OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	冷間圧延における先進特性と転写挙動の研究
Author(s)	藤井, 康之
Citation	大阪大学, 2021, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/85382
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

冷間圧延における先進特性と転写挙動の研究

藤井　康之

２０２１年６月

大阪大学大学院工学研究科

目次

第 1 章　序論

1.1　鋼板製造プロセス..... 1
1.2　薄板製造における冷間圧延技術の変遷と課題..... 2
1.3　冷間圧延製品の競争力強化に向けた対応策..... 6
1.4　冷間圧延のセットアップに関連する従来の研究..... 8
1.5　表面性状制御に関連する従来の研究..... 10
1.5.1　調質圧延における表面粗さ転写の実験的研究..... 11
1.5.2　調質圧延における表面粗さ転写予測に関する解析的研究..... 11
1.5.3　表面形態制御による高機能製品創出の従来研究..... 12
1.6　本研究の目的と構成..... 13
参考文献..... 15

第 2 章　冷間圧延用オンライン先進率モデルの開発

2.1　緒言..... 18
2.2　従来モデルにおける摩擦係数, 平均変形抵抗の推定精度..... 20
2.3　Bland and Ford の先進率式の問題点 22
2.4　ロールバイト内の摩擦係数、変形抵抗変化が及ぼす先進率への影響..... 24
2.5　Bland and Ford の修正先進率式..... 27
2.5.1　Bland and Ford の修正先進率式の構築..... 27
2.5.2　Bland and Ford の修正先進率式の妥当性検証..... 29
2.5.3　Bland and Ford の修正先進率式の精度検証..... 31
2.6　考察..... 33
2.6.1　高張力鋼板における摩擦係数、平均変形抵抗の推定精度不良の原因..... 33
2.6.2　ロールバイト内の摩擦係数変化の影響..... 35
2.7 実機適用結果..... 37
2.8 結言..... 39
参考文献..... 40

第 3 章　二次元テクスチャーロールを用いた圧延転写挙動の研究

3.1　緒言..... 41
3.2　実験方法..... 42
3.3　実験結果..... 45
3.4　数値解析..... 47
3.4.1　解析条件..... 47
3.4.2　転写突起高さ..... 49
3.4.3　ひずみ分布..... 50
3.4.4　突起形状..... 51
3.5　転写性に及ぼす材質，板厚の影響..... 54

3.6　結言 59
参考文献 60

第 4 章　三次元テクスチャーロールを用いた圧延転写特性の実験的研究
4.1　緒言 61
4.2　実験方法 62
4.3　評価方法 63
4.4　実験結果 64
4.4.1　圧下率，圧下量と転写率の関係 64
4.4.2　被圧延材の板厚が及ぼす転写率への影響 66
4.4.3　潤滑条件が及ぼす転写率への影響 67
4.5　結言 69
参考文献 70

第 5 章　三次元テクスチャーロールにおける転写メカニズム
5.1　緒言 71
5.2　圧下率に伴う転写形状の変化 71
5.3　ロールバイトにおける転写形状の変化 73
5.4　三次元テクスチャーロールの圧延転写における
突起形成の推定メカニズム 76
5.5　圧延転写における突起形成メカニズムの検証 77
5.6　ロール凹凸の適正転写のための圧延条件の設計 80
5.7　結言 81
参考文献 81

第 6 章　三次元テクスチャーロールを用いた圧延転写特性の解析的研究
6.1　緒言 82
6.2　数値解析モデルと解析条件 83
6.3　二次元 FEM での数値解析 83
6.3.1　二次元 FEM での数値解析モデルと解析条件 83
6.3.2　二次元 FEM モデルでの解析結果 85
6.4　三次元 FEM での数値解析 88
6.4.1　三次元 FEM での数値解析モデルと解析条件 88
6.4.2　三次元 FEM モデルでの解析結果 90
6.5　考察 93
6.6　結言 94
参考文献 94

第 7 章　テクスチャー圧延における材料表面の
　　拘束力，摩擦係数に関する実験的研究
7.1　緒言 95
7.2　実験条件 96
7.3　実験結果 99
7.3.1　転写突起高さ 99
7.3.2　推定摩擦係数 101
7.4　各ロールタイプにおける推定摩擦係数 102
7.4.1　TD 溝ロールの推定摩擦係数 102
7.4.2　45°方向溝ロールの推定摩擦係数 104
7.4.3　RD 溝ロールと TD 溝ロールの推定摩擦係数 105
7.5　推定摩擦係数と転写突起高さの関係 107
7.6　結言 109
参考文献 109

第 8 章　圧延転写技術を活用した高伝熱チタン板の開発
8.1　緒言 110
8.2　低温度差発電用熱交換器用プレートの課題 110
8.3　圧延転写技術を用いた高伝熱チタン板 HEET の実機製造 112
8.4　高伝熱チタン板 HEET の伝熱性能 113
8.5　高伝熱チタン板 HEET の海洋温度差発電プラントへの適用 119
8.6　結言 120
参考文献 120

第 9 章　総括

本論文に関する研究発表

謝辞

第 1 章　序論

1.1　鋼板製造プロセス

鉄鋼業では，製銑，製鋼，連続鋳造，圧延，連続焼鈍，表面処理等の様々な製造プロセスを経て鉄鋼製品を製造している(Fig. 1.1)[1.1)].

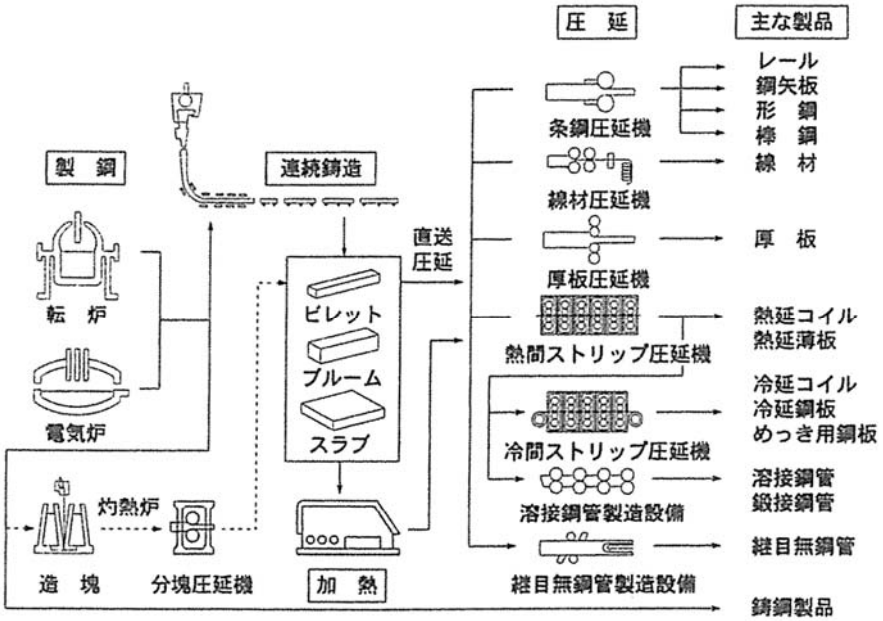


Fig. 1.1　Steel sheet manufacturing process [1.1)]

その中で圧延工程は，連続鋳造された鋼片を厚板，薄板，形鋼，線材，棒鋼などの各種形状に加工するとともに，板厚を含む寸法，形状，表面性状などを制御しつつ，特性を造り込む役割を担っている．また，厚板や薄板の圧延プロセスでは高度な加熱・冷却技術を用いて材質制御や残留応力制御などを行い，強度，延性，靭性などの機械的特性を向上させている．そして，連続焼鈍，表面処理工程では熱履歴の制御により長手，幅方向に均一な材質，耐食性，表面品質の造り込みが行われている．これら圧延プロセスを経て製造される板製品は，二次加工メーカやユーザに納められ，二次加工や成形を行い，自動車，船舶，建材，家電製品用途の最終製品となる [1.2)].

1.2　薄板製造における冷間圧延技術の変遷と課題

圧延加工とは 2 本のロール間に被加工材である金属を通すことを特徴とする塑性加工方法の一種であり，他の加工方法と比較して連続加工であるため，大面積，高生産性，低コストで加工できるメリットを持つ．特に冷間圧延では 1000m/min 以上の高速で，数万 kN という高い荷重をかけながら数 μm のオーダーで板厚寸法が制御される．その加工機械である圧延機はロールの構成によって複数の種類がある．特に薄板圧延ではロールの撓みを制御するためにバックアップロールを配した 4 段, 6 段圧延機を複数のスタンドに使用し連続的に圧延を行うタンデム圧延機，または 1 つのスタンドで往復加工するリバース圧延機が用いられることが多い．冷間圧延工程で求められる特性は以下の 3 つに大分される. 冷間圧延ラインと必要な圧延技術を Fig. 1.2 に示す [1.3)].

① 寸法制御　　：　板厚精度，板幅精度
② 形状制御　　：　平坦度，板クラウン，エッジドロップ，蛇行
③ 表面性状制御　：　表面品質，表面疵

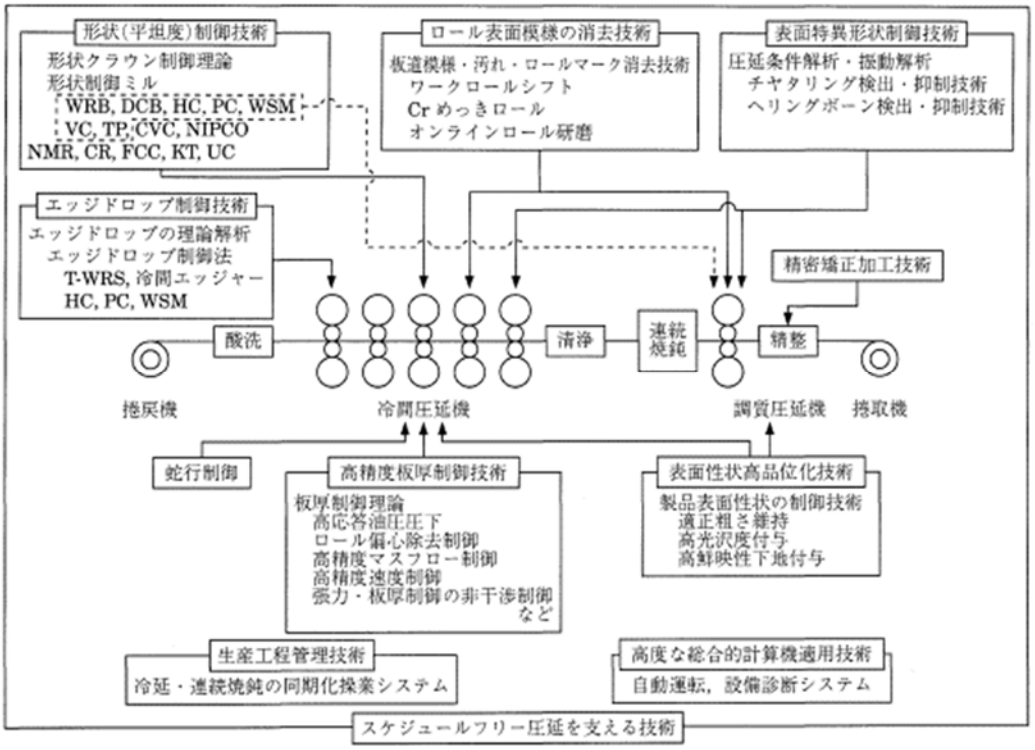


Fig. 1.2　Cold rolling process and required rolling technology [1.3)]

近年の鉄鋼業の発展は板製品に着目すると，圧延理論や計測・制御技術，設備技術の進歩によるところが多い[1.4]. 国内の圧延技術は 1950 年の欧米からの技術導入以降，独自の発展を遂げ世界をリードする技術となっている．薄板圧延では 1960 年前半に各種鉄鋼メーカで多くの圧延機が導入され，これを機にパススケジュール計画法や板厚制御技術に関する技術革新がなされた[1.5-1.8]. また 1960 年中頃には高度経済成長を追い風に，本格的なコンピュータ制御[1.9]が導入され，この時期に変形抵抗[1.10]，摩擦係数[1.11]，接触弧の圧延圧力分布[1.12]などの圧延理論に関する研究も盛んに行われた．また 1970 年代には冷間圧延で酸洗直結の連続化[1.13]が日本で初めて実現された．連続化された冷間タンデム圧延では要求仕様の異なる前後コイルを溶接し，材料変更点(走間板厚変更点)で，圧延機を停止することなく後コイルの出側板厚が目標値となるようにロールギャップとロール周速を設定する走間板厚変更[1.14]などのセットアップ制御[1.15,1.16]に関する技術も進展している．1980 年以降は特に形状やプロファイル制御[1.17]や幅方向の形状制御のために，ロール内部に油圧機構を設けロールクラウンを可変させる（膨張させる）機構を持つ VC ロール[1.18]，上下ロールの交差角度を変更することで板クラウン，板形状を制御するペアクロスミル[1.19]などの形状制御アクチュエータに関する研究が盛んに行われ，計測技術の進歩と共に高精度な形状制御技術が確立された．1990 年代にはコンピュータ能力の向上により，ニューロ・ファジィ[1.20]などの制御理論も適用され始め，圧延理論では冷間圧延での三次元変形[1.21]やロール扁平の弾性変形の検討[1.22]など有限要素法による圧延現象の詳細な検討[1.23]が行われた．しかしながら 2000 年以降は，景気の低迷を受け，圧延理論に関する研究報告は少なくなっている．

他方，冷間圧延鋼板においては，世界的な CO_2 排出量削減の要請から自動車の燃費向上を目的とした自動車車体の軽量化のニーズにより，高強度，薄肉鋼板の適用率が大幅に増加している．Table 1.1 に高強度冷間圧延鋼板の自動車部品への適用例[1.24]を，また Fig. 1.3 に高張力鋼板(ハイテン)適用比率の変遷[1.25]を示す．高張力鋼板とは炭素の他にニッケル(Ni)やシリコン(Si)，マンガン(Mn) などの元素を添加して強化した固溶強化型や析出強化型鋼板，またプレス成形後に焼入れして強化した複合組織鋼板などの薄板鋼板である．近年の地球温暖化の対策として自動車分野において，その適用率は大幅に増加している．

このように冷間圧延工程では，今後需要が増加すると想定される高張力鋼板に対し，生産性を確保するための圧延の高速化，圧延荷重の低減や安定通板を実現するための潤滑技術の高度化に加え，更なる高精度な板厚制御，形状制御が求められるようになってきている．

Table 1.1 Application example of high tensile strength steel sheets to automobile parts [1.24)]

表1 高強度冷延鋼板の自動車部品適用への材料課題

冷延ハイテン 主要適用部品	部品要求性能	適用材料	TS レベル /MPa	さらなる高強度化に 際しての材料技術課題
1. パネル部品 ドア フェンダー サイドパネル	外板表面品質 張り剛性 耐デント性 耐食性	BH 鋼板 IF 型ハイテン	～340 ～440	めっき表面品質 成形性（El，r 値） 面精度（YS，n 値）
2. 構造部品 メンバー ピラー RF	衝撃強度 疲労強度 剛性 耐食性	固溶強化型鋼板 析出強化型鋼板 DP 鋼板 TRIP 型鋼板	440～ 980	成形性 （El，n 値，穴広げ率，曲げ性） スポット溶接性 めっき適合性 耐遅れ破壊特性
3. 補強部品 ドアインパクトビーム バンパー RF シートフレーム	衝撃強度 疲労強度	DP 鋼板 ベイナイト鋼板 マルテンサイト鋼板	780～ 1470	

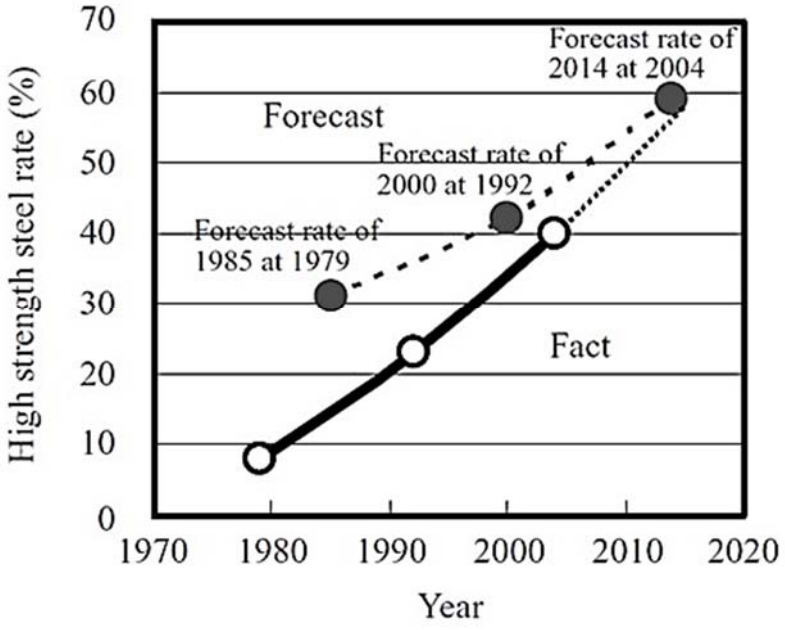


Fig. 1.3 Changes in the application ratio of high tensile strength steel sheets [1.25)]

ところで，日本の粗鋼生産量は 1990 年代後半までは欧州に次いで高い水準を維持してきたが，2000 年代に入ると中国の急激な経済成長に伴い世界第 3 位の位置にいる．Fig. 1.4 に日本の鋼材品種別の価格推移を示す．中国の経済成長が急速に進展してきた 2000 年代初旬より日本の各品種鋼材価格は横ばい，もしくは若干低下してきており，我が国が牽引してきた鉄鋼業の国際的な優位性が失われつつある [1.26)].

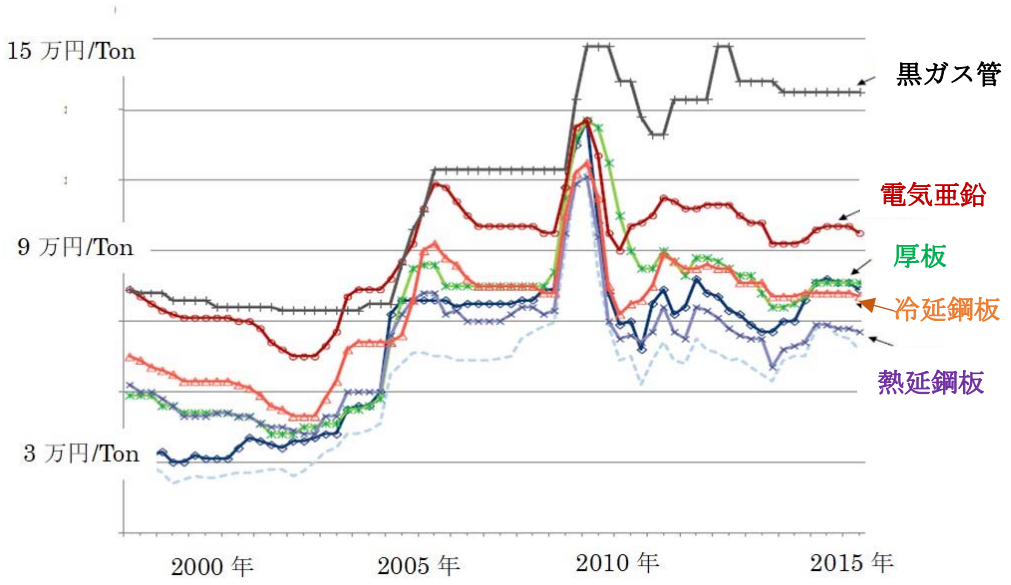


Fig. 1.4　Trends in prices by steel sheet type [1.26)]

新興国の台頭により，冷間圧延鋼板に関してもコモディティ化が進み，単純なコスト競争に陥っているのが現在の日本の鉄鋼業の実情である．それは日本が優位とされていた高張力鋼板に関してもあてはまる．国内では 1960～1970 年代に各社が圧延機を導入して以降，景気の低迷も有り設備投資が限られているのに対し，韓国の POSCO においては光陽 2TCM(Tandem Cold Mill)が 6 段圧延機の 6 スタンド化を 2006 年に行うなど設備的にも国内鉄鋼メーカの優位性は失われつつある．このような状況を打開していくためには，現有設備を使いながら新興国が造り難い自動車材を中心とした高強度，薄肉材の高歩留まり，高速生産を実現すると共に，従来にない新たな機能や付加価値を持った差別化された製品で対抗してくことが重要となっている．

1.3　冷間圧延製品の競争力強化に向けた対応策

前節で述べたように海外メーカの台頭に伴い，高品質製品に関してもコスト競争力が重要となっている．コスト競争力としては，生産性や歩留まり向上などがある．歩留まり向上に関しては，板厚精度不良，形状精度不良，表面品質不良，材質品質不良の解決が必要となるが，ここでは板厚精度不良を対象とする．先にも述べたが，鉄鋼メーカでは近年の経済情勢において設備投資が限られる中，現有設備を用いて効率的に多品種多明細を製造する必要がある．この際，問題となるのがセットアップである．セットアップとは板先端部の圧延荷重と先進率を圧延前に精度良く予測し，それに伴いロールギャップとロール周速を設定する制御である．圧延荷重，先進率を予測するためには圧延中に計測できない摩擦係数と変形抵抗を精度良く推定し，予測する必要がある．このセットアップ精度が不適正であると板先尾端部のオフゲージと呼ばれる板厚寸法が許容公差内に収まらないスペック外れ部が発生するため，歩留まり向上には必須の要件となる．特に，高張力鋼板においては，このセットアップ精度が不十分なことが鉄鋼各社共通の課題として挙げられており，高張力鋼板のセットアップ精度向上は国内メーカの命題である．

一方で，圧延技術は 1960 年以降，板厚制御，板クラウン制御，平坦度制御などの寸法制御，形状制御，高生産性に資する圧延技術は一旦の完成を見て，世界をリードしてきた．近年では，表面処理鋼板などの需要が増加し，求められる材料としても構造材料から機能性材料の割合が増加しつつある．今後の国内の冷間圧延製品の競争力強化に向けては，従来にない新たな機能や付加価値を持った製品の開発が必要と考えられる．著者らは冷間圧延工程の一つの役割である表面性状制御，特に板表面に微視的表面形状を付与することによる高機能板の開発に着目した．微視的表面形状を付与した製品としては縞鋼板(デッキプレート)やリードフレーム用としての銅製異形断面条などが開発されてきた[1.27]．この異形断面条の製造方法としてサテライトミルなどの有力な圧延加工方法の研究も多く報告されている[1.28-1.31]．著者はこれら形鋼や異形材の凹凸よりも更に微細な凹凸を板表面に付与することで表面機能，表面特性を向上させることを目標とした．

現在，生物の持つ表面構造を模倣し，各種表面機能を向上させる技術としてバイオミメティックが着目されている(Fig. 1.5)[1.32]．例えば，ハスの葉は，葉の微視的表面形状により撥水性を発現すること，ヤモリの指は微視的表面形

状により構造接着を発現することが知られている．このように微視的表面形状により多種多様な表面機能を発現することができることが知られている．そこで本論文では，この板表面への微視的表面形状の付与により，従来に無い差別化された板製品の開発についても取り組んだ．具体的には圧延の大面積，高生産性，低コストの強みを活かし，圧延転写技術を用いて，冷間圧延工程で板表面に微視的表面形状を付与することで板の高機能化を目指した．特に表面の高機能化にあたっては適正な凹凸のパターンの転写や転写される高い突起高さが重要であり，そのためには圧下率が 10%を超えるような冷間圧延領域での転写挙動の解明が必要であった．また，ロールの微視的表面形状の適正な転写には，圧延における先進特性が影響しており，ロールバイト出側におけるロールと材料の相対速度差を小さくする，すなわち先進率を低く設定，制御する必要があった．

