Johnson and G. Needham: An Experimental Study of Asymmetrical Rolling, *Proc. Inst. Mech. Eng.*, **180** (1965), No.9, 270. https://doi.org/10.1243/PIME_CONF_1965_180_251_02
- 27) W. Johnson and G. Needham: Further Experiments in Asymmetrical Rolling, *Int. J. Mech. Sci.*, **8** (1966), 443. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(66\)90014-2](https://doi.org/10.1016/0020-7403(66)90014-2)
- 28) J. Pospiech: A Note on the Influence of Some Factors Affecting Curvature in the Flat Rolling of Strip, *J. Mech. Work. Technol.*, **15** (1987), 69.
[https://doi.org/10.1016/0378-3804\(87\)90007-6](https://doi.org/10.1016/0378-3804(87)90007-6)

- 29) S. A. E. Buxton and S. C. Browning: Turn-Up and Turn-Down in Hot Rolling: A Study on a Model Mill Using Plasticine, *J. Mech. Eng. Sci.*, **14** (1972), 245.
https://doi.org/10.1243/JMES_JOUR_1972_014_032_02
- 30) 中島浩衛, 山本普康, 河原田実, 上堀雄司, 松本紘美: 異速圧延における変形特性—非対称圧延に関する研究（第5報）一, 第35回塑性加工連合講演会論文集, (1980), 455.
- 31) H. Utsunomiya, R. Aizawa, T. Fujimoto and R. Matsumoto: Curling of Hot Rolled Steel Sheet Caused by Surface Oxide Scar, *CIRP Ann.*, **69** (2020), 265.
<https://doi.org/10.1016/j.cirp.2020.04.032>
- 32) G. Sachs and L. J. Klingler: The Flow of Metals Through Tools of Circular Contour, *J. Appl. Mech.*, **14** (1947), A88. <https://doi.org/10.1115/1.4009656>
- 33) C. Zorowski and A. Shutt: Analysis of the Load and Torque Characteristics of Single-Roll-Drive Mills, International Research in Production Engineering, (1963), 380.
- 34) R. L. Holbrook and C. Zorowski: Effects of Nonsymmetry in Strip Rolling on Single-Roll Drive Mills, *J. Eng. Ind.*, **88** (1966), 401. <https://doi.org/10.1115/1.3672670>
- 35) R. L. Holbrook and C. Zorowski: Effect of Idle Roll Bearing Friction on the Hot-Rolling Performance of Single-Roll Drive Mills, *J. Eng. Ind.*, **89** (1967), 482.
<https://doi.org/10.1115/1.3610090>
- 36) E. Orowan: The Calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Flat Rolling, *Proc. Inst. Mech. Eng.*, **150** (1943), 140. https://doi.org/10.1243/PIME_PROC_1943_150_025_02
- 37) 山本普康, 阿高松男, 中島浩衛: せん断応力を考慮した板材の非対称圧延の解析 I 板材の非対称圧延に関する研究, 塑性と加工, **23** (1982), 672.
- 38) 山本普康, 阿高松男, 中島浩衛, 川並高雄: 板材の非対称圧延に関する研究 II 板材の非対称圧延におけるひずみの数値解析, 塑性と加工, **25** (1984), 51.
- 39) 山本普康, 上堀雄司, 中島浩衛: 板材の非対称圧延に関する研究 III 異周速圧延の圧延特性に及ぼす異速率と摩擦係数の効果, 塑性と加工, **25** (1984), 987.
- 40) 山本普康, 佐柳志郎, 河野彪: 板材の非対称圧延に関する研究 IV 圧延した板のひずみ分布と薄鋼板の深絞り性に関する一考察, 塑性と加工, **26** (1985), 39.
- 41) 森本敬治, 吉田冬樹, 竹土伊知郎, 柳本潤: オロワン理論に基づく数値計算を用いた非対称圧延解析, 鉄と鋼, **92** (2006), 601. https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.92.10_601
- 42) P. Dewhurst, I. F. Collins and W. Johnson: A Theoretical and Experimental Investigation into Asymmetrical Hot Rolling, *Int. J. Mech. Sci.*, **16** (1974), 389.
[https://doi.org/10.1016/0020-7403\(74\)90013-7](https://doi.org/10.1016/0020-7403(74)90013-7)

- 43) I. F. Collins and P. Dewhurst: A Slipline Field Analysis of Asymmetrical Hot Rolling, *Int. J. Mech. Sci.*, **17** (1975), 643. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(75\)90082-X](https://doi.org/10.1016/0020-7403(75)90082-X)
- 44) 塩崎宏行, 神馬敬, 三上昌夫, 水谷有宏: すべり線場法及び上界法による平板の 2 次元せん断圧縮の解析 I 板材の異速圧延特性の研究, 塑性と加工, **23** (1982), 714.
- 45) 塩崎宏行, 新谷定彦, 三上昌夫, 小出誠二: 板材の異速圧延特性の研究 II 異速比が圧延力, トルク, 先進率に与える影響に関する実験, 塑性と加工, **23** (1982), 1080.
- 46) 塩崎宏行, 三上昌夫: 平板のせん断圧縮のすべり線場解に基づく異速圧延理論 III 板材の異速圧延特性の研究, 塑性と加工, **24** (1983), 25.
- 47) 塩崎宏行, 新谷定彦, 三上昌夫, 小出誠二: 板材の異速圧延特性の研究 IV 平板のせん断圧縮試験, 塑性と加工, **25** (1984), 24.
- 48) 鈴木弘, 荒木甚一郎, 新谷賢: 合せ板圧延の初等理論による一考察, 塑性と加工, **13** (1972), 114.
- 49) 木内学, 向四海: 極限解析の圧延加工への応用 (第 4 報) —非対称圧延の一般的解析モデルの構成—, 生産研究, **36** (1984), 112.
- 50) 木内学, 向四海: 極限解析の圧延加工への応用 (第 5 報) —非対称圧延による曲がりの発生に関するシミュレーション—, 生産研究, **36** (1984), 116.
- 51) Y. -M. Hwang, T. -H. Chen and H. -H. Hsu: Analysis of Asymmetrical Clad Sheet Rolling by Stream Function Method, *Int. J. Mech. Sci.*, **38** (1996), 443.
[https://doi.org/10.1016/0020-7403\(95\)00077-1](https://doi.org/10.1016/0020-7403(95)00077-1)
- 52) M. Salimi and F. Sassani: Modified Slab Analysis of Asymmetrical Plate Rolling, *Int. J. Mech. Sci.*, **44** (2002), 1999. [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(02\)00043-7](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(02)00043-7)
- 53) P. P. Gudur, M. A. Salunkhe and U. S. Dixit: A Theoretical Study on the Application of Asymmetric Rolling for the Estimation of Friction, *Int. J. Mech. Sci.*, **50** (2008), 315.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2007.06.002>
- 54) A. Abutorabi, A. Assempour, H. Afrasiab: Analytical Approach for Calculating the Sheet Output Curvature in Asymmetrical Rolling: In the Case of Roll Axis Displacement as a New Asymmetry Factor, *Int. J. Mech. Sci.*, **105** (2016), 11.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2015.10.016>
- 55) W. Baba, M. Miyake and J. Yanagimoto: Warping Behavior of Thin Strip with Single-Drive Rolling, *Key Eng. Mater.*, **725** (2016), 537.
<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.725.537>
- 56) 山田健二, 濱渦修一, 森健一郎, 川並高雄: 剛塑性有限要素法による非対称圧延の解析, 1986 年度塑性加工春季講演会論文集, (1986), 235.