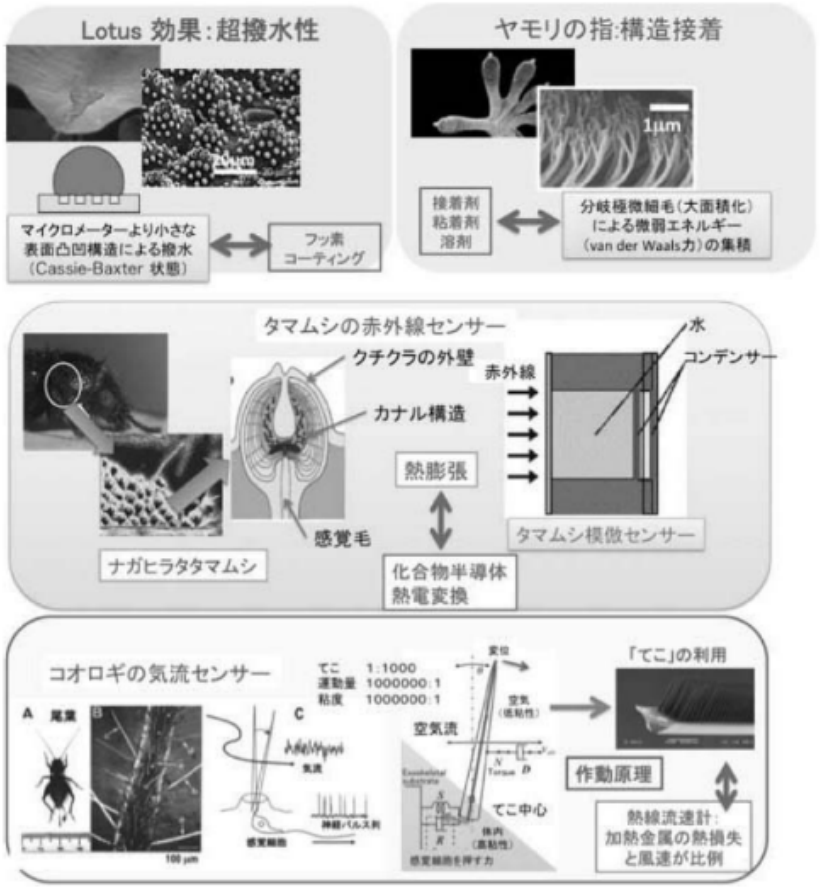


Fig. 1.5　Example of expression of surface function by biomimetic [1.32)]

1.4　冷間圧延のセットアップに関連する従来の研究

セットアップとは，コイル先端部で出側板厚が目標値となるようにロールギャップとロール周速を設定する制御である．冷間圧延では，圧延する材料の鋼種やパススケジュール（当該コイルの圧下率や速度）に基づき，摩擦係数，変形抵抗を予測し，それらを入力値として，Hill の圧延荷重式[1.33)]，Bland and Ford の先進率式[1.34)]を用いて圧延荷重と先進率を予測しロールギャップとロール周速を設定する．ロールギャップの設定精度が不適正であると板厚誤差が生じ，歩留まりが悪化する．またロール周速の設定精度が不適正な場合には，板の弛みによる絞りや板破断が発生し，安定通板を阻害するため，その精度は重要となる．このセットアップには圧延荷重と先進率の予測精度が重要であり，そのためには，圧延前に摩擦係数，変形抵抗を高精度に推定し，予測することが鍵となる．摩擦係数や変形抵抗の推定方法としては，圧延荷重や先進率の実測値を用い，圧延荷重式，先進率式を介して逆推定する方法が用いられる．例えば Stone は引張試験から求められた冷間圧延鋼板の静的変形抵抗と実測した圧延荷重から冷間圧延理論式を介して摩擦係数を推定している（Fig. 1.6）[1.35)]．

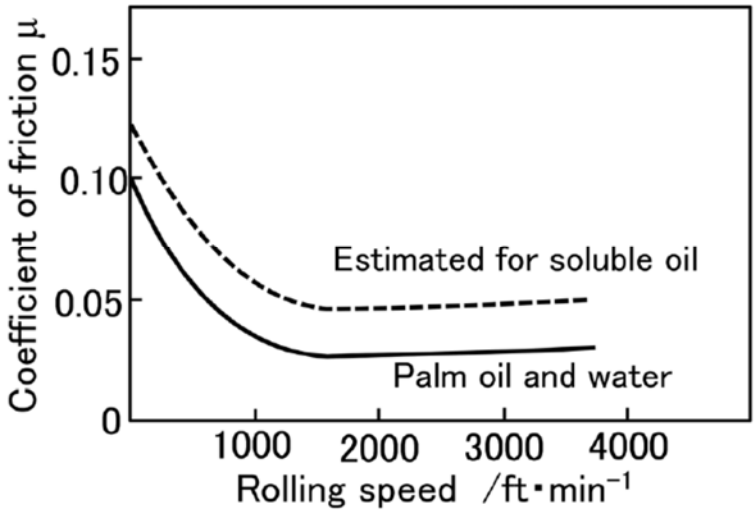


Fig. 1.6　Relationship between rolling speed and friction coefficient during cold rolling [1.35)]

一方で，水野らは実測圧延荷重からの摩擦係数の推定，実測先進率からの摩擦係数の推定の乖離を指摘し，この原因が Hitchcock のロール扁平[1.36]に影響していると考察し，Bland and Ford の冷間圧延理論式に基づく荷重からの推定方法の修正を行っている[1.37]．尚，Hitchcock のロール扁平式とは，圧延圧力を受けロールが変形した際に，円弧形状を保つとの仮定に基づくロール弾性変形の条件式である．

他方で 1970 年代に冷間圧延の高速化が進むと，上記方法で予測された圧延荷重が実測荷重と乖離することが明らかとなった．この原因は変形抵抗のひずみ速度依存性によるものと推察され，五弓・木原の動的変形抵抗式[1.38]を用い，Hitchcock のロール扁平式，Bland and Ford の冷間圧延理論式から摩擦係数が推定され，圧延荷重の予測精度が向上した．また計測技術の進展も有り，1980 年以降は圧延荷重だけでなく，先進率が実機で測定できるようになった．実測した先進率を用いて Bland and Ford の先進率式から摩擦係数が推定され，五弓・木原の変形抵抗式を用いて圧延荷重が予測されるようになった．他方で，冷間圧延の高速化が進むと潤滑状態が良好となり，ロールと材料の接触領域であるロールバイト内において，ロールと材料の速度が一致する中立点が出側に近づく，もしくはロールバイトの外に出てしまい先進率の値が負となる現象が発生するようになった．特に Bland and Ford の先進率式には負の先進率を扱うことができず，摩擦係数を推定できないという課題があった．そこで，山本，白石らは負の先進率のような不安定な圧延状態においても安定的に摩擦係数が推定できるように Bland and Ford の先進率式にスライド係数を導入する新たな先進率式を提案している[1.39,1.40]．しかしながら，上記取り組みは低炭素鋼を主体とした研究であった．近年では高張力鋼板の比率が増えてきており，これまで低炭素鋼で担保されていた摩擦係数の推定精度，圧延荷重，先進率の予測精度が高張力鋼板では担保できなくなってきた．例えば岡本らは軟質鋼と 980MPa 級ハイテンの摩擦係数を比較検討した結果，980MPa 級ハイテンでは加工硬化による表面硬化層の影響で摩擦係数が低くなること，それにより高張力鋼板ではスリップ現象が発生しやすい等，従来と異なる圧延現象を指摘している(Fig. 1.7)[1.41]．このように従来の摩擦係数の推定は低炭素鋼を中心にその精度が担保されていたが，高張力鋼板では材料の高い変形抵抗，1 パスあたりの圧下率が低い，圧延張力が高いなどの材料特性，圧延条件の違いにより，従来の手法では十分な精度で推定できず，それ故に適正な圧延荷重，先進率の予測，つまりセットアップ精度の不良を招いていると考えられる．これらの課題に対し，高張力鋼板の摩擦係数，変形抵抗の高精度推定の研究として宇都宮らの報告[1.42]がある．この研究では，摩擦せん断

応力がロールと材料の相対速度に比例する摩擦構成式を仮定し，Karman の微分方程式に導入することで中立点を境に先進域，後進域で場合分けをせずに圧延荷重，先進率を数式的に求めることが可能となった．また本手法を用いることで高張力鋼板の摩擦係数と変形抵抗の推定精度が向上したことが報告されている．

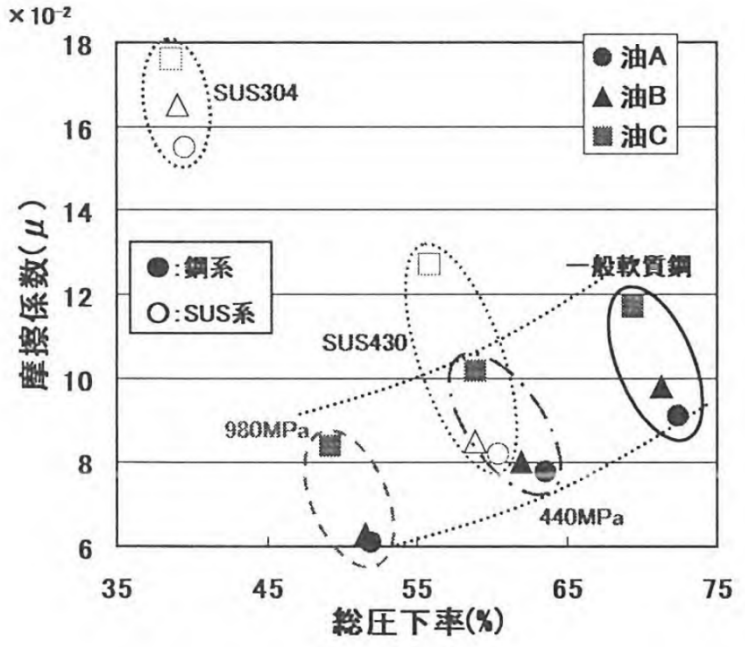


Fig. 1.7　Relationship between reduction and friction coefficient during high tensile strength steel rolling [1.41)]

1.5　表面性状制御に関連する従来の研究

冷間圧延鋼板における表面性状制御に関しては調質圧延を対象とした多くの研究が報告されている．調質圧延は冷間圧延鋼板製造における最終工程であり，ストレッチャーストレイン制御のための降伏点伸びの除去，機械的性質，板形状の修正の他，表面粗さの制御の目的で行われている．

特に表面粗さの制御に関しては圧延条件が及ぼす転写性の影響や調質圧延での転写メカニズムに関する報告が多くなされているため以下に紹介する．

1.5.1　調質圧延における表面粗さ転写の実験的研究

各種圧延条件がおよぼす転写性への影響に関する研究を以下に示す．調質圧延領域での転写性に及ぼす圧下率の影響は，阿高や鑓田らによって報告されている[1.43-1.46]．ショットダルや放電ダル加工を施したワークロールを用いて，各種圧下率で圧延を行い転写率との関係を調査したものであり，圧下率の増大によって転写率が増加する傾向が示されている．またロール径の影響については木村や阿高ら[1.47,1.48]によってその影響が示されており，小径ロールよりも大径ロールを用いた方が転写性が向上することが実験データとして示されている．板厚の影響については青木[1.49]が検討を行っており，同径ロールで圧延した場合，被圧延材の板厚が薄い程，転写性が向上することが示されているがロール径や被圧延材の厚みの影響に関する明確な考察はなされていない．また，潤滑の影響に関しても多くの報告がある．しかしながら潤滑条件が及ぼす転写性への影響は意見が分かれる．例えば，長瀬ら[1.50]は調質圧延油を用いた潤滑圧延とドライ圧延での転写性の比較を行い，調質圧延油を用いた場合，良好な潤滑が行われロール凸部が材料に食い込むことで転写性が向上すると報告している．他方で，阿高ら[1.51]は，調質圧延油を用いた場合よりも，ドライ圧延の転写性が高いとし，その理由はロールバイト内に導入された油がロール凹部に入り込み，油圧抵抗によって転写性を阻害しているとしている．以上のように，種々の検討はなされているが，圧延条件の影響やメカニズムが十分解明されているとは言えない．

1.5.2　調質圧延における表面粗さ転写予測に関する解析的研究

調質圧延を対象に数値解析で転写メカニズムの検討や転写性の予測を行った研究も多数報告されている．例えば池は金型を被加工材に押し付ける三次元押圧解析による転写性の検討を行っている[1.51]．しかしながら，これら押圧解析での検討は圧延方向，および幅方向の拘束力が実際の圧延現象と乖離している．また，圧延では，ロールと材料の接触領域であるロールバイト内においてロールと材料の相対速度が存在し，それに伴うせん断応力が発生する．このせん断応力が材料表面のメタルフローを促し凹凸の形成に影響を与えると想定されるため，本解析は実際の圧延現象とは本質的には異なるものと考えられる．

圧延転写解析の例としては，湯川らのズーミング法を用いた圧延転写解析[1.52]，明石らの二次元圧延解析と三次元押圧解析を組み合わせた解析手法によるダルロールを対象とした転写挙動や転写メカニズムの報告[1.53]がある．しかし，これ

らの研究は調質圧延領域を対象としたダルロールの解析的検討であり，本研究で対象とする高い凹凸，高圧下率領域の圧延転写現象とは異なるものであり，高圧下率での転写メカニズムに関する十分な知見があるとは言えない.

1.5.3　表面形態制御による高機能製品創出の従来研究

冷間圧延鋼板の表面性状を制御し高機能製品を実用化した例としては旧川崎製鉄が開発した”レーザーミラー鋼板”が挙げられる[1.54,1.55]. レーザーミラー鋼板は，レーザーでロール表面に所望の凹凸の寸法・形状を加工し，鋼板表面に凹凸を圧延転写することで，鮮映性に影響を与える波長領域を実現するとともに，平坦度面積率を確保した鋼板である．これにより自動車用外板の塗装後の鮮映性を著しく向上させている．Fig. 1.8 にレーザーミラー鋼板の表面形状を示す. 本製品は非常にユニークで有り，画期的な技術であるが，これ以降，表面性状制御による高機能板の開発は国内では実用化されていないのが実状である.

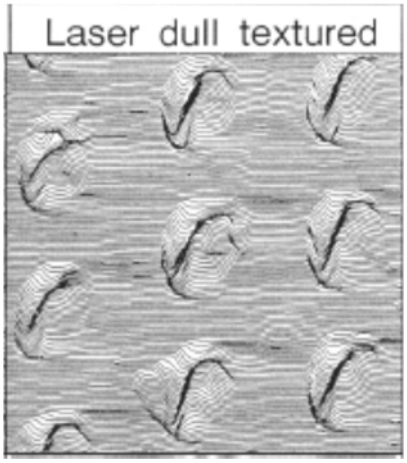


Fig. 1.8　Surface profile of laser mirror steel sheet [1.55]

1.6　本研究の目的と構成

現在，圧延業界が直面する課題を解決していくためには，冷間圧延理論の高度化が避けて通れない状況にあるが，そのためには従来から技術進展を遂げてきた冷間圧延モデルの更なる高精度化を行うこと，また新たな差別化された技術，製品を創出していく必要がある．

高歩留まり生産に資する圧延モデルの高精度化においては，ロールバイト内の摩擦挙動を明確にする必要がある．また，新たな差別化製品，高機能製品開発に向けた微視的表面形状付与のアプローチにおいても，ロールバイト内における圧延転写メカニズムの解明が必要となる．

これら板表面の微視的表面形状（表面粗さ）と摩擦係数には密接な関係がある．ロールバイト内の表面粗さの変化によりロールバイト内の摩擦係数が変化すること，またロールバイト内の摩擦係数が圧延転写時の突起形成（表面粗さの形成）に影響を与えることが従来研究より指摘されている．また，圧延転写においては先進率が高い状態では，ロールの微視的表面形状が被圧延材に適正に転写されないことが経験的に知られており，先進特性（先進率）と転写挙動の関連性も疑われる．しかしながら，これら現象に関して十分な知見があるとは言えない．すなわち，今後の冷間圧延技術の高度化，冷間圧延製品の競争力強化に向けては，ロールバイトにおける界面現象の解明が必要不可欠となる．

そこで本研究では，冷間圧延における界面現象に関する体系的な理解と圧延特性，微視的表面形状転写への影響を解明することを目的し，以下三点に関して具体的な検討を行った．

1. 歩留まりの低下が喫緊の課題となっている高張力鋼板を対象とした冷間圧延用先進率モデルの高精度化
2. 近年，機能性材料として需要が増加している非鉄金属，具体的にはアルミニウム，チタン材を対象とした圧延転写技術メカニズムの解明
3. チタン材を対象とした，高機能冷間圧延製品の開発

第1章では鋼板製造における冷間圧延板製品の置かれた状況を述べ，冷間圧延技術の課題，重要性を示す．

第2章では，実機冷間圧延タンデム圧延機における高張力鋼板のセットアップ精度向上を目的に，従来のBland and Fordの先進率式の課題を考察し，軟鋼板と

比較しつつ高張力鋼板の圧延特性について調査を行い，高精度なセットアップを実現可能な新たな先進率モデルを提案する．

第3章以降では，冷間圧延製品の表面高機能化の実現に向け，チタン，アルミニウム材を対象に圧延転写メカニズムの検討を行う．

第3章では，単純な二次元テクスチャーロールを対象に，チタン，アルミニウム材を用いて圧延転写の基本現象を把握するとともに，転写される突起高さ，および形状の予測が可能かどうか検討を行う．

第4章では，三次元テクスチャーロールを対象にアルミニウム材を用いた圧延転写実験を行い，転写性に及ぼす各種圧延条件の影響について実験的検討を行う．

第5章では，三次元テクスチャーロールを対象に，アルミニウム転写圧延材表面の個々の凹凸の転写形状の調査から高圧下率領域で発生した転写率の減少の原因について調査し，高圧下率領域での圧延転写メカニズムの考察を行う．

第6章では，三次元テクスチャーロールでの転写形状の予測を目的に，アルミニウム材を対象とした数値解析で板表面形状の形成メカニズム検証，圧延転写形状が予測可能か検討を行う．

第7章では，三次元テクスチャーロールでの転写形状予測に重要な境界条件である摩擦係数，せん断力の影響を明らかにするために，RD溝ロール，TD溝ロール，45°溝ロールを用いたチタン材での実験を行い，突起形成に与えるせん断力，摩擦係数の影響を抽出する．

第8章では，圧延転写技術を活用した高機能板製品の開発事例として高伝熱チタン板の開発について報告する．

最後に第9章では本研究の内容を総括する．

参考文献

1.1) （社）日本鉄鋼連盟: (1993),（社）日本鉄鋼連盟
1.2) 三宅勝, 木村幸雄, 壁矢和久: JFE技報, 42 (2018), 1.
1.3) 川並高雄: 日本金属学会会報, 12 (1993), 850.
1.4) 藤田文夫: 塑性と加工, 52-600 (2011), 24.
1.5) 藤沢寛二: 第2回塑性加工シンポジウムテキスト, (1958), 13.
1.6) 久能一郎: 第2回塑性加工シンポジウムテキスト, (1958), 74.
1.7) 美坂佳助, 高松惟: 第8回塑性加工シンポジウムテキスト, (1963), 45.
1.8) 今井一郎: 塑性と加工, 5-44 (1964), 573.
1.9) 富田久男: 第24回塑性加工シンポジウムテキスト, (1968), 63.
1.10) 新宅順三, 三上俊夫: 塑性と加工, 9-94 (1968), 763.
1.11) 志田茂: 塑性と加工, 9-85 (1968), 127.
1.12) 松浦佑次, 本村貴: 塑性と加工, 9-86 (1968), 173.
1.13) 横手義嵐: 塑性と加工, 14-154 (1973), 920.
1.14) 阿高松男, 鈴木弘: 塑性と加工, 11-116 (1970), 676.
1.15) 横井玉雄, 美坂佳助: 塑性と加工, 16-168 (1975), 10.
1.16) 横田俊一, 関口邦男, 足立敏郎, 山越博: 塑性と加工, 16-168 (1975), 32.
1.17) 小川茂, 松本紘美, 浜渦修一, 菊間敏夫: 塑性と加工, 25-286 (1984), 1034.
1.18) 益居健, 山田純造, 長井俊彦, 西野隆夫: 塑性と加工, 23-263 (1982), 1188.
1.19) 大森舜二, 塚本顕彦, 日野裕之, 中島浩衛, 中沢吉: 塑性と加工, 28-321 (1987), 1067.
1.20) 片山恭紀, 中島正明, 諸岡泰男: 塑性と加工, 34-387 (1993), 411.
1.21) 古元秀昭, 森本和夫, 林寛治, 小坂田宏造: 塑性と加工, 38-432 (1997), 71.
1.22) 成田健次郎, 安田健一, 志田茂: 塑性と加工, 36-418 (1995), 1228.
1.23) 柳本潤, 木内学, 中村充, 倉橋隆郎: 塑性と加工, 32-367 (1991), 1000.
1.24) 占部俊明, 細谷佳弘: 塑性と加工, 46-534 (2005), 560.
1.25) 田中靖, 藤田栄: JFE技報, 16 (2007), 1.
1.26) 経済産業省: 金属素材競争力強化検討会参考資料, (2015), 19.
1.27) 草場芳昭: 第141回塑性加工シンポジウムテキスト, (1992), 22.

1.28) 斎藤好弘, 渡辺俊成, 大池昌弘, 岩坂光富, 加藤健三: 第38回塑性加工連合講演会講演論文集, (1987), 53.
1.29) 斎藤好弘, 宇都宮裕, 雨澤隆生, 加藤健三: 平成元年度塑性加工春季講演会講演論文集, (1989), 627.
1.30) 斎藤好弘, 宇都宮裕, 林孝雄: 平成2年度塑性加工春季講演会講演論文集I, (1990), 281.
1.31) 斎藤好弘: 第 128 回塑性加工シンポジウムテキスト, (1990), 59.
1.32) 下村政嗣: 表面技術, 64 (2013), 2.
1.33) R. Hill: The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University Press, Oxford, (1950), 199.
1.34) D.R. Bland and H.Ford: Proc. Instn. Mech. Eng., 159 (1948), 144.
1.35) M.P.Stone: Iron Steel Eng., 30 (1953), 61.
1.36) J.H. Hitchcock: 1935 ASME Report of Special Research Committee on Roll Neck Bearings, (1935), 33.
1.37) 水野高爾: 塑性と加工, 10-102 (1969), 521.
1.38) I. Gokyu and J. Kihara: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., 6 (1966), 196.
1.39) 山本普康, 橋本淳, 新留照英, 白石利幸: 鉄と鋼, 73-10 (1987), 1358.
1.40) 白石利幸, 山本普康, 橋本淳, 新留照英: 塑性と加工, 36-412 (1995), 457.
1.41) 岡本隆彦: 第228回塑性加工シンポジウムテキスト, (2002), 59.
1.42) 宇都宮裕, 野口遥平, 松本良: 材料とプロセス, 33-2 (2020), 433.
1.43) 阿高松男, 萩原淳史, 荒巻良則, 岡本隆彦: 材料とプロセス, 17-5 (2004), 1011.
1.44) 鑓田征雄, 伊藤正登, 山本将純, 舩倉康行: 第56回塑性加工連合講演会講演論文集, (2005), 505.
1.45) 阿高松男, 荒巻良則, 飯野嘉則: 第56回塑性加工連合講演会講演論文集, (2005), 507.
1.46) 阿高松男, 綿貫孝介, 飯野嘉則: 平成19年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2007), 55.
1.47) 木村幸雄, 植野雅康, 曽屋保博: 材料とプロセス, 18-5 (2005), 1214.
1.48) 阿高松男, 飯野嘉則, 綿貫孝介: 材料とプロセス, 19-5 (2006), 987.
1.49) 青木孝史郎: 材料とプロセス, 19-2 (2006), 406.
1.50) 長瀬直樹, 志渡誠一, 金森英夫, 下田修吉, 鑓田征雄: 平成17年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2005), 351.
1.51) 池浩: 調質圧延のミクロ変形解析研究会最終報告, (2007), 99.

1.52) 湯川伸樹, 秋山友彦, 吉田佳典, 石川孝司: 調質圧延のミクロ変形解析研究会最終報告, (2007), 111.
1.53) 明石透, 白石利幸, 小川茂, 松瀬善信, 森原秀征: 塑性と加工, 56-648 (2015), 53.
1.54) 古川九州男, 角山浩三, 今中誠, 岸田朗, 山田恭裕, 恒川裕志: 川崎製鉄技報, 20 (1988), 27.
1.55) 角山浩三, 今中誠, 古川九州男, 岸田朗, 山田恭裕: 鉄と鋼, 75-11 (1989), 134.

第 2 章
冷間圧延用オンライン先進率モデルの開発

2.1　緒言

序論で述べた通り，冷間圧延工程における板製品の製造では，全長にわたる板厚精度の確保が重要な課題である．その板厚精度は，一般的には板先端部に対してはロールギャップとロール周速のセットアップにより，以降の定常部に対しては AGC(Automatic Gage Control)制御により担保される．このうちセットアップは，不適正であると板先端部の歩留まり低下や通板トラブルを招くため特に重要視される．特にタンデム圧延機のセットアップでは，ロールギャップに加えてロール周速を各スタンドについて同時に設定する必要があり，より高い精度が求められる．

ロールギャップとロール周速のセットアップは，圧延荷重と先進率の予測値に基づいてなされる．ここで圧延荷重，先進率は，予め設定された変形抵抗と摩擦係数を用いて圧延理論モデルにより予測される．圧延理論モデルに関しては従来より多くの研究が行われており [2.1]，冷間圧延のセットアップのための圧延理論モデルとしては，Hill の圧延荷重式 [2.2]および Bland and Ford の先進率式 [2.3]が広く用いられてきた．Bland and Ford の先進率式は，Karman の微分方程式を，ロールバイト内の板厚減少と変形抵抗の加工硬化が逆傾向にあることに着目して導出された近似解である．一方，Hill の圧延荷重式は，Bland and Ford の解法の圧下力関数の近似解である．両モデル式の予測精度は一般的には実用上十分であるとされているが実験値との間に乖離が見られる場合もある．例えば，実操業における高張力鋼板の圧延に対しては圧延荷重，先進率の予測精度が不十分であることが経験的に知られている．その予測精度不良の原因として，変形抵抗が従来の軟鋼板より高いことに加えて圧延条件（低圧下率，高張力）が異なることや酸洗条件の違いに起因して圧延入側の素材の表面性状が異なることが考えられる．すなわちロールバイト内での加工硬化の挙動が軟鋼板とは異なること，および摩擦係数が一定でないことで，実現象が理論モデルの仮定から逸脱していると考えられる．

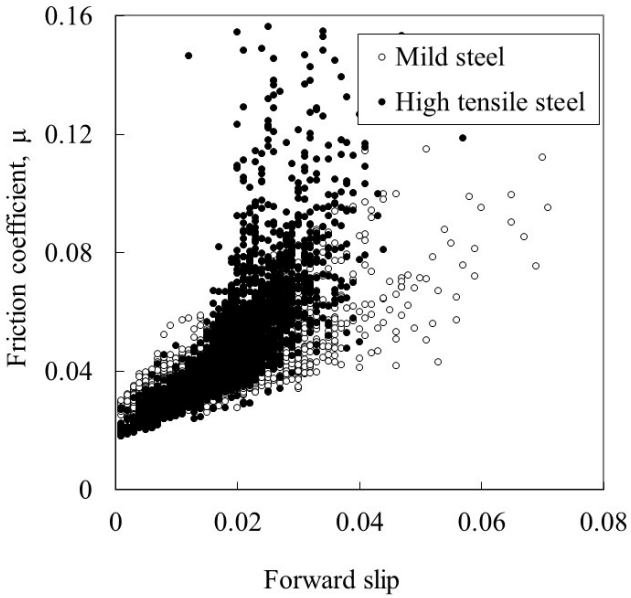
ところで，近年の冷間タンデム圧延機では，全スタンド間にドップラー板速計等が導入されるなど，高い精度の圧延操業情報が各コイルについて入手で

きるようになってきた．さらに，これらの実測された圧延荷重，先進率等の圧延操業ビッグデータを用いた逆解析により摩擦係数，変形抵抗の推定がなされている．これらの推定データに基づき，実操業でのロールギャップ，ロール周速のセットアップが行われる．このため，不適切な圧延理論モデルは，実操業データからの摩擦係数，変形抵抗の推定，推定データに基づく圧延荷重と先進率の予測を介してのセットアップの双方に悪影響を与える．

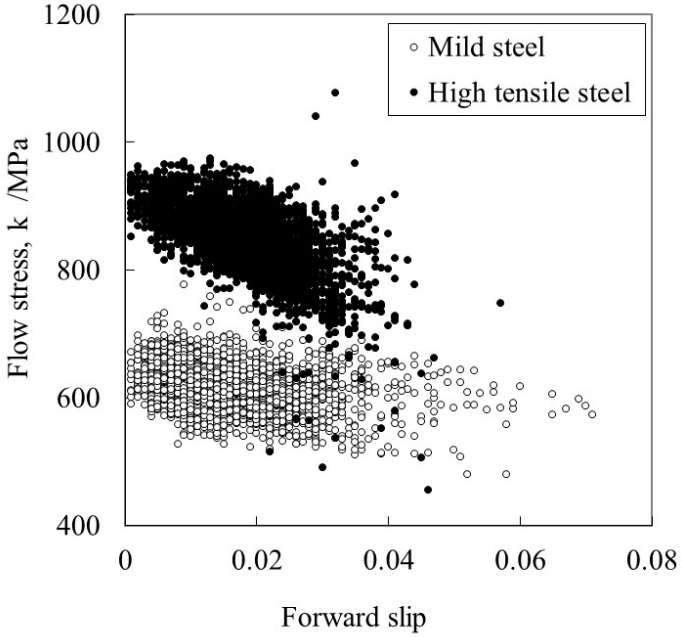
本章では，冷間圧延におけるセットアップモデルの精度向上を目的に，Bland and Ford の先進率式の修正を検討した．具体的には，㈱神戸製鋼所 加古川製鉄所 冷間タンデム圧延機で採取された膨大な実績操業データを用いた解析から，高張力鋼板に対して従来圧延理論モデルに基づく予測精度の課題を抽出するとともに，Bland and Ford の先進率式をロールバイト内における摩擦係数，変形抵抗変化を考慮可能な形に修正した．そして，実機に適用した結果，セットアップの高精度化が確認されたので，その内容について報告する．

2.2　従来モデルにおける摩擦係数，平均変形抵抗の推定精度

緒言でも述べたように，セットアップ精度向上には変形抵抗と摩擦係数の高精度な推定が重要となる．そこでまず，現状の推定精度の把握を目的に，冷間圧延で一般的に使われている圧延理論モデル式を用いて平均変形抵抗と摩擦係数の推定を行った．推定に使用した圧延条件，圧延荷重，先進率のデータは㈱神戸製鋼所 加古川製鉄所 冷間圧延タンデムライン第 2 スタンドの実測データを採用した．従来より冷間圧延理論式を用いた各種摩擦係数の推定方法が報告されているが [2.1,2.4-2.10]，本研究では Hill の圧延荷重式，Bland and Ford の先進率式，Hitchcock のロール偏平変形式 [2.11]を用い，圧延荷重と先進率の実測値とそれら予測値の差を最小とするように非線形最小二乗法を行い摩擦係数と変形抵抗を推定した．尚，圧延荷重，先進率の予測値の計算に用いる扁平ロール径の算出には実績の圧延荷重を使用している．Fig. 2.1 に軟鋼板と高張力鋼板の摩擦係数と平均変形抵抗の推定結果を示す．Fig. 2.1(a)に実測先進率と推定摩擦係数の関係，(b)に実測先進率と推定平均変形抵抗の関係を示す．一般に摩擦係数が増加すると，中立点が上流に移動するため，先進率も増加することが知られており，先進率は摩擦係数の推定に強く影響する．Fig. 2.1(a)から軟鋼板では推定摩擦係数は先進率の増加とともに直線的に増加するのに対して，高張力鋼板では，先進率が 2%以上の領域で摩擦係数が先進率の増加とともに急激に増加し，そのばらつきも大きい．また変形抵抗は材料固有の値であるため，本来，先進率には依存せず一定の値となるはずである．Fig. 2.1(b)から軟鋼板の推定平均変形抵抗は先進率に寄らずほぼ一定であるのに対し，高張力鋼板では先進率の増加に伴い減少する傾向が見られる．この先進率に依存した平均変形抵抗の変化は先進率 2%以上の領域での推定摩擦係数の急激な増加が影響していると考えられる [2.12-2.14]．このような推定値のばらつき，および理論上説明できない挙動は，従来より指摘されているように逆解析に用いた圧延理論モデルが適正でなかったことが原因と考えられる [2.15,2.16]．特に高張力鋼板に対しては，先進率に依存した推定摩擦係数の急上昇と平均変形抵抗の減少が見られることから，従来から指摘されているように Bland and Ford の先進率式に課題があるものと考察された [2.1,2.17]．



(a) Friction coefficient



(b) Mean flow stress

Fig. 2.1 Estimated friction coefficient and mean flow stress as a function of measured forward slip

2.3 Bland and Ford の先進率式の問題点

Bland and Ford の先進率式は Karman の微分方程式に仮定を設けることで導かれた近似式である．式(2-1)に Karman の微分方程式を示す．ここで x は最小ロールギャップ位置を原点に圧延方向と逆向きにとった座標である．φ は圧延角，h は圧延角 φ における板厚，q は圧延方向の応力，μ は摩擦係数，p は圧延圧力，k は二次元平均変形抵抗である．またここで符号は，中立点より上流を(−)，下流を(+)を表す．また，式(2-2)は降伏条件を表している．

$$hk\frac{d}{dx}\left(\frac{q}{k}\right) = 2p(\varphi \pm \mu) \qquad \cdots (2\text{-}1)$$

$$p = q + k \qquad \cdots (2\text{-}2)$$

$$h \cdot k\frac{d}{dx}\left(\frac{p-k}{k}\right) + \left(\frac{p-k}{k}\right)\frac{d}{dx}(h \cdot k) = 2p(\varphi \pm \mu) \qquad \cdots (2\text{-}3)$$

式(2-2)を式(2-1)に代入したものが式(2-3)となるが，式(2-3)では解析解を求めることができない．そこで Bland and Ford はロールバイト内の板厚減少と変形抵抗の加工硬化の両影響が逆傾向にあることを利用し，式(2-3)の第 2 項の変化が十分小さい($h \cdot k$ が一定)と仮定することで解析解を導出した．言い換えれば，ロールバイト内における変形抵抗変化（加工硬化）は圧延条件に伴う板厚減少に依存することが前提となっている．また，この際の摩擦係数はロールバイト内で一定と仮定されている．

しかしながら，実際の圧延挙動は Bland and Ford の先進率式の仮定と乖離している可能性が考えられる．例えば平均変形抵抗に対しては，冷間圧延鋼板では冷間圧延の前工程で焼鈍されるため，前段スタンドでは加工硬化率が大きく，後段スタンドでは加工硬化率が緩和されるためスタンドごとに加工硬化率が異なるはずである．また軟鋼板と高張力鋼板ではパススケジュールが異なることにより各スタンドでの板厚減少量も異なる．これら理由により Bland and Ford の先進率式の仮定条件から逸脱するスタンドや鋼種が存在すると想定される．

また，摩擦係数に関しても，ロールバイト内における変化があると考えられる．冷間圧延における摩擦係数は，ロールバイト内への導入油量，エマルション性状，プレートアウト特性，ロール，板表面粗さ等の複合因子に影響することが知られている[2.18,2.19]．一方，ロールバイト内における摩擦変化に関しては古くから多くの報告がある．例えば水野は流体潤滑領域ではロールバイト内の延伸効果により導入油膜は出側にかけ薄くなり摩擦係数が高くなるとしている[2.20]．また松浦らは測圧ピンを用いたせん断，垂直応力の実測結果から，中立点付近で摩擦係数が変化すること，入側摩擦係数が高いことを示している[2.21]．他方，工具や材料粗さに関しては，板表面の凹部にトラップされた油が加工の進行に伴い接触面に浸み出す効果によりロールバイト出側に向け摩擦係数が低下する可能性も報告されている[2.22-2.24]．実機操業における現象としても，冷間圧延鋼板の元板表面は酸洗肌のため表面粗さが高く，特にケイ素を多く含む高張力鋼板に関しては表面粗さが高い．また，第 1～4 スタンドまでは低粗度ロールを用いている．このように板粗さとロール粗さの変化が大きく真実接触率（境界潤滑面積）がロールバイト内で大きく変化する場合には，摩擦係数もロールバイト内で変化していると考えられる．

以上のことから，実際の圧延現象ではロールバイト内の変形抵抗変化や摩擦係数変化が存在すると想定されるにも関わらず圧延理論モデル（Bland and Ford の先進率式）では，その影響が無視された形で定式化されている．このことから著者らはロールバイト内のこれら変化を考慮することにより，摩擦係数，平均変形抵抗の予測精度が向上するのではないかと仮定した．

2.4　ロールバイト内の摩擦係数，変形抵抗変化が及ぼす先進率への影響

前節で述べたように，実際の圧延現象においてはロールバイト内の摩擦係数変化が存在すると想定される．前述した水野[2.20]，松浦ら[2.21]の研究以外にもロール内部に傾斜した測圧ピンを埋め込むことによりロールバイト内の応力を直接測定し，摩擦応力や摩擦係数分布を検討している報告が多くある．いずれの研究においても，ロールバイト内における摩擦係数は一定ではなく，ロールバイト内で変化していることが指摘されている[2.25-2.27]．

そこで，前述の Bland and Ford の仮定条件（ロールバイト内で摩擦係数は一定）と実際の圧延挙動の乖離が摩擦係数，平均変形抵抗の推定精度不良の要因であると考え，ロールバイト内における摩擦係数，変形抵抗変化の影響について数値解析を用いて検討を行った．推定される摩擦係数，平均変形抵抗は，実測先進率と Bland and Ford の先進率式で予測された先進率の差が最小になるように導出される．そのため，推定摩擦係数の急上昇や平均変形抵抗の減少の問題を改善するためには，先進率の予測精度を改善する必要がある．そこで，ロールバイト内での摩擦係数変化，変形抵抗変化を考慮できるように Bland and Ford の式を修正した．

具体的な解析方法を以下に示す．式(2-1)に示した Karman の微分方程式の構成因子である摩擦係数，変形抵抗に式(2-4)，式(2-5)で示されるロールバイト内での単純な線形変化を導入した．

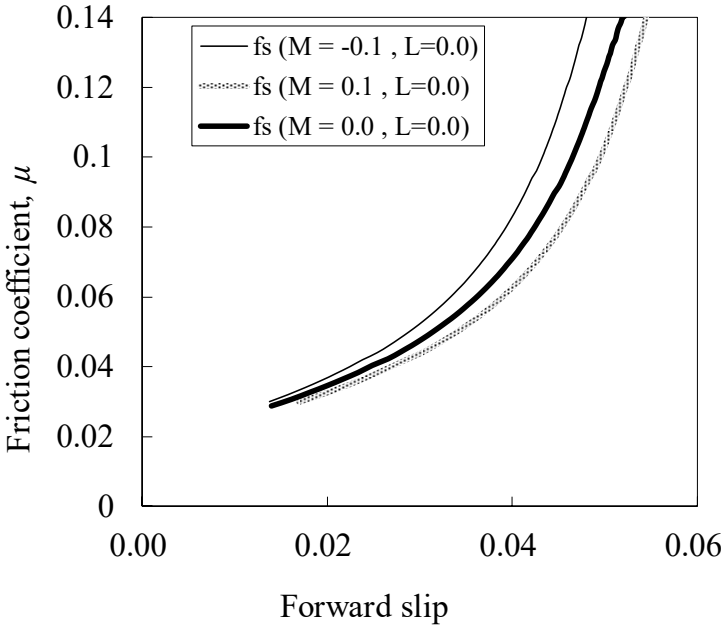
$$\mu = \mu_0 \cdot \left(1 + M \frac{\varphi - \frac{\varphi_0}{2}}{\varphi_0} \right) \qquad \cdots (2\text{-}4)$$

$$k = L \cdot r + k_0 = L \cdot \frac{H - h - R \cdot \varphi^2}{H} + k_0 \qquad \cdots (2\text{-}5)$$

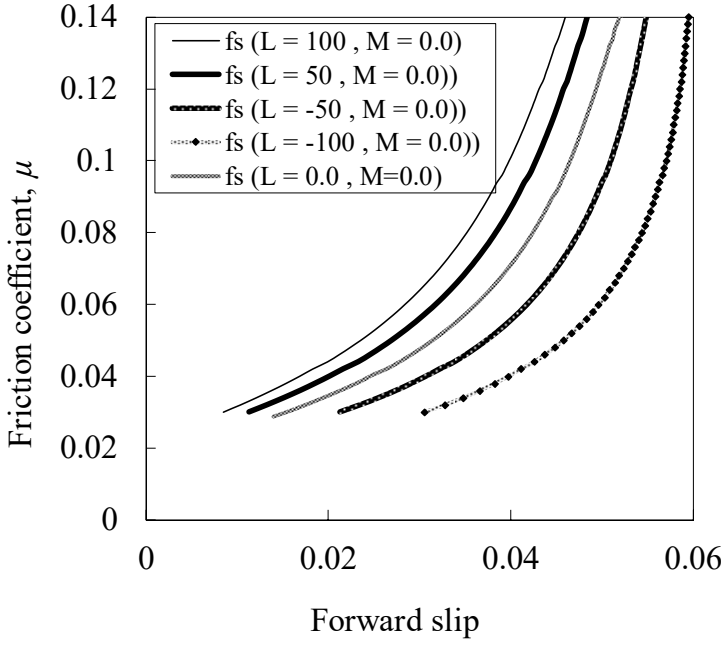
式(2-4)の摩擦係数変化係数 M はロールバイト内摩擦係数の変化率を表す係数である．式(2-4)によってロールバイト内の平均摩擦係数 μ_0 は変化させずに，ロールバイト内の中間位置（$\varphi_0/2$）を基準に圧延角 φ よって線形的にバイト内の摩擦係数を変化させることができる．$M>0$ の場合にはロールバイト内の中間位置（$\varphi_0/2$）を基準に入側摩擦係数が出側摩擦係数よりも大きい状態を表現でき，$M<0$ の場合には入側摩擦係数が出側摩擦係数よりも小さい状態を表現することが可能である．式(2-5)の変形抵抗変化係数 L は材料の線形加工硬化・加工軟化率を表している係数となる．入側の変形抵抗 k_0 を基準とし，$L>0$ の場合には圧延角 φ に応じて出側にかけ加工硬化を表し，$L<0$ では加工軟化する方向に変化させることが可能である．なお，φ_0 は接触角，φ は圧延角，μ_0 はバイト内平均摩擦係数，k_0 は圧延入側における変形抵抗，H,h は入側，出側板厚，r は圧下率を示す．Table 2.1 に示す解析条件で，ロールバイト内の摩擦係数，変形抵抗変化を与え，差分法により Karman の微分方程式の解を求めた．解析例を Fig. 2.2 に示す．

Table 2.1　Rolling conditions assumed for numerical analysis

Entry thickness	1.40 mm
Delivery thickness	1.12 mm
Tension	150 MPa
Roll diameter	540 mm
Yeild stress	800 MPa
Friction coefficient	0.03〜0.14
Parameter M	-0.1 / 0 / 0.1
Parameter L	-100 / -50 / 0 / 50 / 100



(a) Effect of friction coefficient change parameter



(b) Effect of flow stress change parameter

Fig. 2.2 Relationship between change in roll bite and forward slip

摩擦係数変化を与えた場合(Fig. 2.2(a)), 入側摩擦係数が出側摩擦係数と比較し低い場合には（M<0), 力の釣り合いから中立点が出側に移動するため先進率が減少する. 逆に入側摩擦係数が高い場合は, 中立点は入側に移動するため先進率は増加する. 摩擦係数のロールバイト内変化と先進率の関係は, 摩擦係数が高い側に中立点が移動する傾向が示された. 一方, 変形抵抗の加工硬化を与えた場合（L>0), 先進域における面圧が上昇し中立点は下流に移動して先進率は減少する(Fig. 2.2(b)). この結果から, 変形抵抗のロールバイト内変化については, 変形抵抗が高い側に中立点が移動する傾向が示された[2.12,2.13].

本解析の結果から, ロールバイト内の摩擦係数, 変形抵抗変化を導入することにより先進率が変化することが確認された. この結果から摩擦係数や変形抵抗変化を適切に導入すれば, 圧延荷重や先進率の予測精度を向上できるものと推察される.