- 57) R. Shivpuri, P. C. Chou and C. W. Lau: Finite Element Investigation of Curling in Non-Symmetric Rolling of Flat Stock, *Int. J. Mech. Sci.*, **30** (1988), 625.
[https://doi.org/10.1016/0020-7403\(88\)90092-6](https://doi.org/10.1016/0020-7403(88)90092-6)
- 58) 濱渦修一, 上堀雄司, 山田健二, 吉田忠継, 川並高雄: クラッド板の熱間圧延の剛塑性FEM 解析と圧延反り防止法の検討, *鉄と鋼*, **73** (1987), A59.
- 59) H. Dyja, P. Korczak, J. W. Pilarczyk and J. Grzybowski: Theoretical and Experimental Analysis of Plates Asymmetric Rolling, *J. Mater. Process. Technol.*, **45** (1994), 167.
[https://doi.org/10.1016/0924-0136\(94\)90336-0](https://doi.org/10.1016/0924-0136(94)90336-0)
- 60) 大江憲一, 上田太次, 谷徳孝, 須藤正樹: 厚板圧延における先端反りにおよぼす影響因子の解析と制御技術の検討, *鉄と鋼*, **85** (1999), 599.
https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.85.8_599
- 61) G. R. Cao, F. R. Hall, P. Hartley, I. Pillinger, C. E. N. Sturgess, W. Thompson and I. Freshwater: Finite Element Simulation of Material Flow in Asymmetric Rolling Processes, Proceedings of the Fourth International Conference on Technology of Plasticity, (1993), 752.
- 62) A. B. Richelsen: Elastic-Plastic Analysis of the Stress and Strain Distributions in Asymmetric Rolling, *Int. J. Mech. Sci.*, **39** (1997), 1199.
- 63) J. -S. Lu, O. -K. Harrer, W. Schwenzfeier and F. D. Fischer: Analysis of the Bending of the Rolling Material in Asymmetrical Sheet Rolling, *Int. J. Mech. Sci.*, **42** (2000), 49.
[https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(98\)00112-X](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(98)00112-X)
- 64) A. Nilsson: Front-End Bending in Plate Rolling, *Scand. J. Metall.*, **30** (2001), 337.
<https://doi.org/10.1034/j.1600-0692.2001.300510.x>
- 65) M. Philipp, W. Schwenzfeier, F. D. Fischer, R. Wodlinger and C. Fischer: Front end Bending in Plate Rolling Influenced by Circumferential Speed Mismatch and Geometry, *J. Mater. Process. Technol.*, **184** (2007), 224. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2006.11.027>
- 66) J. Jeswiet and P. G. Greene: Experimental Measurement of Curl in Rolling, *J. Mater. Process. Technol.*, **84** (1998), 202. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(98\)00222-2](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00222-2)
- 67) C. H. Lee, J. P. Park, C. V. Tyne and Y. H. Moon: Analysis of Warping During Flat Rolling of Bimetallic Slabs, *Proc. Inst. Mech. Eng. Part C-J. Mech. Eng. Sci.*, **229** (2015), 3153.
<https://doi.org/10.1177/0954406214568820>
- 68) 木島秀夫: 薄鋼板調質圧延における出側流出角度が反りに与える影響, 塑性と加工, **60** (2019), 13. <https://doi.org/10.9773/sosei.60.13>
- 69) H. Pawelski: Comparison of Methods for Calculating the Influence of Asymmetry in Strip and Plate Rolling, *Steel Res.*, **71** (2000), 490. <https://doi.org/10.1002/srin.200005720>

- 70) H. Su, L. Hou, Q. Tian, Y. Wang and L. Zhuang: Understanding the Bending Behavior and Through-thickness Strain Distribution during Asymmetrical Rolling of High-Strength Aluminum Alloy Plates, *J. Mater. Res. Technol.*, **22** (2023), 1462.
<https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2022.12.029>
- 71) H. Su, L. Hou, Q. Tian, Y. Wang and L. Zhuang: Flattening Aluminum Plates with Tuning Asymmetric Rolling Parameters, *J. Mater. Res. Technol.*, **27** (2023), 7627.
<https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.11.204>
- 72) M. Yoshii, K. Ohmori, T. Seto, H. Nikaido, H. Nishizaki and M. Inoue: Analysis of Warping Phenomenon in Plate Rolling, *ISIJ Int.*, **31** (1991), 973.
<https://doi.org/10.2355/isijinternational.31.973>
- 73) C. W. Knight, S. J. Hardy, A. W. Lees and K. J. Brown: Investigations into the Influence of Asymmetric Factors and Rolling Parameters on Strip Curvature during Hot Rolling, *J. Mater. Process. Technol.*, **134** (2003), 180. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00469-7](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00469-7)
- 74) S. M. Byon, J. H. Lee and Y. Lee: A Study to Determine a Distinct Value of Front End Bending for a Given Shape Factor in Flat Rolling, *Proc. Inst. Mech. Eng., Part B: J. Eng. Manuf.*, **225** (2011), 2302. <https://doi.org/10.1177/0954405411399513>
- 75) V. M. Salganik, D. N. Chikishev, D. O. Pustovoitov, S. V. Denisov and P. A. Stekanov: Developing Regimes for the Asymmetric Rolling of Low-Alloy Steel Plates to Minimize Bending of the Ends of the Plate, *Metallurgist*, **57** (2014), 1005.
<https://doi.org/10.1007/s11015-014-9836-z>
- 76) 河西大輔, 古森愛美, 石井篤, 山田健二, 小川茂: 片側駆動圧延における板材の反り挙動とその機構, 鉄と鋼, **101** (2015), 319. <https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.101.319>
- 77) 河西大輔, 石井篤, 宇都宮裕: 圧延における板材のロールバイトへの入射角が反り挙動に及ぼす影響, 鉄と鋼, **110** (2024), 1100.
<https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.TETSU-2024-084>
- 78) 河西大輔, 宇都宮裕: せん断帯分布形態に基づく板圧延における反り発生機構, 鉄と鋼, **111** (2025), (掲載決定) .
- 79) 神居詮正, 寺門良二: ホットストリップ仕上圧延における異径ロール圧延法の研究, 塑性と加工, **17** (1976), 966.
- 80) J. H. Hitchcock: Roll Neck Bearings, Appendix I, Elastic Deformation of Rolls during Cold Rolling, (1935), 33.
- 81) 山田健二, 小川茂, 阿高松男, 菊間敏夫: 板圧延の汎用3次元解析システムの開発, 第41回塑性加工連合講演会論文集, (1990), 63.