2.5 Bland and Ford の修正先進率式

2.5.1 Bland and Ford の修正先進率式の構築

本節では Bland and Ford の先進率式にロールバイト内の摩擦係数, 変形抵抗変化を考慮することを目的に先進率式の修正方法を検討する. 従来の Bland and Ford の先進率式を式(2-6)に示す. ここで μ は摩擦係数, R'は扁平ロール半径, tf, tb は前後方張力, fs は先進率を示す. ここで H と h は圧延前後の板厚を表す.

$$\mu = \frac{\sqrt{\frac{h}{R'}} \cdot \log\left(\frac{H}{h} \cdot \frac{1 - tf/k}{1 - tb/k}\right)}{2 \cdot \left(\tan^{-1}\left(\sqrt{\frac{H-h}{h}}\right) - 2 \cdot \tan^{-1}\left(\sqrt{fs}\right)\right)} \quad \cdots (2\text{-}6)$$

まずロールバイト先後進域の摩擦係数, 変形抵抗を個別に設定した際の式形について検討を行った. μ1 を後進域の摩擦係数, μ2 を先進域の摩擦係数, k1 を後進域の変形抵抗, k2 を先進域の変形抵抗とする. 式(2-7)に平均の摩擦係数を, 式(2-8)に式(2-7)および先後進域の変形抵抗を用いた場合の, Bland and Ford の修正先進率式を示す.

$$\mu = \frac{\mu_1 + \mu_2}{2} \qquad \cdots (2\text{-}7)$$

$$\mu = \frac{\sqrt{\frac{h}{R'}} \cdot \log\left(\frac{H}{h} \cdot \frac{1 - tf/k_2}{1 - tb/k_1}\right)}{2 \cdot \left(\tan^{-1}\left(\sqrt{\frac{H-h}{h}}\right) - 2 \cdot \tan^{-1}\left(\sqrt{fs}\right) + \left(\frac{2\mu_1}{\mu_1 + \mu_2} - 1\right) \cdot \tan^{-1}\left(\sqrt{\frac{H-h}{h}}\right)\right)}$$

$$\cdots (2\text{-}8)$$

式(2-8)は，従来の式(2-6)の分母に先後進域の摩擦係数と入出側板厚で構成された項，分子に先後進域の変形抵抗の項が導入された式形となる．ところで，冷間タンデム圧延における摩擦係数は，表面粗さや圧延条件（速度，圧下率等）で変化する導入油膜厚に依存することが知られている．また，変形抵抗は材料組成，ひずみ，ひずみ速度，圧延温度によって決定されるとされる．冷間圧延では各鋼種，各スタンドでパススケジュール（入出側板厚 H,h や圧延速度等の圧延条件）がほぼ固定されており，上記に示す摩擦係数，変形抵抗の影響因子は鋼種，スタンドごとに固定されていると考えて良い．そのため，式(2-8)で新たに導入された項は各鋼種，各スタンド層別の固定値として設定することが可能であり，計算負荷の小さい実用モデルとして構成することも可能と考えられる．

そこで，ロールバイト内の摩擦係数，変形抵抗変化を考慮した Bland and Ford の実用先進率式として式(2-9)，式(2-10)に示すパラメータで構成された式(2-11)を用いることとした．なお，導入した係数 C, B は鋼種，スタンド層別ごとの固定値として設定した．

$$C = \left(\frac{2\mu_1}{\mu_1 + \mu_2} - 1\right) \cdot \tan^{-1}\left(\sqrt{\frac{H-h}{h}}\right) \qquad \cdots (2\text{-}9)$$

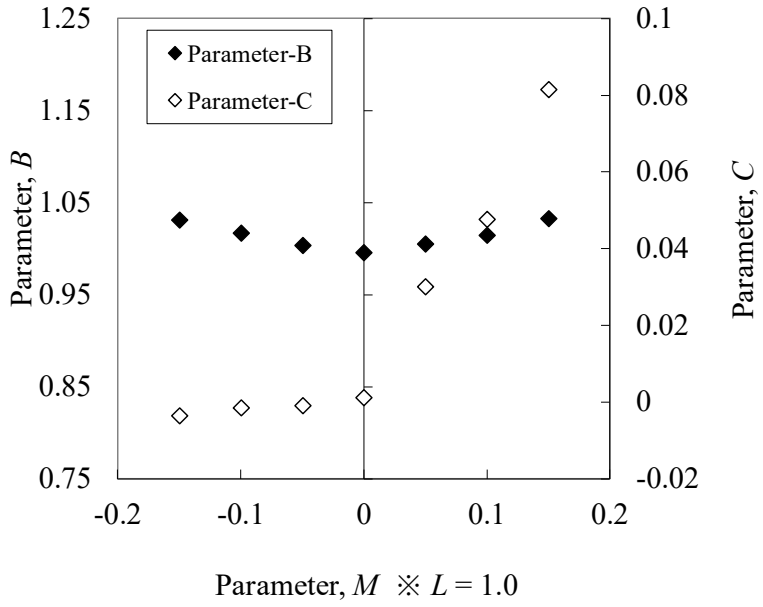
$$B = k_2/k_1 \qquad \cdots (2\text{-}10)$$

$$\mu = \frac{\sqrt{\frac{h}{R'}} \cdot \log\left(\frac{H}{h} \cdot \frac{1 - tf/(B \cdot k_1)}{1 - tb/k_1}\right)}{2 \cdot \left(\tan^{-1}\left(\sqrt{\frac{H-h}{h}}\right) - 2 \cdot \tan^{-1}\left(\sqrt{fs}\right) + C\right)} \qquad \cdots (2\text{-}11)$$

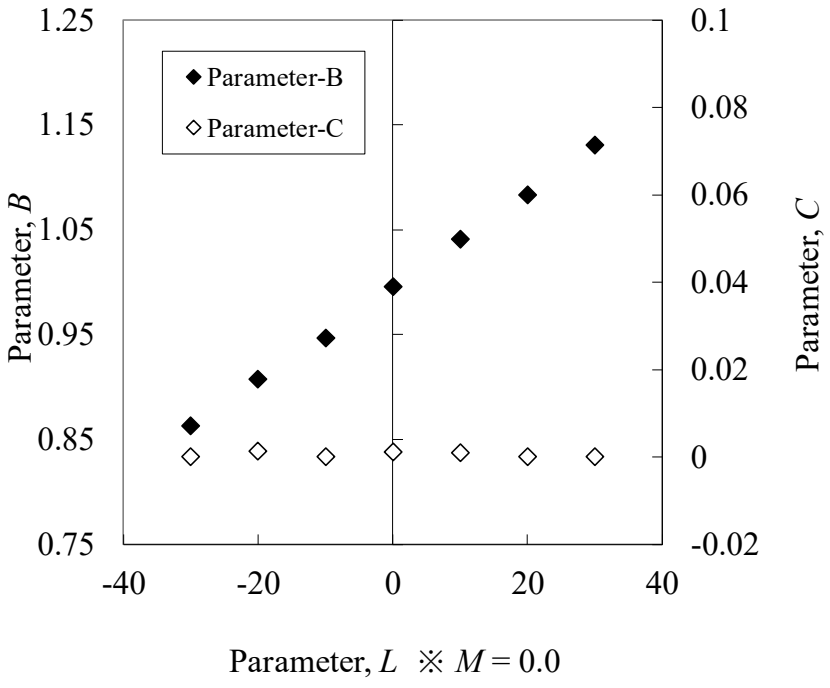
2.5.2 Bland and Ford の修正先進率式の妥当性検証

新たに導入した係数 C, B の物理的な方向性，妥当性の検証として，ロールバイト内の線形変化式を考慮した理論モデル式(2-4), 式(2-5)と修正先進率式(2-11)の関係を比較検討した. 具体的な検討方法を以下に示す. まず理論モデル式を用いて摩擦係数変化比率 M, 加工硬化率 L を変更し先進率を算出する．次に算出された先進率に一致するように式(2-11)の導入係数 C, Bを最小二乗法により導出した．算出された係数 C, Bの結果を Fig. 2.3 に示す．Fig. 2.3 (a)は加工硬化率 L=1 に固定し摩擦係数変化比率 M のみを変更した場合の結果（ロールバイト内の加工硬化・軟化は無く，摩擦係数変化のみ存在する状態），Fig. 2.3 (b)は摩擦係数変化比率 M=0 に固定し加工硬化率 L のみを変更した場合(摩擦係数変化は無く，加工硬化する状態)の係数 C, B の結果である．Fig. 2.3 から係数 C は摩擦係数変化率 M に, また係数 B は加工硬化率 L に強く依存していることがわかる. また，入側摩擦係数を大きくする場合(M>0)場合には，補正係数 C も入側摩擦係数が高い方向（C>0）にあり，また加工硬化する場合（L>1）には B 値も増加することが確認された.

以上の結果から，導入した係数 C, B はそれぞれロールバイト内の摩擦係数変化，変形抵抗変化を定性的に表現したパラメータとして Bland and Ford の先進率式に導入されていることを確認した [2.12)].



(a) Change of *B/C* by each *M*



(b) Change of *B/C* by each *L*

Fig. 2.3 Relationship between the parameters *C/B* and the parameters *M/L*

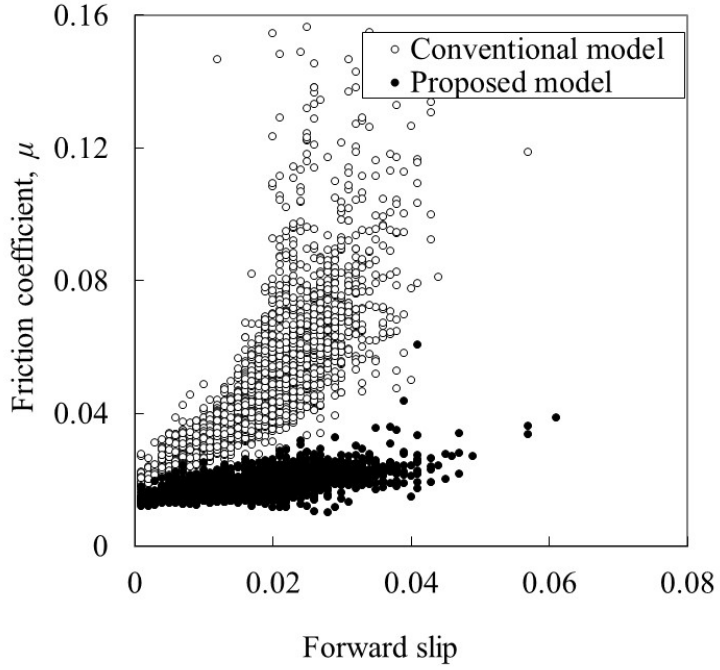
2.5.3 Bland and Ford の修正先進率式の精度検証

Bland and Ford の修正先進率式の精度検証を目的に，従来の Bland and Ford の先進率式と修正先進率式を用いた摩擦係数と平均変形抵抗の推定値の比較を行った. 修正先進率式での摩擦係数, 平均変形抵抗の推定にあたっては係数 C, B を決定する必要があるが, そのためには摩擦係数, 平均変形抵抗の予測モデルが必要となる．具体的な導出方法を以下に示す．まず，摩擦係数，平均変形抵抗モデル式を仮定する．次に Hill の圧延荷重式と式(2-11)に示す修正先進率式を用い，実測と予測の圧延荷重偏差および先進率偏差が最小となる様, 式(2-12), 式(2-13)に示す摩擦係数，平均変形抵抗モデル係数と式(2-11)の係数 C, B を非線形最小二乗法により同時に同定した．なお，仮定した摩擦係数，平均変形抵抗モデル式を式(2-12), 式(2-13)に示す．ここで，Le は圧延長，V は圧延速度，r は圧下率，ε はひずみ，$\dot{\varepsilon}$はひずみ速度，α は材料成分の回帰パラメータを示している．

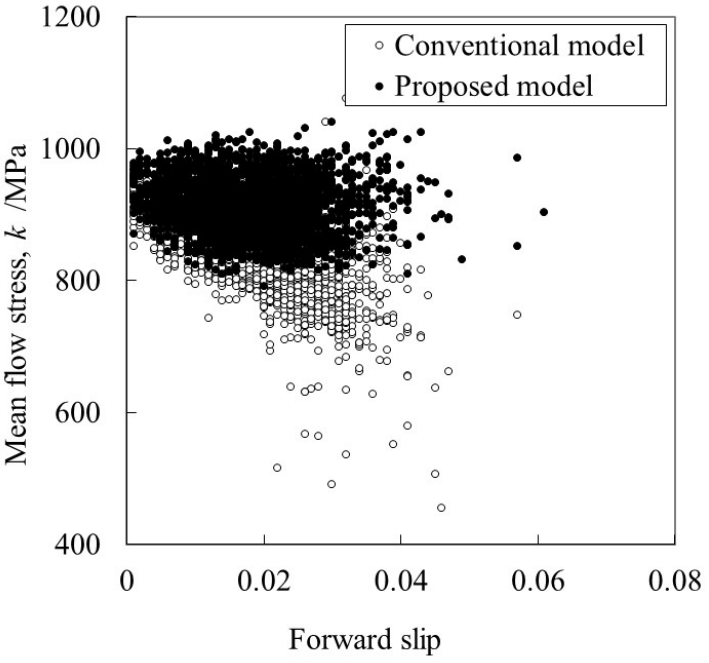
$$\mu = F(Le, V, r) \qquad \cdots (2\text{-}12)$$

$$k = G(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \alpha) \qquad \cdots (2\text{-}13)$$

Fig. 2.4 に Bland and Ford の先進率式と修正先進率式を用い場合の高張力鋼板の第 2 スタンドにおける推定摩擦係数，平均変形抵抗を示す．Fig. 2.4 からわかるように，修正先進率式を用いることにより，Fig. 2.1 で見られた高張力鋼板の先進率 2%以上で見られていた推定摩擦係数のばらつき，および平均変形抵抗の先進率依存性が改善しており, 摩擦係数, 平均変形抵抗の推定精度が向上していることを確認した.



(a) Friction coefficient



(b) Mean flow stress

Fig. 2.4 Friction coefficient estimated from measured forward slip with proposed/conventional model (High tensile steel)

2.6 考察

2.6.1 高張力鋼板における摩擦係数，平均変形抵抗の推定精度不良の原因

高張力鋼板での先進率が 2%を超える領域で推定摩擦係数のばらつきが大きくなる要因を従来の Bland and Ford の先進率式と修正先進率式から検討した．Fig. 2.5 は高張力鋼板を第 2 スタンドで圧延した場合の実機データから推定した摩擦係数と Bland and Ford 先進率式（式(2-11)）分母項の関係をプロットしたものである．従来の Bland and Ford 先進率式では先進率が 2%を超える領域すなわち摩擦係数が 0.05 を超える領域で，推定摩擦係数のばらつきも大きくなり不安定になっていることが分かる．これに対し，修正先進率式は，係数 C 項（C>0）の導入により分母項がプラス側にシフトすることで摩擦係数が安定的に推定可能となっている．高張力鋼板の圧延条件に対しては，従来の Bland and Ford の先進率式では圧下率と先進率のバランスにより数式上不安定になることが推定摩擦係数，平均変形抵抗のばらつきを生じさせている原因であり，修正係数 C の導入により数式的安定性が得られることがわかった．

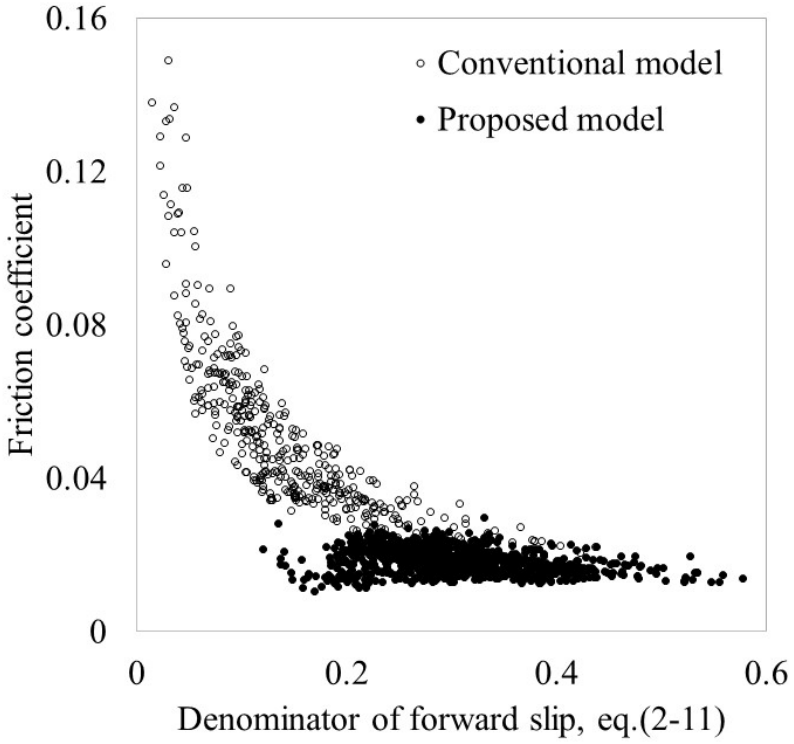


Fig. 2.5 Relationship between estimated friction coefficient and denominator of forward slip

2.6.2　ロールバイト内の摩擦係数変化の影響

Fig. 2.6 に高張力鋼板の各スタンドでの係数 *C* 値と各スタンド間での板の表面粗さ *Ra* の変化量の関係を示す. ここで板の表面粗さ変化量*⊿Ra* は，各スタンドでの入側板表面粗さ *Ra* （μm）から出側板表面粗さ *Ra* （μm）を引いた値である[2.12-2.14)]．

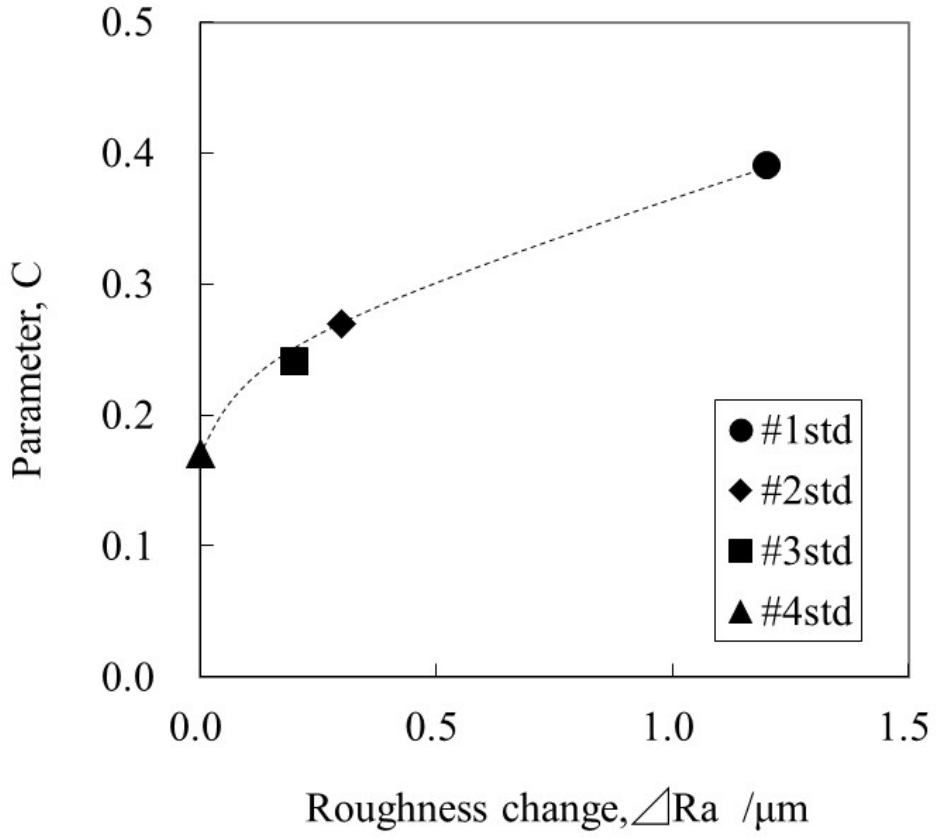


Fig. 2.6　Relationship between parameter *C* value and amount of plate roughness change between stands

算出された補正係数 C の値は，各スタンドで $C>0$ の値であるためロールバイト内の摩擦係数を考えた場合，入側の摩擦係数が出側の摩擦係数よりも高くなることを示している．他方，各スタンド間での板表面粗さ変化量は，後段スタンドになるほど減少する．これは板表面粗さの絶対値と関係している．板表面粗さの絶対値は圧延原板が最も高く，後段スタンドに向け低下する．圧延機入側では酸洗肌であるため元板の表面粗さが高く，スタンドを通過する毎にロール表面粗さが転写し第 1 スタンドから第 4 スタンドにかけて粗さの絶対値が低下する．第 1 スタンドでは表面粗さが粗いため板表面粗さの変化量(減少量)も大きく，第 4 スタンドでは板粗さがロール粗さに近づくため変化量も小さくなっていると考えられる．

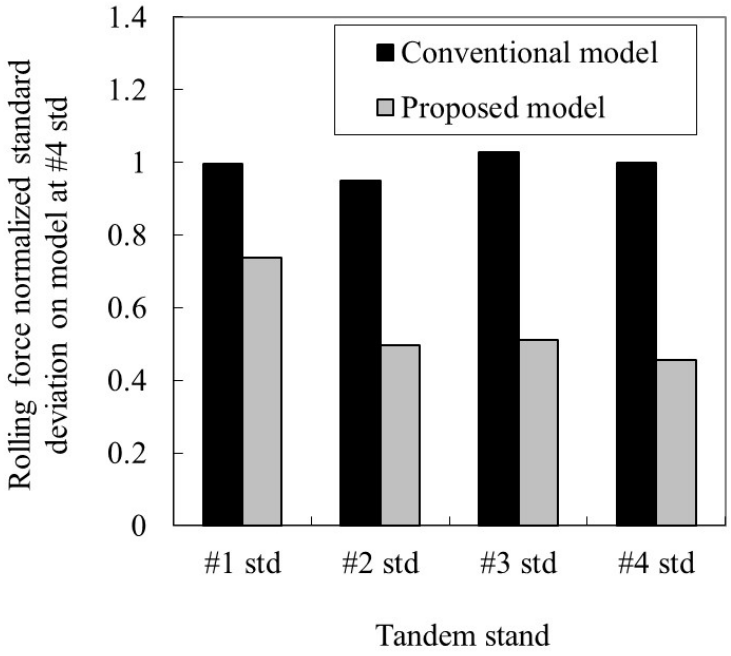
また，係数 C と各スタンドの板表面粗さ変化量ΔRa には相関があることがわかる．すなわち，板表面粗さの変化が大きいほど係数 C 値が大きくなっており，ロールバイト内における板表面粗さの変化がロールバイト内の摩擦係数変化に影響していることが推測される．高張力鋼板の場合，軟鋼板と比較しスケール性状やスケール特性が異なり，強酸洗条件で通板されるため粒界腐食の影響により素材の表面粗さが高いことが知られており，板表面粗さの変化量，ロールバイト内での摩擦係数変化が大きく，Bland and Ford のロールバイト内摩擦係数変化一定の仮定からの乖離が大きなっていたことが摩擦係数，平均変形抵抗の推定精度不良に繋がったものと考えられる．

2.7 実機適用結果

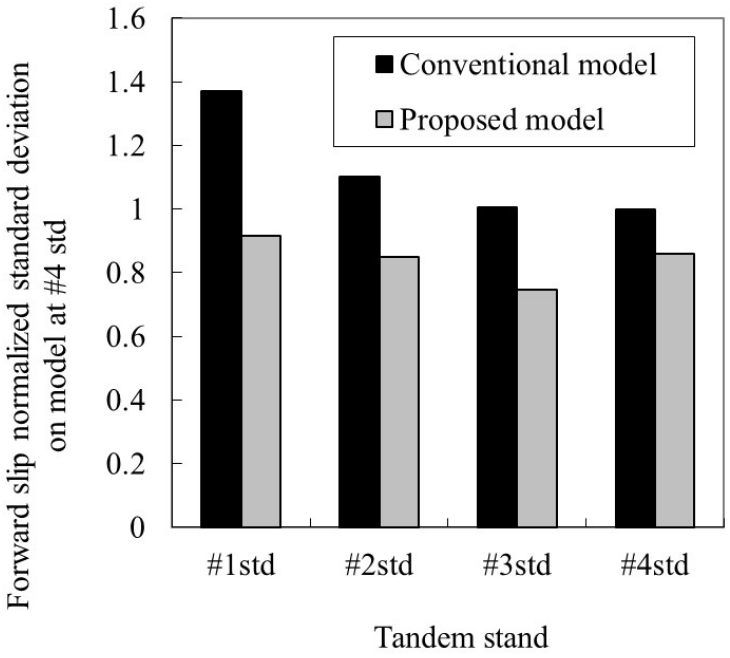
㈱神戸製鋼所加古川製鉄所冷間タンデム圧延機（5 スタンド冷間タンデム圧延機）の操業データにおいて，修正先進率式を適用した結果を以下に示す．なお，先進率式の補正係数，摩擦係数式，平均変形抵抗式のモデル係数は鋼種ごと，および冷間タンデム圧延機のスタンドごとに設定している．Fig. 2.7 に高張力鋼板を圧延した際の板先端部における実測荷重と予測荷重（Fig. 2.7(a)），および実測先進率と予測先進率の標準偏差（Fig. 2.7(b)）を示す．Fig. 2.7 は，従来モデルによる第 4 スタンドの標準偏差を基準として各スタンドの標準偏差を規格化して示している．

本修正先進率式を実機冷間圧延ラインに適用した結果，標準偏差で荷重は，30～50%, 先進率は 10～40%改善することを確認した [2.12-2.14].

特に第 1 スタンドの先進率について改善効果が大きく，これはロールバイト内の粗さ変化による摩擦係数変化を考慮したことが奏功したものと思われる．また荷重については加工硬化が大きい下流スタンドでの効果が大きい．



(a)　Accuracy of rolling force



(b) Accuracy of forward slip ratio

Fig. 2.7 Effect of new forward slip equation on prediction accuracies of the fourth stand of cold tandem rolling mill at Kakogawa works

2.8 結言

実機冷間圧延タンデム圧延機における高張力鋼板のセットアップ精度向上を目的に，Bland and Ford の先進率式を修正しロールバイト内における摩擦係数，変形抵抗の変化を考慮した実用的なオンライン先進率モデルの開発を行い，軟鋼板と比較しつつ高張力鋼板の圧延特性について調査を行った．得られた結果を以下に示す．

1. Bland and Ford の先進率式を用い摩擦係数，平均変形抵抗を推定した結果，特に高張力鋼板では先進率が 2%を超える領域で摩擦係数の推定精度が十分ではなく，また推定された平均変形抵抗が先進率依存性を示すことを確認した．このため Bland and Ford の先進率式は高張力鋼板の圧延への適用が困難であった．
2. 高張力鋼板の摩擦係数の推定精度の低さが，Bland and Ford の先進率式で考慮されていないロールバイト内の摩擦係数，変形抵抗変化の影響と仮定し，数値解析からこれらの影響による先進率変化を調査した．その結果，ロールバイト内で摩擦係数が変化する場合には摩擦係数が高い側に，また変形抵抗が変化する場合は変形抵抗が高い側に中立点が移動する傾向が示された．すなわち圧延圧力が高い側に中立点は移動する．
3. 実機適用を目的に，Bland and Ford の先進率式を修正した新たな先進率式として式(2-11)を提案した．修正式には，ロールバイト内の摩擦係数，変形抵抗の変化を表現する以下の 2 つのパラメータを新たに導入した．
   ①ロールバイト内の摩擦係数変化係数 C （式(2-9)）
   ②ロールバイト内の変形抵抗の加工硬化・軟化係数 B （式(2-10)）
4. 提案した修正先進率を用いることで摩擦係数，変形抵抗の推定精度が向上し，㈱神戸製鋼所加古川製鉄所冷間圧延タンデムラインにおいて圧延荷重，先進率の適正な予測ができ，高精度なセットアップが可能となった．

尚，本章では高張力鋼板を対象に検討を行ったが，本開発モデルは軟鋼材や非鉄金属の冷間圧延用の先進率モデルとしても適用可能な汎用モデルとなっている．

参考文献

2.1) 志田茂: 日本金属学会会報, 73 (1970), 315.

2.2) R. Hill: The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University Press, Oxford, (1950), 199.

2.3) D.R. Bland and H.Ford: Proc. Instn. Mech. Eng., 159 (1948), 144.

2.4) R.B.Sims and D.F.Arthur: J. Iron Steel Inst., 168 (1952), 285.

2.5) M.P. Stone: Iron Steel Eng., 30 (1953), 61.

2.6) H. Inhaber: Trans. ASME, Ser. B., J. Eng. Ind., 88 (1966), 421.

2.7) W.L. Roberts: Friction and Lubrication in Metal Processing, ASME,New York, (1966), 103.

2.8) 水野高爾: 塑性と加工, 10-102 (1969), 521.

2.9) 佐伯邦夫, 橋本宥司: 塑性と加工, 7-63 (1966), 183.

2.10) 鈴木正道: 塑性と加工, 10-97 (1969), 81.

2.11) J.H. Hitchcock: 1935 ASME Report of Special Research Committee on Roll Neck Bearings, (1935), 33.

2.12) Y. Fujii and Y. Maeda: Proceedings of 9th International Rolling Conference, (2013).

2.13) 藤井康之, 前田恭志, 小林正宜, 小泉重人: 材料とプロセス, 27-1 (2014), 108.

2.14) 藤井康之, 前田恭志: 材料とプロセス, 30-2 (2017), 575.

2.15） 五弓勇雄, 木原諄二, 小豆島明: 塑性と加工, 15-160 (1974), 400.

2.16） 山本普康, 橋本淳, 新留照英, 白石利幸: 鉄と鋼, 73-10 (1987), 1358.

2.17) 小豆島明: 鉄と鋼, 1-106 (2020), 1.

2.18) 中原綱光: トライボロジスト, 40-8 (1995), 644.

2.19) 藤田昇輝, 木村幸雄: 鉄と鋼, 97-10 (2011), 532.

2.20) 水野高爾: 塑性と加工, 7-66 (1966), 383.

2.21) 松浦佑次, 本村貢: 塑性と加工, 9-86 (1968), 173.

2.22) 小豆島明, 坪内昌生, 工藤英明, 古田憲明, 峯村憲: 塑性と加工, 30-347 (1989), 1631.

2.23) 片岡征二, 菅野恵介, 木原諄二: 塑性と加工, 29-334 (1988), 1132.

2.24) 木原諄二, 片岡征二, 相澤龍彦: 塑性と加工, 33-376 (1992), 556.

2.25) G.T. van Rooyen and W.A. Backofen: J. Iron Steel Inst., 186 (1957), 235.

2.26) 渡辺嘉郎: 塑性と加工, 10-106 (1969), 781.

2.27) 石川考司, 片岡正宏, 中口一成, 飯野光明: 第40回塑性加工連合講演会講演論文集, (1989), 319.

第 3 章　二次元テクスチャーロール用いた圧延転写挙動の研究

3.1　緒言

序論で述べたように，今後の板製品の競争力強化に向けては従来にない新たな機能や付加価値を持った差別化された製品で対抗してくことが必要である．板製品の高機能化に向けて著者は微視的表面形状による表面機能の向上に着目した．

板表面への微視的表面形状付与技術としては，ブラスト，エッチング，レーザー，ナノインプリント等の技術が存在するが [3.1)]，これら加工方法は加工コスト，加工面積，生産性，対象材質の制約などの問題があった．そこで表面の高機能化を実現しつつ，大面積・高生産性・低コストで実現する手段として微視的表面形状の圧延転写技術に着目した．

圧延による微視的表面形状の転写技術に関しては調質圧延を中心に多くの研究が行われている．調質圧延は，表面性状，機械特性向上等の目的で行われている．これまで表面品質向上を目的に，ロール摩耗，圧下率，潤滑条件，素材粗さ等を中心に多くの調質圧延の研究が行われてきた．しかしながら，ミクロな転写現象が十分に解明されているとは言えず，経験に依存しているところが多い．特に，従来の研究はダルロールを用いた表面粗さ Ra などの平均的な粗さでの巨視的な実験，解析が中心に議論されており [3.2-3.17)]，ロールの個々の凹凸面がどのように転写されて行くかについては十分な知見があるとは言えない．

また，表面の高機能を実現する上では，高い凸高さ，適正な凹凸形状の正確な転写が必要であり，そのためには個々の凹凸プロファイルに着目した高圧下率領域（圧下率 5%以上）での圧延条件による転写性への影響，表面テクスチャーの転写メカニズムを把握することが重要である．他方で，各種表面機能向上を実現するためには多種多様かつ，より複雑な三次元形状のテクスチャーの転写を実現する必要があると想定されるが，三次元テクスチャーの転写は材料のメタルフローが複雑な上，解析的検討を実施する場合にも莫大な計算負荷を有する．

そこで本章では，数値解析と直接対比可能な単純な二次元テクスチャーロール，具体的にはロール軸方向に溝を付与したワークロールを用いて，圧延転写とロール圧縮のラボ転写実験を行い，二次元 FEM 解析との比較を行うことで圧延

転写の基本現象を把握するとともに，転写される突起高さ，および形状の予測が可能かどうか検討を行った．

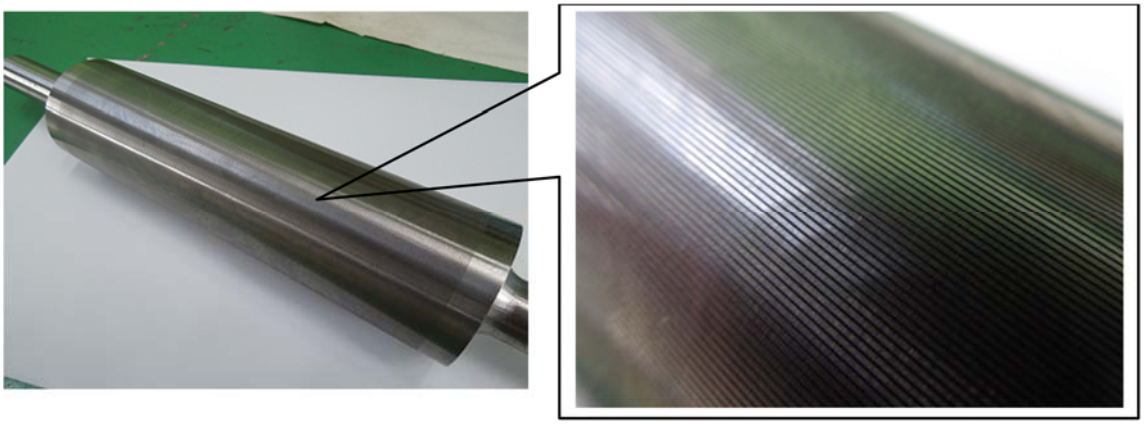
3.2 実験方法

本研究で用いた実験用圧延機は小型 4 段圧延機(Fig. 3.1)である．本実験に用いた二次元テクスチャーロールの外観を Fig. 3.2(a)に，またロールの周方向のテクスチャー断面寸法を Fig. 3.2(b)示す．ロール表面にはロール周方向にピッチ 1040μm，溝深さ 47μm の溝をエッチング加工で付与した二次元テクスチャーロールを使用した．実験条件を Table 3.1 に示す．実験は 4 段圧延機で行い上側のワークロール(以下，WR)にテクスチャーロール，下側の WR にブライトロールの組み合わせで実施した．尚，上下 WR の直径は Φ55mm である．供試材は板厚 0.59mm×板幅 30mm×長さ 200mm の純チタン板を用いた．潤滑状態は Dry とし，圧下率は 1%～20%まで変更した．

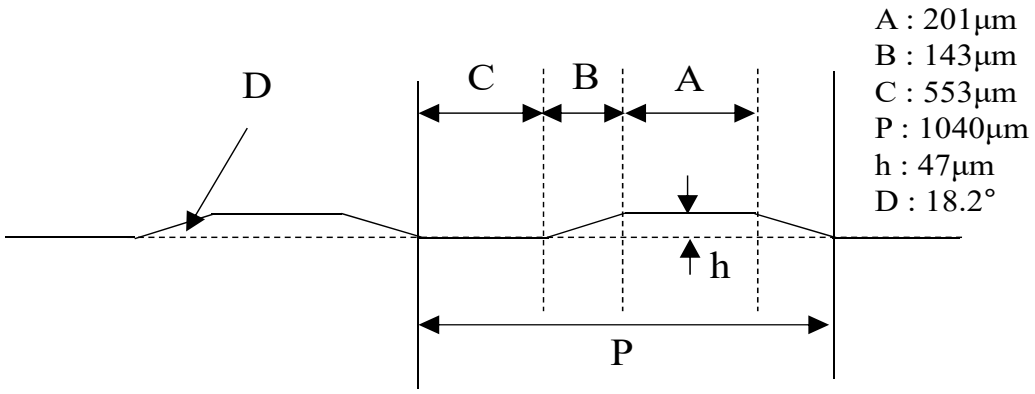
圧延ではロールと材料の接触領域であるロールバイト内において，先後進域が存在し転写性に少なからず影響があると推察される．そのため，圧延による転写挙動を明確にすべく，本実験では圧延転写試験とロール圧縮試験を実施し，比較検討を行った．



Fig. 3.1　Rolling mill used in the experiment



(a) Appearance of roll



(b) Cross section of roll surface

Fig. 3.2 Surface shape of the channel roll

Table 3.1　Experimental conditions

Mill	4Hi
Roll	Upper: Channel　Lower: Bright(φ55mm×L265mm)
Material	Pure titanium (ASME:Gr1) h0.59mm×w30mm×L200mm
Lubricant	Dry
Reduction	1%～20%
Tension	0MPa
Roll speed	0m/min, 2m/min

なお，圧延転写およびロール圧縮試験で板表面に転写された突起のプロファイルは KEYENCE 製のレーザー顕微鏡 VK9500 で測定を行った．突起高さは測定したプロファイルの最大高さを用いた．また，ロールの溝深さは樹脂製のレプリカを採取し，レプリカの表面形状を測定することで導出している．Fig. 3.3 にレーザー顕微鏡での測定例を示す．

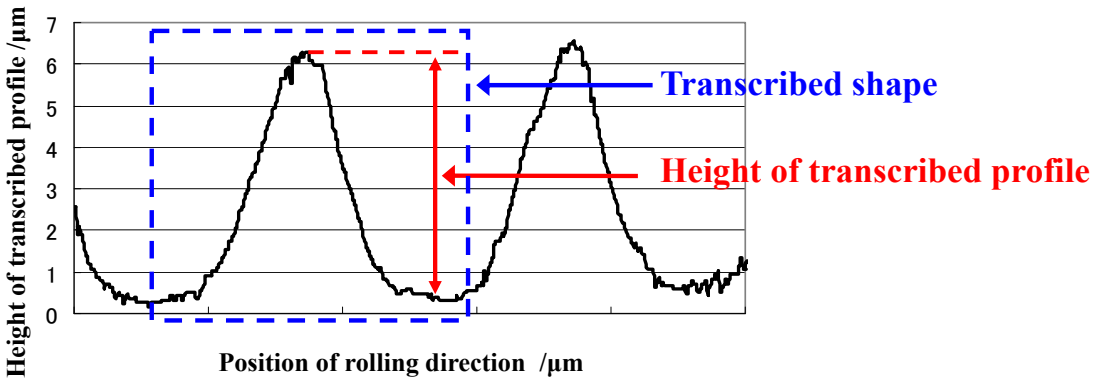


Fig. 3.3　Surface shape measurement result by laser microscope

3.3　実験結果

Fig. 3.4 に圧延転写およびロール圧縮試験で転写された突起高さと圧下率の関係を示す．転写された突起高さは圧下率 10%未満の領域までは圧下率に強く依存している．一方，圧下率 10%以上の領域では転写される突起高さは一定となっていた．これは圧下率 10%以上ではロールの凹部に材料が充満した結果と考えられる．また，圧延転写とロール圧縮実験では転写突起高さに差異は見られなかった．この結果から二次元テクスチャーロールで転写される突起高さに関しては，圧延での相対すべりの影響は少なく，圧縮変形が主要因となっていると推察される．

次に，圧延転写およびロール圧縮試験で転写された突起の形状の比較を行った．Fig. 3.5 に圧下率 7%, 15%での両加工方法で転写された突起形状を示す．圧下率 15%では圧延転写およびロール圧縮試験で転写された形状はほぼ一致している．しかしながら圧下率 7%ではロール圧縮実験の形状が圧延方向で対称であるのに対し，圧延で転写された形状は圧延方向出側で高い非対称性を示していた．

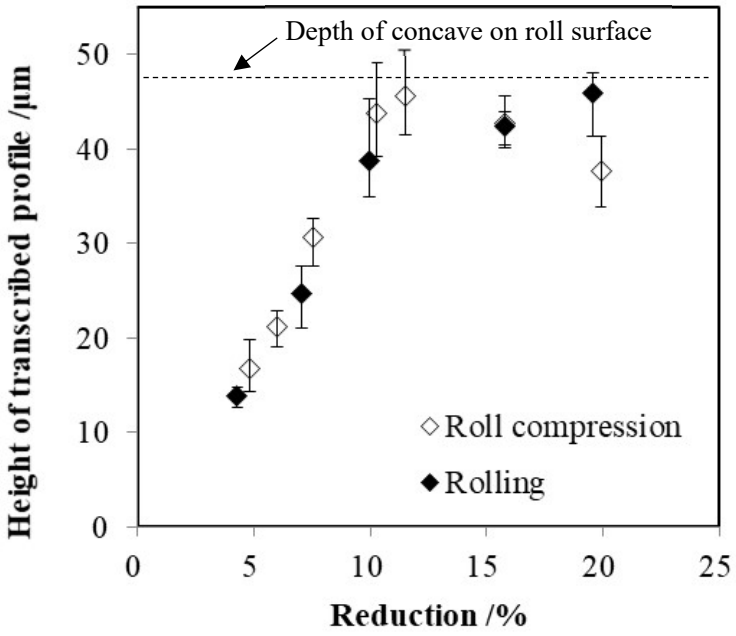
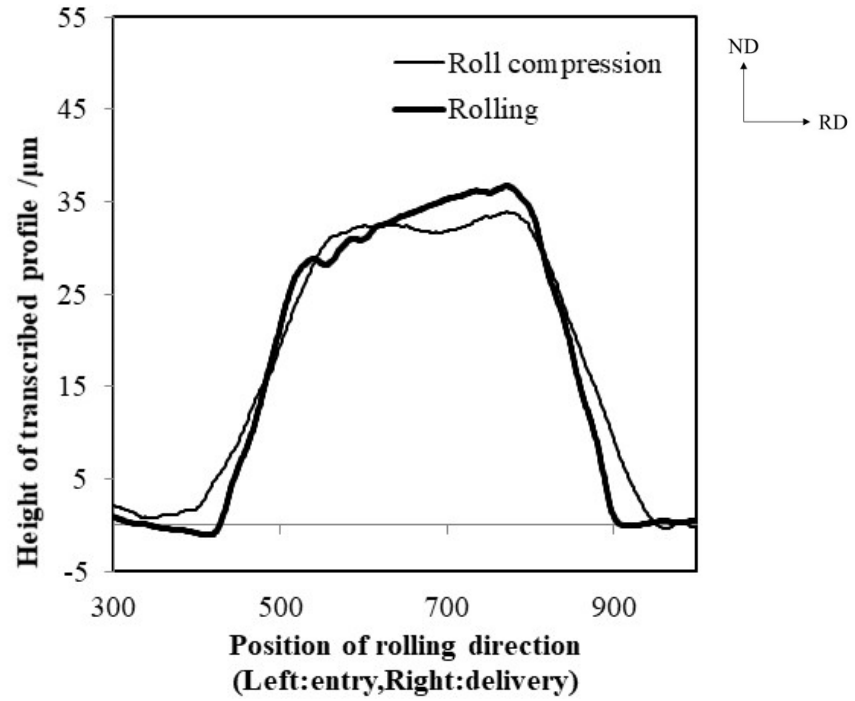
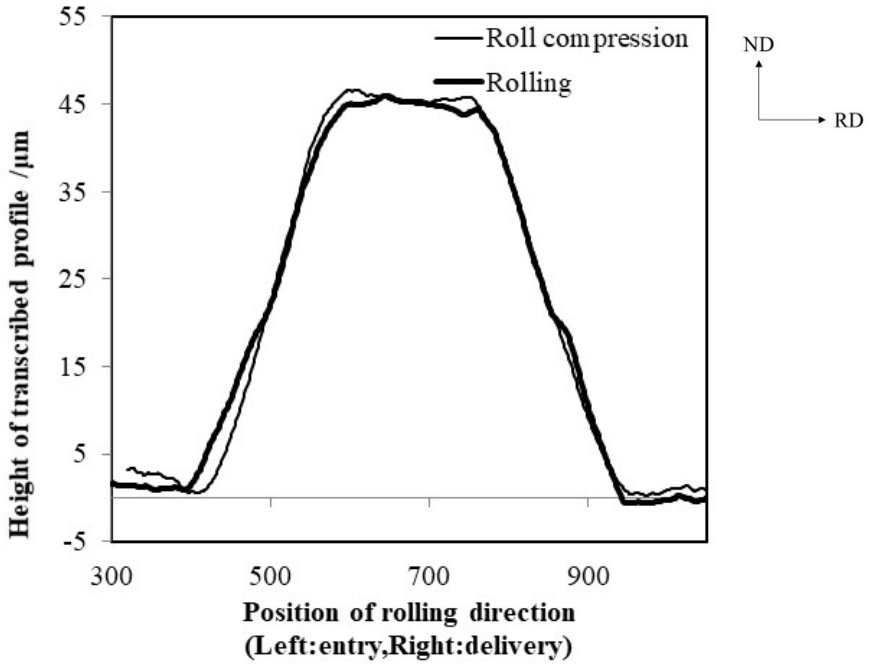


Fig. 3.4　Relation between reduction and height of transcribed profile



(a) Reduction:7%



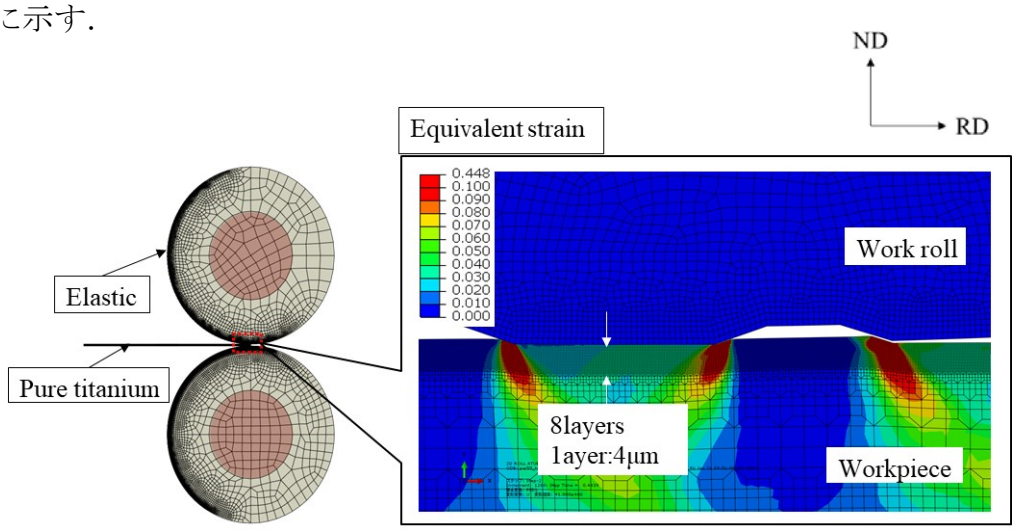
(b) Reduction:15%

Fig. 3.5 Relation between reduction method and the transcribed profile

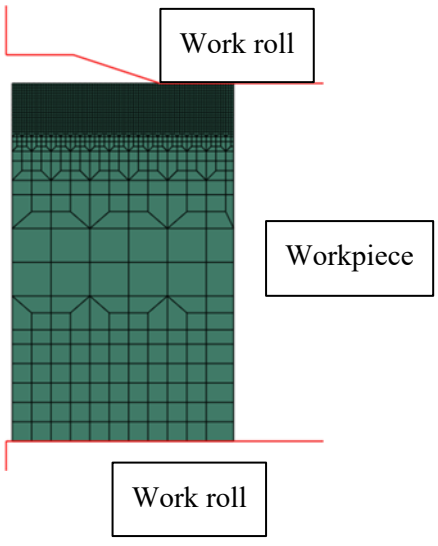
3.4　数値解析

3.4.1　解析条件

前節で確認された圧延転写とロール圧縮転写における転写形状の違いを考察するため，二次元 FEM 解析を行った．二次元 FEM 解析は”ABAQUS-standard”を使用した．圧延，およびロール圧縮の二次元 FEM モデルを Fig. 3.6 に示す．なお，圧延解析とロール圧縮解析は同じ境界条件で実施した．解析条件を Table 3.2 に示す．