- 82) L. Li, R. Matsumoto and H. Utsunomiya: Curling of Sheet in Asymmetric Rolling Investigated by Profile Measurement of Partly Rolled Sheet, *ISIJ Int.*, **59** (2019), 489.
<https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2018-528>
- 83) 上野貴也, 宇都宮裕, 左海哲夫: 純銅板の非対称圧延における圧延特性と反り, 銅と銅合金, **41** (2010), 44.
- 84) 馬場和史, 西島真也, 大本至宏, 吉井誠, 平石順一, 西崎宏: 厚板圧延における反り制御を目的とした反りセンサの開発, 塑性と加工, **33** (1992), 168.
- 85) D. Anders, T. Munker, J. Artel and K. Weinberg: A Dimensional Analysis of Front-End Bending in Plate Rolling Applications, *J. Mater. Process. Technol.*, **212** (2012), 1387.
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2012.02.005>
- 86) R. Hill: The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University Press, (1950), 254.
- 87) 後藤學, : せん断帯形成による変形限界の数値的研究（第1報, 板材の成形限界ひずみの板厚依存性と傾斜材料の変形限界）, 日本機械学会論文集A編, **61** (1995), 2636.
<https://doi.org/10.1299/kikaia.61.2636>
- 88) 鄭泰勲, 後藤學: せん断帯形成による変形限界の数値的研究（第2報, 接合板の変形限界）, 日本機械学会論文集A編, **62** (1996), 271. <https://doi.org/10.1299/kikaia.62.569>
- 89) L. Li, X. Li and Z. He: 3D-FE Simulation of Inhomogeneous Stress and Strain Distributions in Cold Profiled Ring Rolling Process Under Different Hardening Coefficients, *Int. J. Mater. Prod. Technol.*, **44** (2012), 47. <https://doi.org/10.1504/IJMPT.2012.048192>
- 90) J-K. Hwang: Strain and Strain Rate Hardening Effects on the Macroscopic Shear Bands and Deformation Shape of a Caliber-Rolled Wire, *J. Manuf. Processes.*, **79** (2022), 102.
<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2022.04.056>
- 91) J-K. Hwang: Influence of Strain Hardening Rate of Material on Temperature and Strain Distributions during Wire Drawing, *Materials*, **16** (2023), 5203.
<https://doi.org/10.3390/ma16145203>
- 92) 伊藤公一, 小山勝, 中島浩衛, 佐藤忍, 柳本潤, 鈴木隆: 鉄鋼材料の熱間変形抵抗と結晶粒度への温度とひずみ速度の影響, 1999 年度塑性加工春季講演大会論文集, (1999), 195.
- 93) S. Sasaki, H. Bruggemann, T. Katsumura and G. Hurt: Hot Deformation Behavior and Microstructure Evolution of Each Single Phase in DSS, *J. Mater. Process. Technol.*, **322** (2023), 118195. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2023.118195>

謝辞

本研究論文の執筆に際し、多大なるご指導とご助言を賜りました大阪大学大学院工学研究科 宇都宮裕教授に心より感謝申し上げます。ご多忙にもかかわらず、貴重なお時間を割いていただき的確なご助言をいただきましたこと、厚く御礼申し上げます。

本論文は、筆者が日本製鉄株式会社において研究を行い執筆したものです。本研究の遂行に関して、多くの方々から格別のご協力とご支援を賜りました。特に、日本製鉄株式会社 技術開発本部 プロセス研究所 圧延研究部 中村洋二部長、および同圧延研究部板圧延研究室長 大塚貴之 PhD には、研究遂行と論文作成における理解と配慮を賜り、深謝の意を表します。また、日鉄エンジニアリング株式会社（元新日鉄住金株式会社）小川茂博士、圧延研究部 板圧延研究室 山田健二氏、圧延研究部 板圧延研究室 上席主幹研究員 石井篤氏、名古屋製鉄所 製鋼部（元圧延研究部）古森愛美氏には、有益なご助言とご助力をいただき、本研究推進に寄与していただいたことに対して深く感謝申し上げます。さらに、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鉄テクノロジー株式会社 富津事業所 石井英之氏、佐野裕樹氏、元日鉄テクノロジー株式会社 山之内良夫氏に深甚なる感謝の意を表します。

終わりに、これまで育ててくれた両親、また博士課程進学を応援し支えてくれた妻に心より感謝いたします。

2025年6月

河西 大輔