(a)　Rolling model



(b)　Roll compression model

Fig. 3.6　2D finite element model

Table 3.2　Analytical conditions

Work roll	Diameter : 55mm Material : Elastic (E=205800MPa, ν :0.3) Surface : Channel shape
Workpiece	Thickness : 0.59mm Material : Pure titanium ($\sigma = 926 \cdot \varepsilon^{0.13}$ /MPa)
Rolling conditions	Friction coefficient : 0.29 Reduction : 4.4%,7.3%,10.0% Tension : 0.0MPa

3.4.2　転写突起高さ

Fig. 3.7 に圧下率と転写突起高さの関係を示す．Fig. 3.7 には圧延およびロール圧縮での実験結果と二次元 FEM 解析の結果を示している．Fig. 3.7 から二次元 FEM 解析においても，圧延とロール圧縮での転写突起高さの差異は見られなかった．また，実験と二次元 FEM 解析の結果もよく一致しており，二次元テクスチャーロールでの転写突起高さに関しては，二次元 FEM 解析で再現，予測可能であることが確認された．

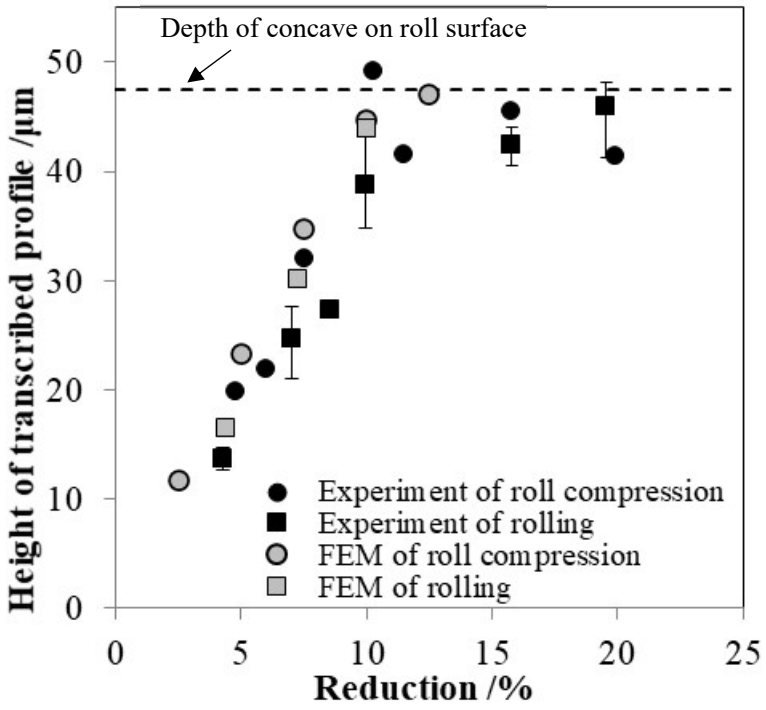
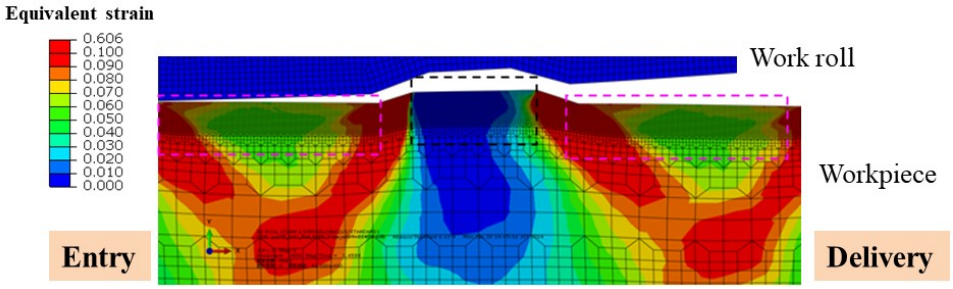


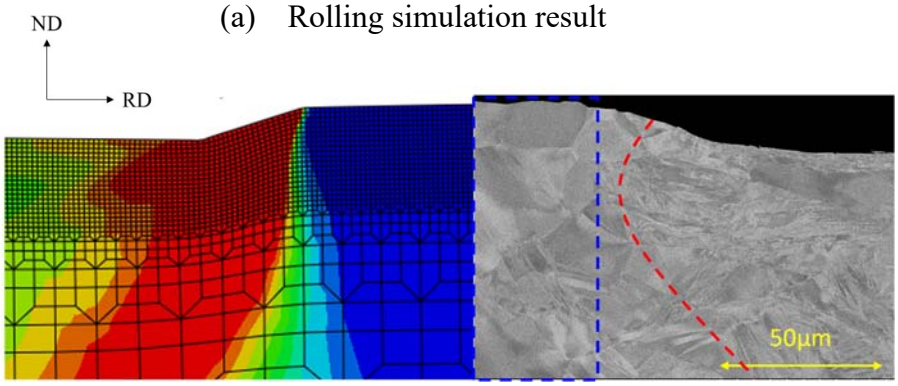
Fig. 3.7　Comparison of the transcribed height by roll compression and rolling

3.4.3　ひずみ分布

二次元 FEM 解析の妥当性の検証，および圧延による転写挙動の把握を目的に FEM 解析での相当塑性ひずみ分布を調査した．Fig. 3.8(a)に圧延 FEM 解析で得られた圧延出側での板表層近傍の相当塑性ひずみ分布を示す．転写後の板表面のひずみは転写された突起根元部に集中しており，突起の頂部にはひずみがほとんど入っていない．このひずみ分布はロール圧縮転写においても同様の結果であった．この結果は，池らによる調質圧延を対象とした弾塑性有限要素解析の結果と同様である [3.18]．この結果から転写過程における主な変形領域はロールの凸部（材料の凹部）であり，突起の形成はロールと材料の接触領域であるロール凸部の板厚減少であることが推察される．Fig. 3.8(b)は，転写後の板表層の走査電子顕微鏡(SEM)による断面観察写真と FEM 解析の歪分布を比較したものであるが，SEM 観察写真においても突起頂部の粒径が大きく，突起根元部から底部にかけての粒径が小さくなっている．以上の結果から，圧延後の板表面のひずみ分布は FEM 解析と定性的に一致を見せていることから二次元 FEM 解析の妥当性が確認された．



(a)　Rolling simulation result



(b)　Comparison of simulation and SEM picture

Fig. 3.8　After rolling sheet surface

3.4.4　突起形状

圧下率 7%での圧延転写で見られた圧延方向の非対称性の原因を調査すべく，圧延転写実験形状と二次元 FEM 解析の比較を行った．Fig. 3.9 に圧下率 7.3%での圧延実験形状と圧延とロール圧縮の FEM 解析形状を示す．圧延転写で形成される突起形状は実験と FEM 解析で良く一致している．圧延実験と圧延 FEM 解析の突起形状は双方とも圧延方向出側の突起高さが高く，入側で低い非対称性を示していた．また，圧延とロール圧縮解析の形状は異なっており，ロール圧縮では入出側で対称な突起形状を示しており，ロール圧縮においても実験と解析の一致が見られた．

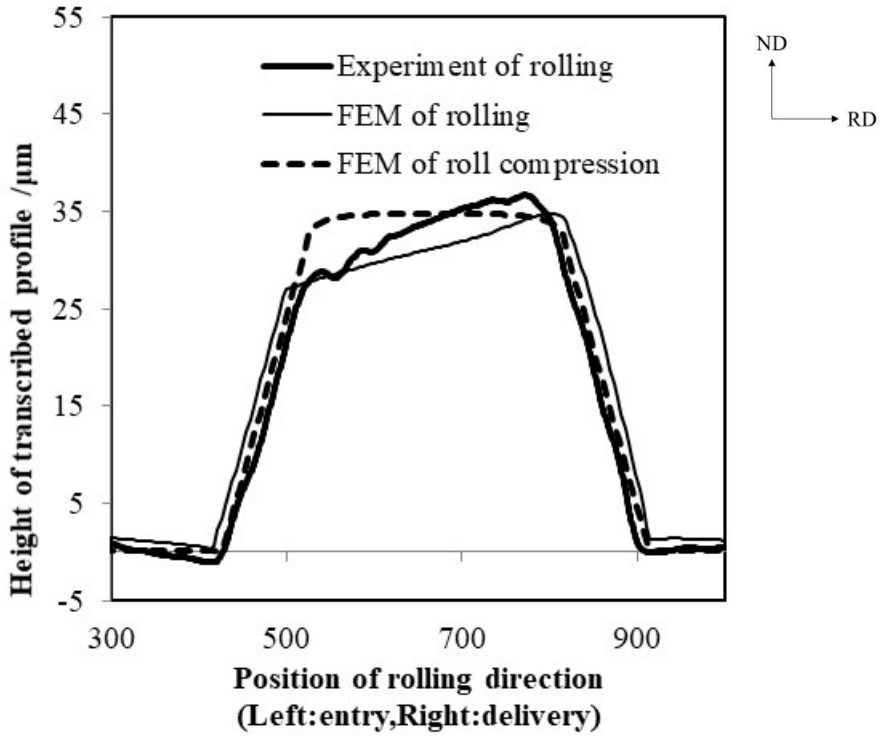


Fig. 3.9　Relation between reduction method and transcribed profile (Reduction:7.3%)

圧延転写における突起形状の非対称性の原因を詳細に調査するため，ロール凹部近傍の各位置での板厚変化の履歴（ロールと材料の接触から離脱まで）履歴を調査した．圧下率 7.3%の解析結果を Fig. 3.10 に示す．①が圧延出側のロール凸部，⑤が圧延入側のロール凸部の位置であり，ロール凹部に関しては，圧延出側から入側方向に②，③，④の点を取っている．なお，表層各点の板厚は板上面と下面の座標の差から導いている．

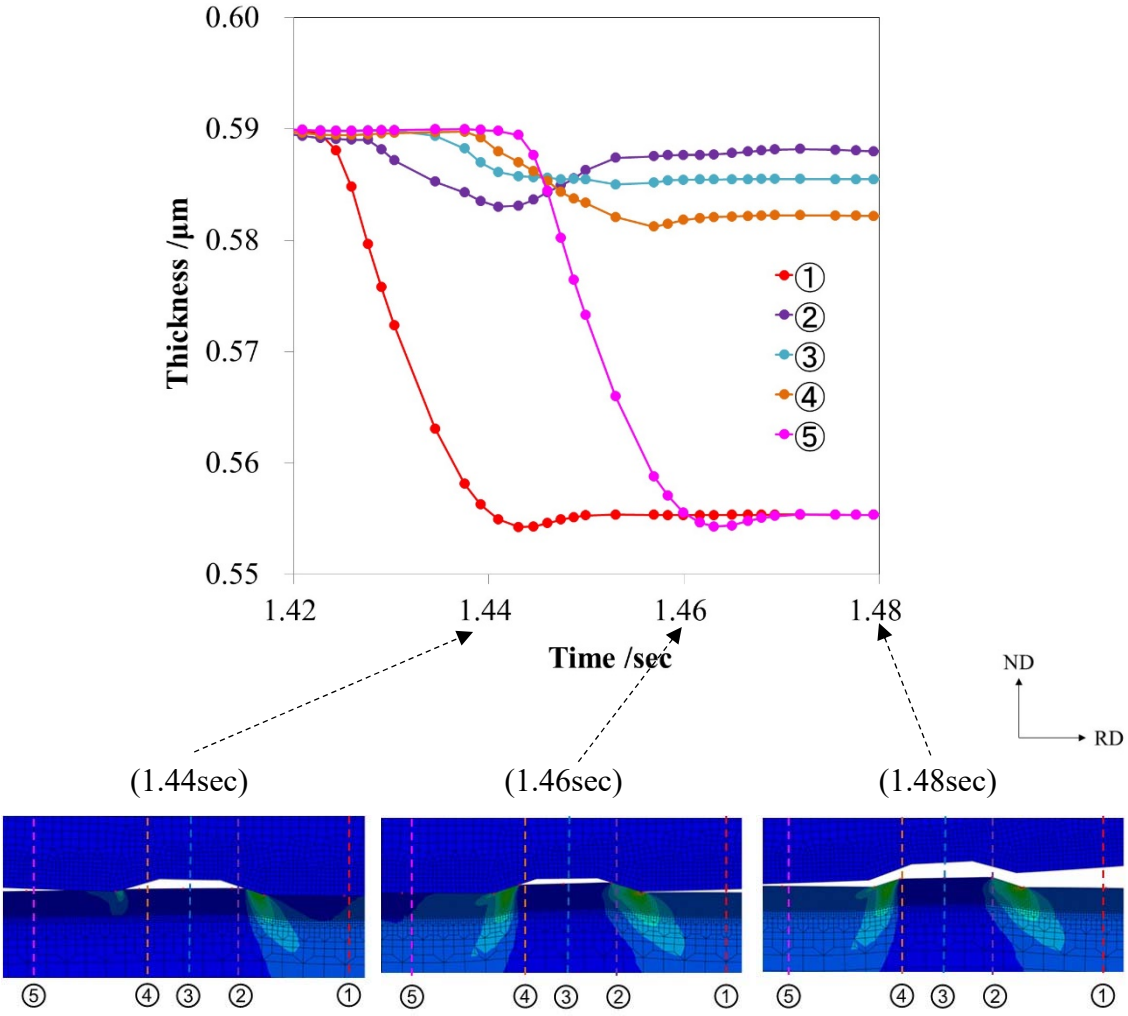


Fig. 3.10　Trend of the thickness change due to rolling

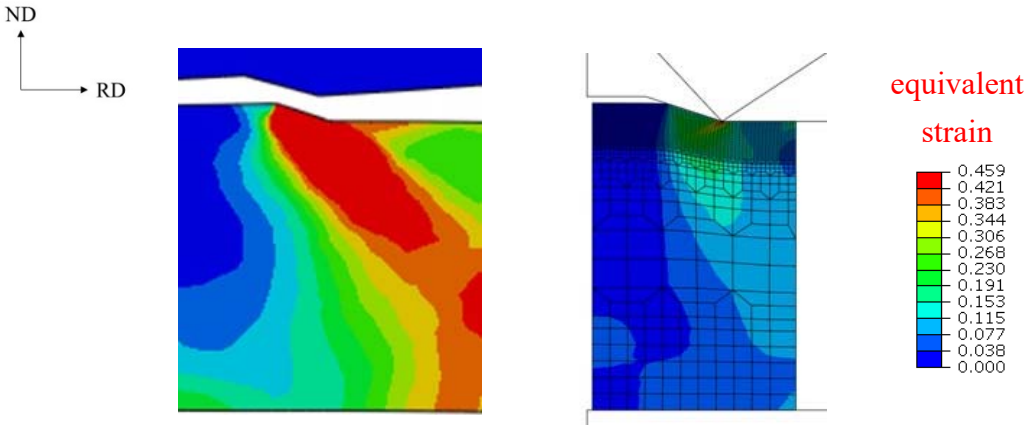
板表層各点での変形の過程を Fig. 3.10 で説明する．

まず，ロールと材料が出側で接触を始める 1.42sec 後では材料表面がロール凸部により押し込まれ，入側の①の板厚が単純減少を始める．次にポイント②③④の順で板厚は減少を始めるが，②③④ではロール凹部と材料は接触していないため，板厚減少は①と比較すると小さい．また，1.44sec 以降では圧延方向入側の⑤がロール凸部により押され，出側の①と同様に板厚が単純減少する．主に板厚の減少は①や⑤のようなロール凸部で顕著で，転写突起高さ（③と①の板厚差や③と⑤の板厚差）は①⑤のロール凸部で決定されることから，転写される突起の高さはロール凹部への材料流動による盛り上がりではなく，ロールの凸部の板厚減少が支配的であることが確認された．

次に圧延転写における突起の非対称性に関して考察を行った．入側の⑤において材料とロールが接触を始めると（1.44sec 以降），⑤④③②の順で板表層の材料は圧延方向出側に延伸し始める．この際，②における材料は，ロール凹部の壁に接触しているため圧延方向出側への延伸が妨げられるため，鉛直方向へ材料が流動することが分かった．この②におけるロールと材料の接触状態はロールと材料の相対速度により影響を受けるため，圧延転写における形状の非対称性は，圧延特有の材料とロールとの間の相対速度により形成されることが確認された．

3.5　転写性に及ぼす材質，板厚の影響

前節までの結果から，圧延転写においては材料の延伸や変形モードが形成される突起形状に影響を及ぼすことが確認された．Fig. 3.11 に圧下率 7.3%の圧延転写とロール圧縮転写の FEM 解析での相当塑性ひずみ分布を示す．Fig. 3.11 に示すように圧延と単純な圧縮変形であるロール圧縮では，材料表層，および材料内部における材料の延伸状態が異なる．



(a)　Rolling　　(b)　Roll compression

Fig. 3.11　Comparison of the equivalent strain by roll compression and rolling

3.4.2 節に示したように，対象とした板厚 0.59mm のチタン材では圧延転写とロール圧縮転写での形成される突起高さの差異が確認されなかったが，材料の種類や板厚が異なる場合に同様の結果となるかは定かではない．

一方で，転写圧延においては，要求される表面特性やその用途に応じて製品サイズ(板厚)や材料の種類が多岐に渡る．各製品サイズ，材料の種類による影響を明らかにしておくことは工業的に重要な観点である．

そこで本節では，前節までの圧延ロールでの実験手法，および FEM 解析手法を用いて，材料種の違い，板厚が及ぼす影響を調査すべく，各種板厚の純アルミニウム板を用いた実験，解析を実施し，転写性への影響を調査した．アルミニウム板を用いた実験条件を Table 3.3 に示す．また，実験結果を Fig. 3.12 に示す．また Fig. 3.12 には板厚 0.59mm のチタン材の結果も併せて記載している．

Table 3.3　Experimental conditions

Mill	4Hi
Roll	Upper:Channel Lower:Bright(φ55mm×L265mm)
Material	Pure aluminum (A1050) h:0.64mm, 1.0mm, 2.0mm, 5.0mm, 19.2mm w30mm×L200mm
Lubricant	Dry
Reduction	1%～15%
Tension	0MPa
Roll speed	2m/min

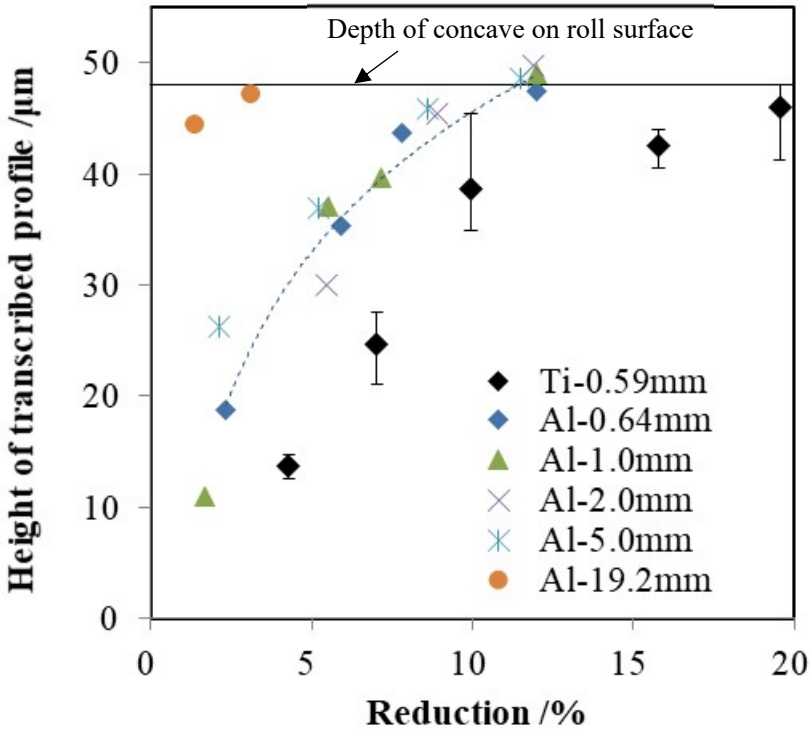
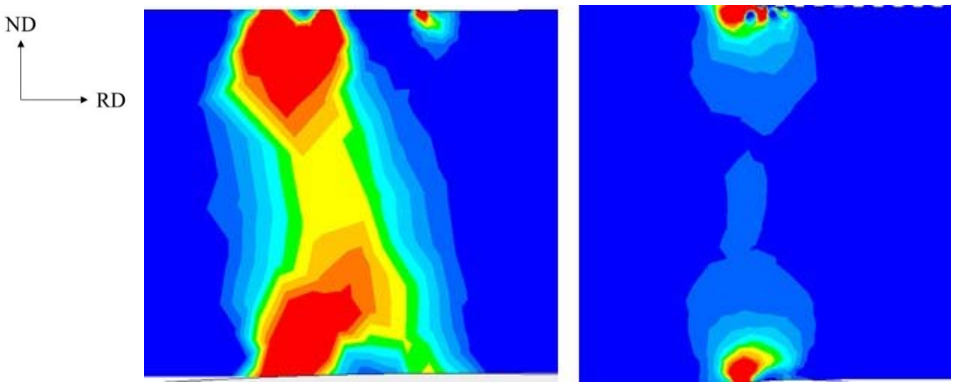


Fig. 3.12　Comparison of the transcribed height for aluminum and titanium

Fig. 3.12 の結果から，板厚 0.64mm のアルミニウム材の転写突起高さは，板厚 0.59mm のチタン材に対して，同圧下率で比較した場合，高い突起高さが形成されていることが確認できる．この差異は，材料の変形抵抗やヤング率による影響であると推察される．例えば，純アルミニウム材では純チタン材と比較し変形抵抗が低いため材料流動が促されることで形成させる突起高さが高くなったと考えられる．しなしながら，これら材料による転写性の違いは，各種材料を用い，変形抵抗，ヤング率などの材料物性の影響を切り分けて議論する必要があり，詳細な検討が必要であるため，今後の課題としたい．

一方，アルミニウム板の各種板厚の影響を見ると，板厚が 0.64mm から 2mm の比較的板厚の薄い材料に関しては，転写される突起高さは圧下率の増加に伴いロール溝深さである 47.5 μ m まで漸近しており，同一曲線状に位置している．他方で，板厚 19.2mm，および板厚 5mm の圧下率 2%の条件においては，上記曲線より高い突起高さを示していることが分かる．

転写突起高さの板厚依存性を考えた場合，板厚が厚く，また圧下率の低い領域において突起充満が顕著な理由としては，板厚内の不均一変形が影響すると想定される．Fig. 3.13 に板厚 2mm と板厚 20mm の FEM 解析によるひずみ速度分布を示す．Fig. 3.13 から板厚 2mm では板厚内部まで塑性変形が浸透しているのに対し，板厚 20mm では塑性変形が表層に集中している．すなわち，板厚が厚く圧下率が低い場合には，塑性変形が表面近傍に局所化され，未変形部となる板厚中心での材料拘束により圧下された材料は表面へ流動し易くなると考えられる．また，板厚中心部に未変形部が残存することにより変形部の見かけの圧下率（塑性変形に寄与する有効板厚に対する圧下率）が高くなることが考えられる．



(a)　Thickness:2.0mm　　(b)　Thickness:20.0mm

Fig. 3.13　Strain rate during transfer rolling

そこで, 板厚全体が均一変形に近いと考えられる板厚 0.64mm アルミニウム材圧下率−転写突起高さの近似曲線に対するずれ量（同一突起高さに対する実験値と曲線の圧下率の差）から塑性変形に寄与する有効板厚を導出し, 板の塑性変形分布の一指標である圧延形状比との関係について調査を行った.

Fig. 3.14 に有効板厚割合と圧延形状比の関係を示す. Fig. 3.14 の縦軸には入側板厚に値する有効板厚の割合を示している. 尚, 圧延形状比は, 式(3-1), 式(3-2)を用いて導出した. ここで m は圧延形状比, L_d はロールと材料の接触領域である接触弧長, h_m は式(3-2)で計算される平均板厚, h_1 は入側板厚, h_2 は出側板厚を示している.

Fig. 3.14 を見ると圧延形状比が 2.5 から 0.8 までは, 有効板厚の割合がほぼ 1.0 となっている（板厚全体が塑性変形する）. 他方で板厚 19.2mm, および板厚 5mm の圧下率 2%等の圧延形状比が小さい領域においては, 有効板厚の割合が 0.6 以下となっており, 不均一変形が発生していることが分かる. これら結果より, 板厚 19.2mm, および板厚 5mm の圧下率 2%では塑性変形が表面近傍に局所化されていることが想定される. このような板厚方向の不均一変形が発生する場合, 未変形部となる板厚中心での材料拘束により圧下された材料は表面へ流動し易くなり, 低圧下率でも突起高さが高くなっていると考えられる.

以上の結果より, 圧延形状比が小さい場合, 例えば同ロール径でも圧延転写する板厚が厚い場合や同板厚でもロール径が小さい場合は, 変形が表層に局所化することにより単純に圧下率で整理できないことを確認した.

他方で, 本研究で対象としてる小径ロール, 高圧下率かつ板厚 2mm 以下の領域においては, 板厚内部まで塑性変形が発生しているため, 転写突起高さを圧下率で整理できることが分かった.

$$m = \frac{L_d}{h_m} \qquad \cdots (3\text{-}1)$$

$$h_m = \frac{h_1 + 2 \cdot h_2}{3} \qquad \cdots (3\text{-}2)$$

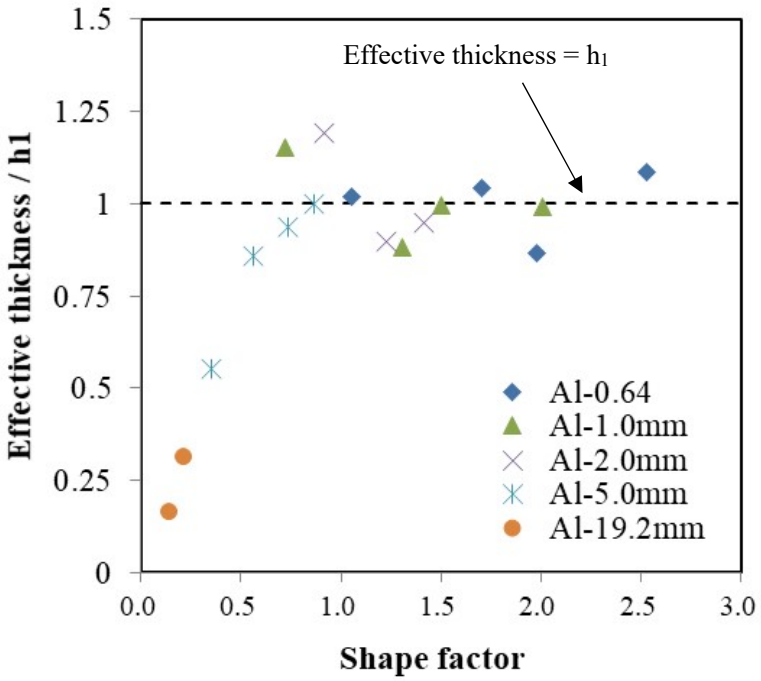


Fig. 3.14 Relationship between shape factor and effective thickness ratio

3.6 結言

テクスチャーロールによる圧延転写の基本現象の把握，および二次元テクスチャーロールでの転写突起高さおよび突起形状の予測を目的とし，単純な二次元テクスチャーロールを用いた実験, および二次元 FEM 解析での検討を行った.

1. 圧延転写，ロール圧縮試験を行った結果，形成される最大突起高さの差異は見られなかった．この結果から，転写される突起高さは圧延特有の相対滑りの影響は受けにくく圧縮変形が主要因であることを明らかにした.
2. 二次元 FEM 解析を実施した結果，形成される突起高さは圧延，ロール圧縮共に実験値と一致しており，二次元テクスチャーロールにおける転写突起高さは FEM 解析で予測可能であることが明らかとなった.
3. 二次元 FEM 解析によるひずみ分布を調査した結果，転写後の板表面のひずみは突起根元部に集中しており，突起の頂部にはひずみがほとんど入っていないことが明らかとなった．また，突起部周辺の表層の各ポイントでのロールと材料の接触から離脱までの板厚変化の履歴を調査した結果，転写される突起の高さは，ロール凹部への材料流動による盛り上がりではなく，ロール凸部での板厚減少によって形成されていることが確認された.
4. 圧延転写で確認された突起形状の非対称性は，圧延特有の材料とロールとの間の相対速度の影響により形成されることが確認された.
5. アルミニウム材とチタン材の転写突起高さを比較した結果，転写性に差異があることが確認された．これら材料種による転写性の違いは，変形抵抗，ヤング率などの材料物性影響を切り分けて議論する必要があり，詳細な検討が必要であるため，今後の課題としたい.
6. 圧延形状比が低い場合には，変形が表層に局所化することで単純に圧下率で整理できないこと，また，本研究で対象としてる小径ロールを用いた圧下率 10%以上の高圧下率かつ板厚 2mm 以下の領域においては，板厚内部まで塑性変形が発生しており，転写突起高さを圧下率で整理できることが確認された.

参考文献

3.1) 諸貫信行: 微細加工と表面機能, (2007), リアライズ理工センター

3.2) 木村幸雄, 植野雅康, 曽屋保博: 材料とプロセス, 18-6 (2005), 1214.

3.3) 阿高松男, 荒巻良則: 材料とプロセス, 18-2 (2005), 1215.

3.4) 阿高松男, 萩原淳史, 荒巻良則, 岡本隆彦: 材料とプロセス, 17-5 (2004), 1011.

3.5) 鑓田征雄, 伊藤正登, 山本将純, 舩倉康行: 第56回塑性加工連合講演会講演論文集, (2005), 505.

3.6) 鑓田征雄, 伊藤正登, 志渡誠一, 長瀬直樹: 材料とプロセス, 19-2 (2006), 405.

3.7) 長瀬直樹, 志渡誠一, 下田修吉, 鑓田征雄: 材料とプロセス, 19-5 (2006), 985.

3.8) 秋山友彦, 湯川伸樹, 吉田佳典, 石川孝志: 材料とプロセス, 19-5 (2006), 986.

3.9) 阿高松男, 飯野嘉則, 綿貫孝介: 材料とプロセス, 19-5 (2006), 987.

3.10) 長瀬直樹, 志渡誠一, 金森英夫, 鑓田征雄: 材料とプロセス, 17-5 (2004), 1015.

3.11) 阿高松男, 荒巻良則, 飯野嘉則: 第56回塑性加工連合講演会講演論文集, (2005), 507.

3.12) 阿高松男, 綿貫孝介, 飯野嘉則: 平成19年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2007), 55.

3.13) 長瀬直樹, 志渡誠一, 金森英夫, 下田修吉, 鑓田征雄: 材料とプロセス, 18-5 (2005), 1217.

3.14) 青木孝史朗: 材料とプロセス, 19-2 (2006), 406.

3.15) 湯川伸樹, 吉田佳典, 石川孝司: 日本鉄鋼協会 材料とプロセス, 18-5 (2005), 1222.

3.16) 長瀬直樹, 志渡誠一, 金森英夫, 下田修吉, 鑓田征雄: 平成 17 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2005), 351.

3.17) 池浩: 材料とプロセス, 17-5 (2004), 1009.

3.18) 池浩: 平成17年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2005), 355.

第 4 章　三次元テクスチャーロールを用いた圧延転写特性の実験的研究

4.1　緒言

前章では二次元テクスチャーロールを用いた実験，FEM 解析を行い，圧延転写の基本特性として，転写される突起の高さはロール凸部での板厚減少が支配的であること，二次元テクスチャーロールにおける転写突起高さは FEM 解析で予測可能であること，また，圧延転写により形成される突起形状の非対称性は，圧延特有の材料とロールとの間の相対速度の影響により形成されることを確認した．しかしながら，前章の検討は単純な二次元テクスチャーロールでの検討結果であり，三次元テクスチャーロールにおける転写挙動は依然として不明である．

従来より，調質圧延を対象にショットダルや放電ダルロールを用い，圧延条件が与える転写性への影響として，圧下率の影響[4.1-4.5)]，板厚の影響[4.5)]，潤滑油の影響[4.6,4.7)]等が調査されてきた．しかしながら，調質圧延は圧下率 5%未満の領域を対象としており，圧下率 5%以上の高圧下率での転写挙動に関する研究例は少ない．また表面形状もダルが中心であるため，ロール表面の凹凸高さも低く，かつランダム形状のため平均的な表面粗さでの検討が主であった．

各種表面機能向上を実現するためには多種多様かつ，より複雑な三次元形状テクスチャーの高い突起の転写，ロール表面凹凸形状の正確な転写を実現する必要があり，そのためにはまず個々の凹凸プロファイルに着目し，従来検討がなされていなかった高圧下率領域（圧下率 5%以上）における圧延条件が及ぼす転写性への影響，三次元テクスチャーの転写メカニズムを把握することが重要である．

そこで本章では，三次元テクスチャーロールを用いた圧延転写実験を行い，転写性に及ぼす各種圧延条件の影響について調査を行った．

4.2　実験方法

本章では，表面にエンボス状の微視的表面形状が付与された三次元テクスチャーロールを用いて圧延転写実験を行った．本実験に用いた WR は転造でエンボス状の微視的表面形状が表面に加工された上下 WR を用いている．WR 表面に付与した微視的表面形状，および寸法を Fig. 4.1 に示す．テクスチャーの深さは 20μm, ピッチは 75μm となっている. 尚, WR の寸法は, 直径 300mm, 幅 265mm であり 2 段圧延機を使用した．また，第 3 章同様の評価方法を用いて被圧延材表面に転写された個々の凹凸を計測し，転写率と転写形状の評価を行った．

Table 4.1 に実験条件を示す．供試材は，幅 30mm，長さ 200mm の純アルミニウム板を用いた．板厚は，5mm，2mm，0.5mm の 3 種類，潤滑条件は，無潤滑，鉱物油 A（32cSt/40℃），鉱物油 B（430cSt/40℃）の 3 種類を用意し，各板厚，潤滑条件に対して圧下率を 1%～25%まで変更させた．また，張力は入出側共に無張力として，圧延速度は 5m/min で実験を行った．

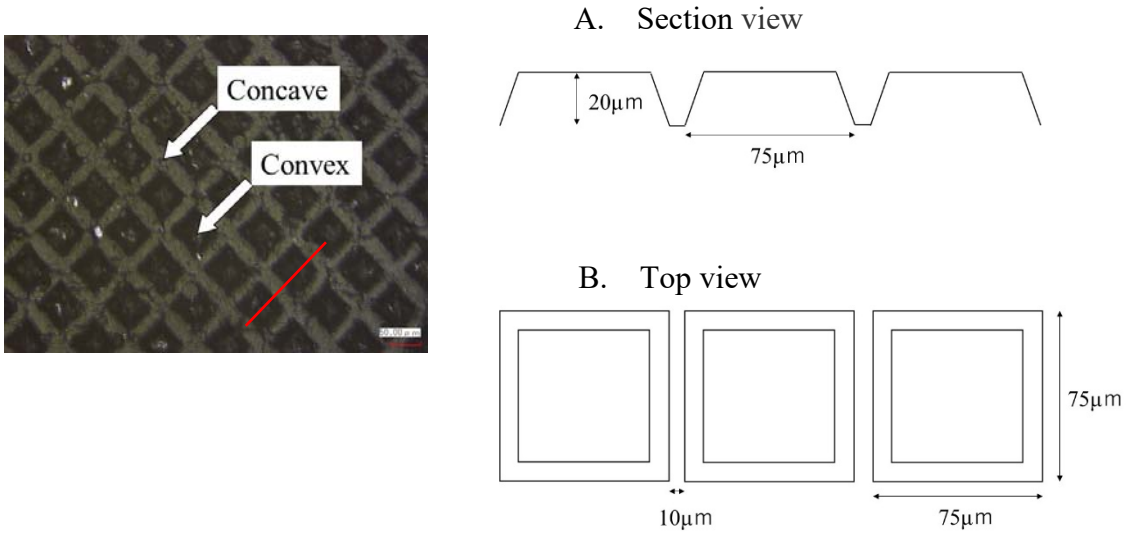


Fig. 4.1　Surface of the work roll

Table 4.1　Rolling mill specifications and rolling conditions

Rolling mill	Mill type	2Hi
	Roll size	Φ300mm×W265mm
	Roll material	SUJ2
	Roll surface	Emboss (Fig.4.1)
	Load capacity	60 tonf
Rolling condition	Roll speed	5m/min
	Tension	0MPa
	Reduction	1%-25%
	Lubricant	Dry
		Low-viscosity（32cSt/40℃）
		High-viscosity（430cSt/40℃）
Test material	Material	Pure aluminum (A1050)
	Gage	5mm , 2mm , 0.5mm

4.3　評価方法

被圧延材表面に転写された突起形状, 突起高さは，KEYENCE 製のレーザー顕微鏡 VK9500 で測定を行った．また，ロールの溝深さは樹脂製のレプリカを採取し，レプリカの表面形状を測定することで導出している．

転写率は式(4-1)のように定義し，被圧延板の突起高さは突起部の最大高さを用いた．

転写率(%)
=（被圧延材突起最大高さ)/(ロール溝最大深さ)×100　　・・・(4-1)

4.4　実験結果

4.4.1　圧下率，圧下量と転写率の関係

前章までに述べてきたが，これまで調質圧延におけるダルロールを中心とした研究が多く行われ，転写率の圧下率依存性が多くの研究から示唆されている[4.1-4.5]．他方で，ダルロールよりも表面粗さの大きい場合や調質圧延領域よりも圧下率の大きい場合においても同様に圧下率で表現できるのかという点に疑問があった．また，前章までの検討からテクスチャーロールにおける転写の基本特性としてロール凸部での板厚減少が突起高さを決定することが明らかになっている．そこで，転写率におよぼす圧下率，圧下量の関係を調査した．圧下率と転写率の関係を Fig. 4.2 に，圧下量と転写率の関係を Fig. 4.3 に示す．なお，転写性におよぼす潤滑油の影響も考えられるため，Fig. 4.2，Fig. 4.3 は無潤滑圧延時の結果で検討した．

Fig. 4.2，Fig. 4.3 の結果から，転写突起高さや転写率は，圧下量で表現すると板厚毎に異なる傾向を示すのに対し，圧下率で整理すると被圧延材の板厚に依らず，転写率と良い相関を持つことが分かる．またその傾向は圧下率 12%までは圧下率が増加する程，転写率が増加し，圧下率が 12%以上になると減少する二次元テクスチャーロールと異なる傾向があることが確認された．また，この傾向は板厚，潤滑条件に関わらず確認された．

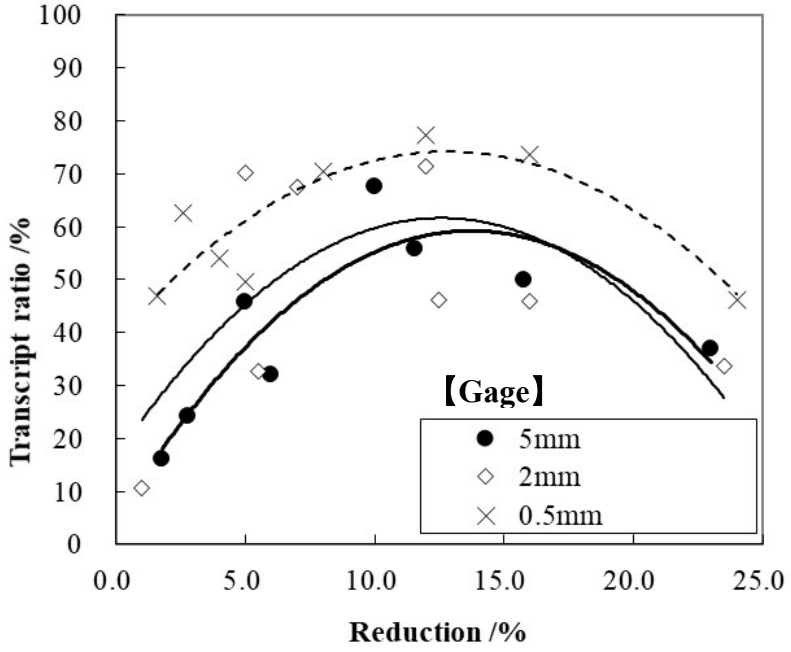


Fig. 4.2 Relation between reduction and height of transcribed profile

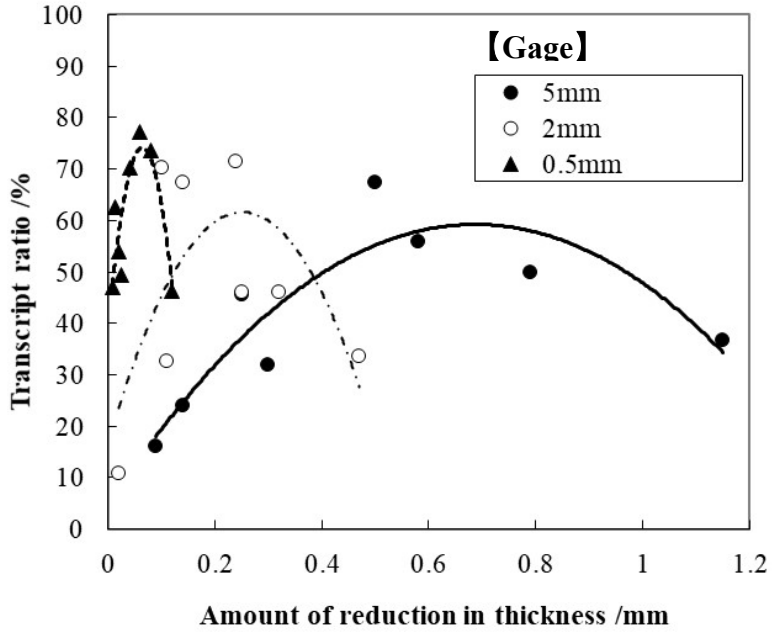


Fig. 4.3 Relation between amount of reduction and height of transcribed profile

4.4.2　被圧延材の板厚が及ぼす転写率への影響

Fig. 4.4 に無潤滑圧延時の各板厚における圧下率と転写率の関係を示す. Fig. 4.4 より，板厚 5mm の転写率が最も低く，板厚 2mm，板厚 0.5mm と元板の板厚が薄くなる程，転写率が上がることが分かる．尚，この結果は阿高らや青木らの結果と一致している [4.5,4.8,4.9)]．

なお，アルミニウム材を用いた二次元テクスチャーロールでの板厚がおよぼす転写性の影響(3.5 章)と傾向が異なる理由としては，二次元テクスチャーと三次元テクスチャーの違い，すなわちロールと材料表面の界面における拘束力の影響であると推察される．この影響については第 7 章で検討を行う．

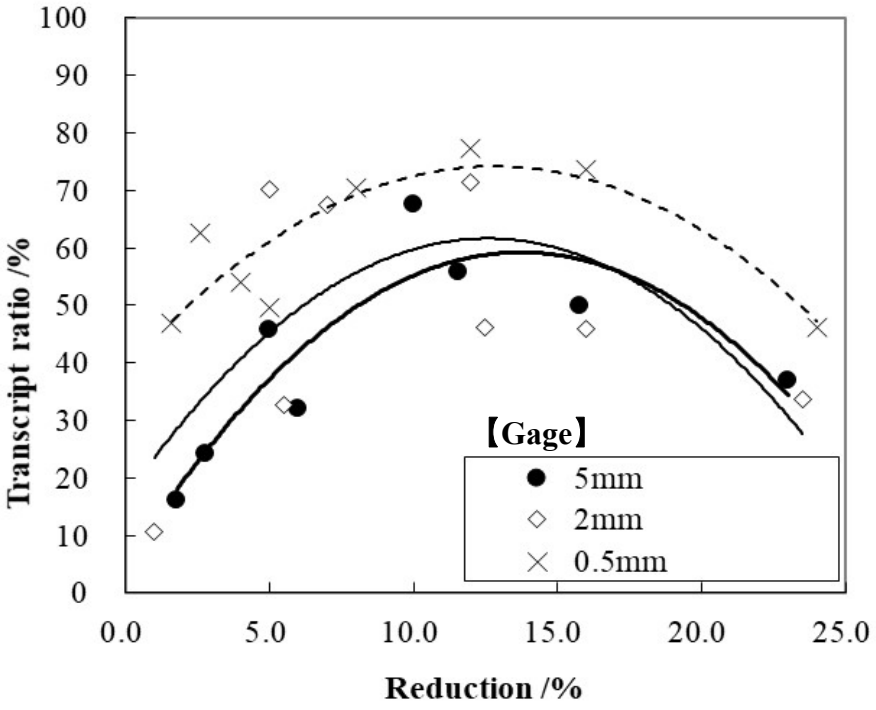
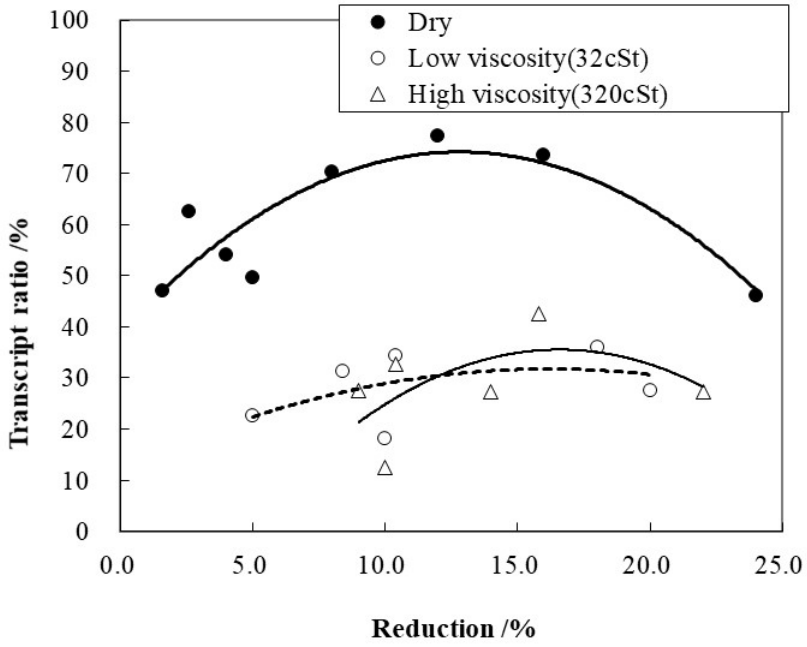


Fig. 4.4　Relation between reduction and height of transcribed profile

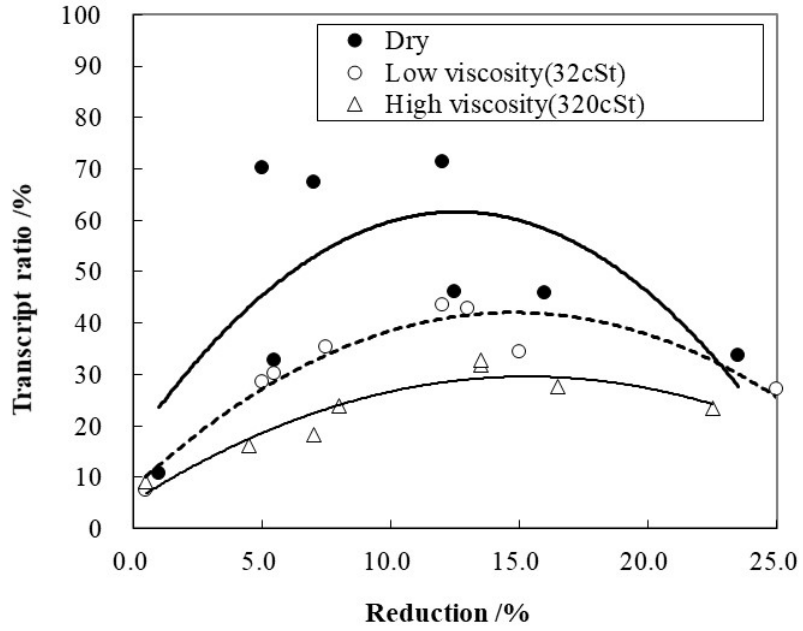
4.4.3　潤滑条件が及ぼす転写率への影響

Fig. 4.5 に各潤滑条件における圧下率と転写率の関係を示す．Fig. 4.5(a)は板厚 0.5mm，Fig. 4.5(b)は板厚 2mm，Fig. 4.5(c)は板厚 5mm の結果である．

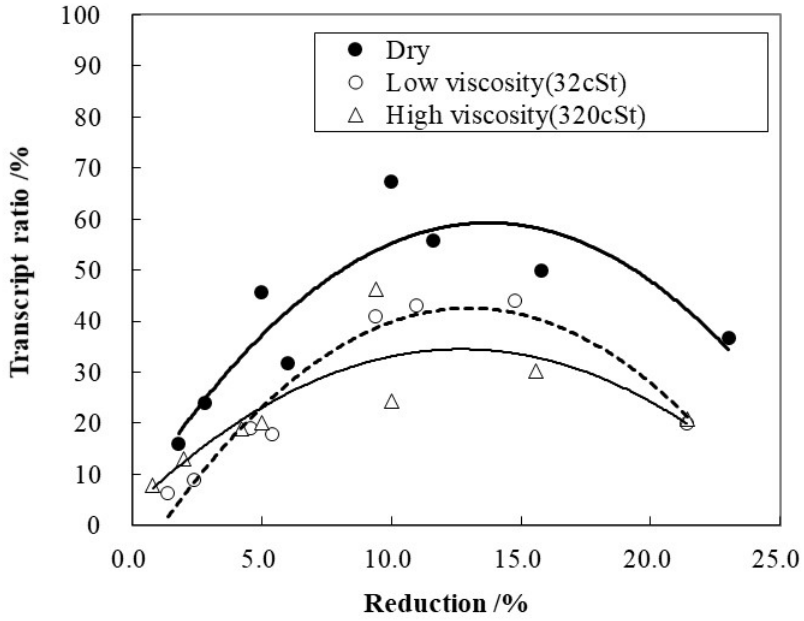
Fig. 4.5 より潤滑の有無，潤滑油粘度の違いにより転写率が異なることが分かる．無潤滑圧延時の転写率が最も高く，粘性小の潤滑圧延，粘性大の潤滑圧延の順に転写率が下がる．これはロールバイト内の油膜厚みに影響を受けていることが考えられる．圧延の油膜厚みはロール周速，噛み込み角，元板の表面粗さ，潤滑油粘度によって変化することが知られている[4.10]．粘性大の潤滑油を使用した際には，ロールバイト内の油膜厚みが十分厚くロール凹部に油が溜まり油圧抵抗によって転写性を阻害していることが推察される．また潤滑油を用いた場合, 圧下率の低い領域では，潤滑条件による転写率の差異はあまり見られないが, 圧下率が増加すると転写率の差は広がっていく．これも噛み込み角による導入油膜量の影響が表れていると考えられる．



(a)　Thickness:0.5mm



(b) Thickness:2.0mm



(c) Thickness:5.0mm

Fig. 4.5 Relation between reduction and height of transcribed profile

4.5 結言

本章では三次元テクスチャーロールを用いた圧延転写実験を行い，転写性に及ぼす各種圧延条件の影響について調査を行った．得られた結果を以下に示す．

1. 転写高さや転写率は圧下率と良い相関が得られることを確認した．
2. 三次元テクスチャーロールの実験では，圧下率が低い領域では二次元テクスチャーロールと同様に圧下率の増加に伴い転写率が増加するが，圧下率が12%以上の高圧下率領域においては転写率が減少する三次元テクスチャーロール特有の傾向があることが確認された．
3. 被圧延材の板厚が厚くなる程，転写率は減少することが確認された．
4. 転写に及ぼす潤滑油の影響として，無潤滑圧延時の転写率が最も高く，粘性小の潤滑圧延，粘性大の潤滑圧延の順に転写率が下がることが確認された．これは導入油膜厚み，および導入された油がロール凹部に溜まり油圧抵抗によって転写性を阻害した影響と考えられる．

なお，三次元テクスチャーロールで確認された高圧下率領域における転写率の減少に関しては次章で詳細に検討を行う．

参考文献

4.1) 阿高松男, 萩原淳史, 荒巻良則, 岡本隆彦: 材料とプロセス, 17-5 (2004), 1011.

4.2) 鑓田征雄, 伊藤正登, 山本将純, 舩倉康行: 第 56 回塑性加工連合講演会講演論文集, (2005), 505.

4.3) 鑓田征雄, 伊藤正登, 志渡誠一, 長瀬直樹: 材料とプロセス, 19-2 (2006), 405.

4.4) 長瀬直樹, 志渡誠一, 下田修吉, 鑓田征雄: 材料とプロセス, 19-2 (2006), 404.

4.5) 青木孝史朗: 材料とプロセス, 19-2 (2006), 406.

4.6) 阿高松男, 荒巻良則, 飯野嘉則: 第 56 回塑性加工連合講演会講演論文集, (2005), 507.

4.7) 阿高松男, 綿貫孝介, 飯野嘉則: 平成 19 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2007), 55.

4.8) 長瀬直樹, 志渡誠一, 金森英夫, 下田修吉, 鑓田征雄: 材料とプロセス, 18-5 (2005), 1217.

4.9) 長瀬直樹, 志渡誠一, 金森英夫, 下田修吉, 鑓田征雄: 平成 17 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2005), 351.

4.10) 藤田昇輝, 木村幸雄: 鉄と鋼, 97-10 (2011), 532.

第 5 章　三次元テクスチャーロールにおける転写メカニズム

5.1　緒言

前章で，三次元テクスチャーロールを用いた圧延転写実験を行い，転写性に及ぼす板厚，潤滑条件の影響などの圧延転写の基本特性について調査を行った．また，三次元テクスチャーロールの実験では，圧下率が低い領域では圧下率の増加に伴い転写率が増加するが，圧下率が 12%以上になると転写率が減少する二次元テクスチャーロールと異なる傾向があることが確認された．

他方，従来の調質圧延を中心とした低圧下率領域における転写挙動の研究においては，前章で見られたような圧下率の増加に伴う転写性の減少について，実験データが示されたことはあるが [5.1)]，その原因やメカニズムについて言及された報告は無い．

そこで本章では，三次元テクスチャーロールを対象に，個々の凹凸の転写形状の調査から高圧下率領域で発生した転写率減少の原因について調査し，高圧下率領域での圧延転写メカニズムの考察を行った．

5.2　圧下率に伴う転写形状の変化

三次元テクスチャーロールで見られた圧下率 12%以上での転写突起高さの減少，転写率減少の原因を調査すべく，板厚 5mm，無潤滑圧延時の各圧下率における突起形状を調査した．Fig. 5.1 に各圧下率での転写形状を示す．尚，Fig. 5.1 は横軸に圧延方向位置を示し，図中左側が圧延入側，右側が圧延出側を示す．また縦軸には転写突起高さを示している．

Fig. 5.1 を見ると，圧下率に応じて，突起高さ，形状に変化があることがわかる．突起形状は圧下率 5%までは，ロール凹形状と一致した形状となっており突起高さは低い．圧下率 5%以上では，突起高さが増加しながら圧延方向出側に突起が傾く形状となっている．また，圧下率が 12%以上では，圧下率 12%未満の

転写形状と異なり，圧延方向入側が高い直角三角形の形状を保ちながら，圧下率の増加に伴い突起高さが減少していることが確認された．

このような圧延方向の非対称形状は，第 2 章の二次元テクスチャーロールでの検討でも見られた結果であることから，圧延特有の材料とロールとの間の相対速度の影響によるものと考えられた．

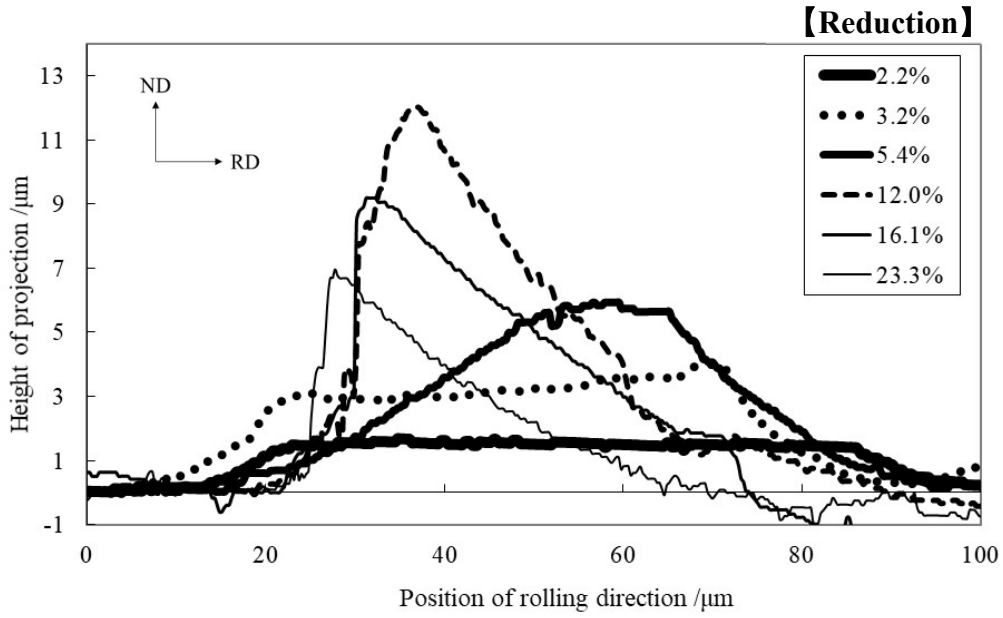


Fig. 5.1　Relation between reduction and transcribed shape

5.3　ロールバイトにおける転写形状の変化

前節で述べたように，圧下率に伴う形状変化はロールと材料の相対速度が影響していると推察される．Fig. 5.2 に示すように圧延ロールバイト内では，材料よりもロールの方速度が速い後進域，材料とロールの速度が一致する中立点，材料よりもロール速度が速い先進域が存在する．

そこで，ロールバイト内の後進域，中立点付近，先進域，ロールバイト出側での転写形状を保存する目的で噛み止め試験を実施した．具体的には Fig. 5.3 に示すように，ロールバイト内の①～③およびロールバイト出側④の 4 点の板表面をレーザー顕微鏡で測定し，各点における転写形状を調査した．

圧下率 4%の①～④点の転写形状を Fig. 5.4(a)に，圧下率 10%の転写形状を Fig. 5.4(b)に示す．

Fig. 5.4(a)に示す圧下率 4%の各点での転写形状を見ると，後進域である点①においては，突起形状は圧延方向入側に高い転写形状を示し，ロールバイト出側方向の突起形状は形成されていない．また中立点，後進域と思われる点②③においてはロールバイト出側方向の突起形状が形成され台形型の形状が形成されていた．また，点④の定常部（ロールバイト出側）では，ロールバイト出側近傍の点③と同様の形状を保っていると考えられたが，二次元テクスチャーロールと同様に出側の凸高さが高い非対称な凸形状となっていることが確認された．

他方で，Fig. 5.4(b)に示す圧下率 10%の形状は，全般的に突起高さは高くなっている．転写形状に関しては後進域の点①や中立点～先進域である点②③までは，圧下率 4%と同様の形状となっていた．しかしながら，点④のロールバイト出側ではロールバイト出側近傍の③と同様のロール凹凸断面形状である台形を示しておらず，圧延方向入側に傾いた三角形の突起が形成されていることを確認した．特にロールバイト出側近傍から出側（ロールバイトの外）にかけて形状の変化があることから，ロールと材料の離脱過程において転写形状を変化させるメカニズムが働いていることが示唆された．

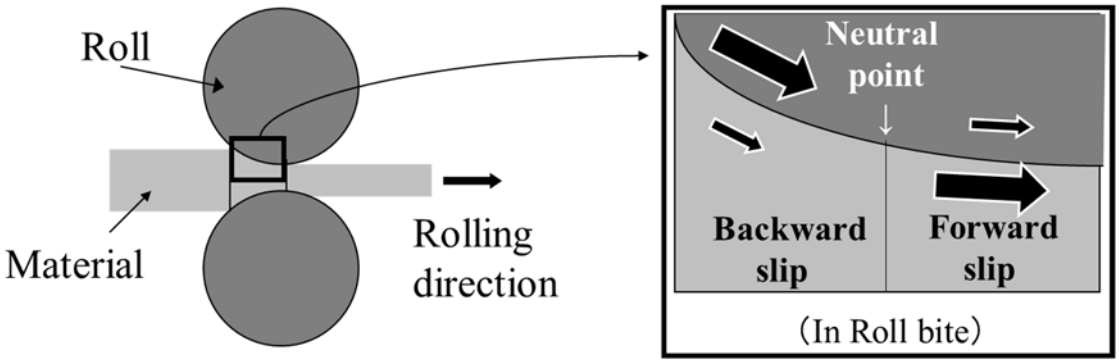


Fig. 5.2 Relative velocity within the roll bite

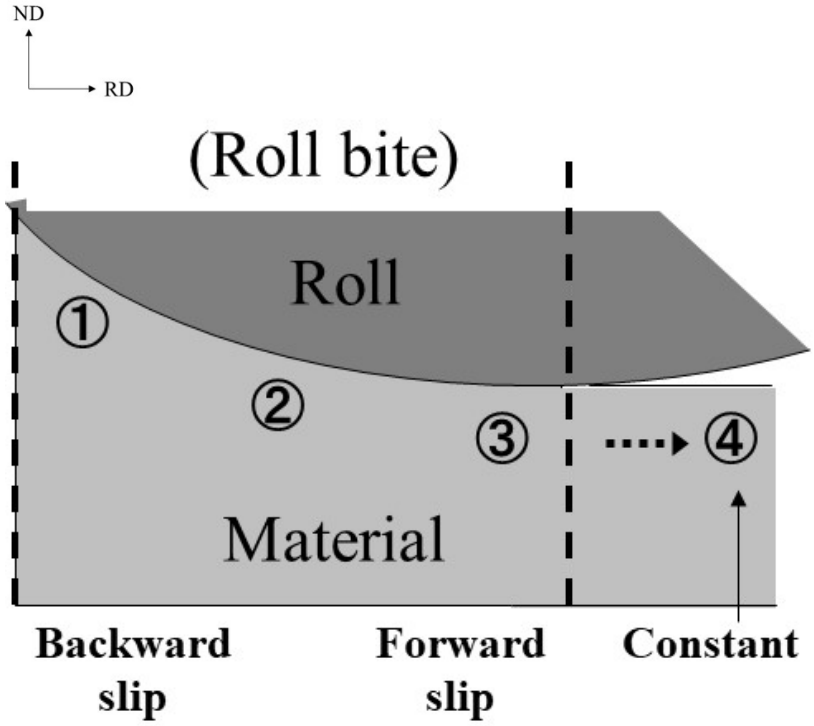
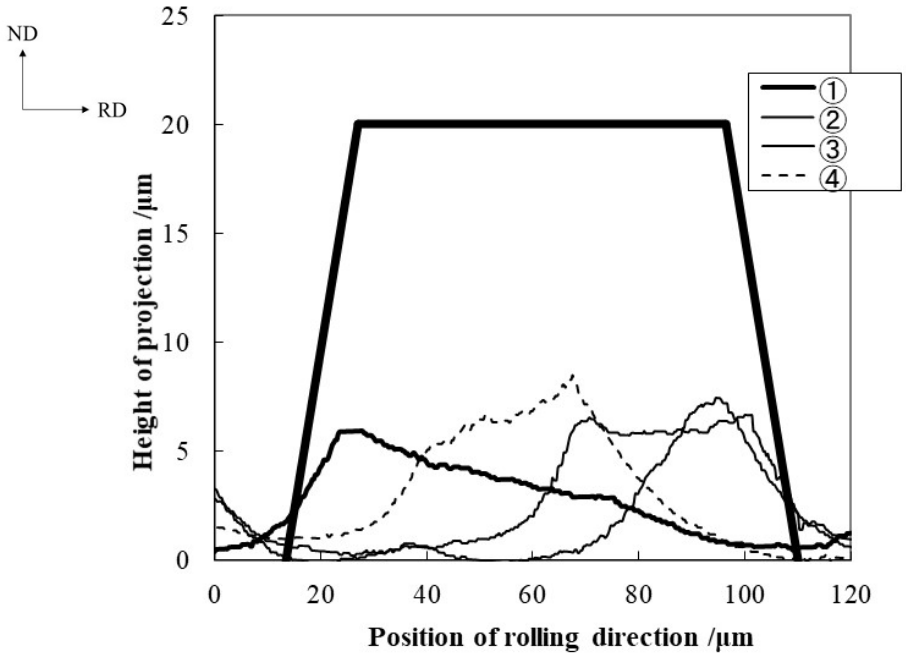
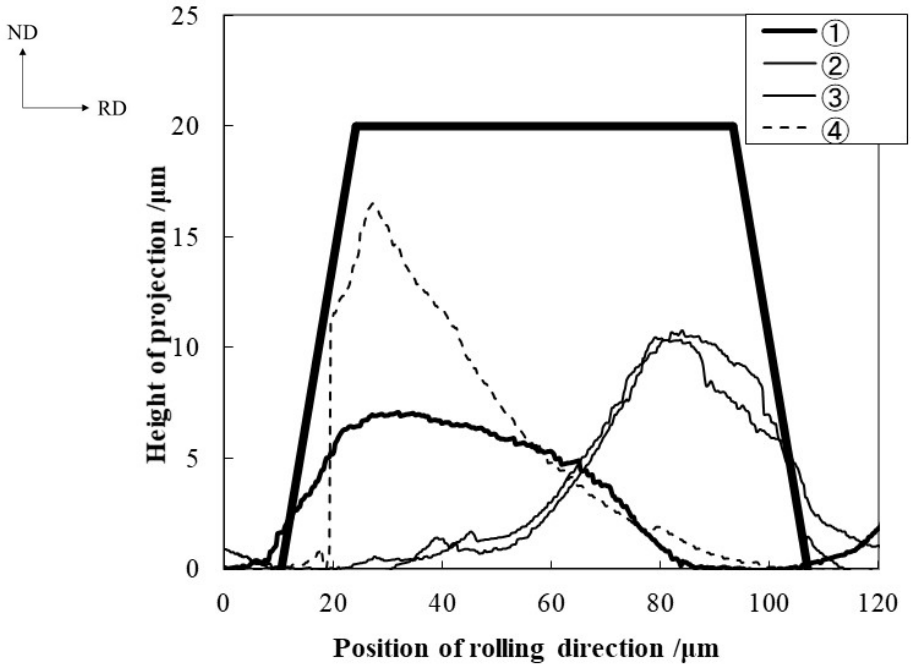


Fig. 5.3 Measured points in roll bite



(a) Reduction:4%



(b) Reduction:10%

Fig. 5.4 Measured transcribed shape

5.4　三次元テクスチャーロールの圧延転写における突起形成の推定メカニズム

前節のロールバイト内，およびロールバイト出側の各点での転写形状の調査から，ロールバイト内，ロールバイト出側における突起形成メカニズムを後進域，先進域，ロールバイト出側の 3 領域に分類し考察した．

圧延転写における突起形成の推定メカニズムを Fig. 5.5 を示し説明する．

＜①後進域＞

ロールバイト内において，ロール速度が材料速度よりも速いため，材料はロールの入側の壁により押され，入側の材料が盛り上がる．

＜②先進域＞

ロールバイト内において，材料速度がロール速度よりも速いため，材料はロールの出側の壁により押されることで出側の壁も形成され台形形状が形成される．

＜③ロールバイト出側（高圧下率領域特有）＞

圧下率が高くなると突起高さは高くなる．そのためロールバイト出側では，ロールと材料の相対的な動きにより，ロールバイト内で形成された突起は，ロールのコーナー部との接触変形を起こすことで，直角三角形の形状が形成される．

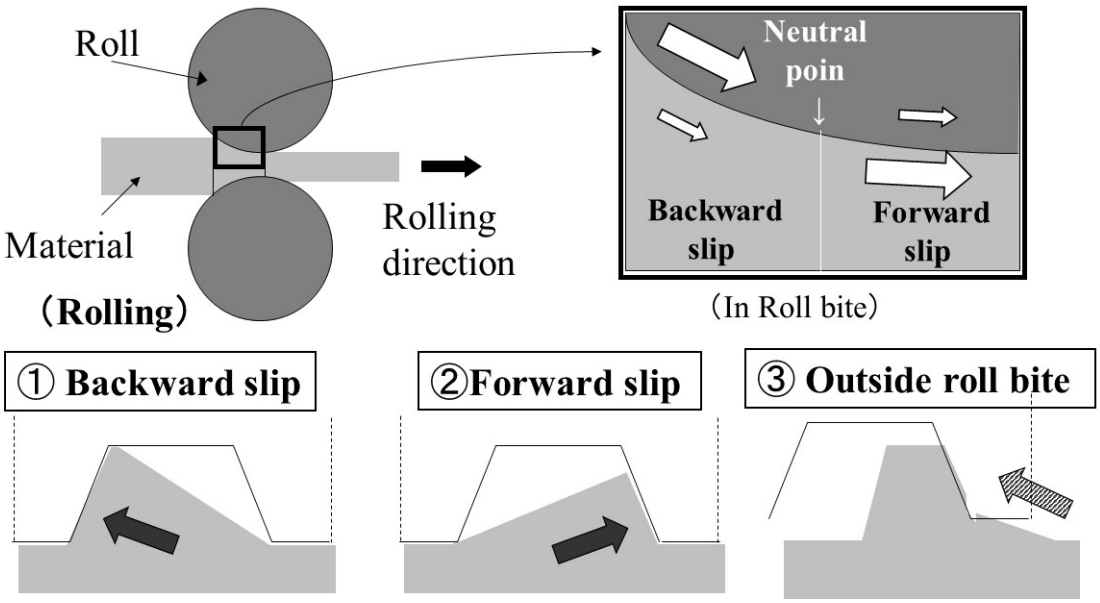


Fig. 5.5　Mechanism of projection formation by rolling

5.5　圧延転写における突起形成メカニズムの検証

前節の転写メカニズムが正しいとした場合，ロールバイト出側における接触変形は，ロールが材料から離脱する際のロールの軌跡に影響を受けると考えられる．この離脱過程でのロールの軌跡はロールと材料の相対速度によって決定されるため，相対速度を表す先進率が重要なパラメータとなる．本節では前節で示した転写メカニズム，特にロールバイト出側における接触変形の仮説を検証するために先進率を制御した場合の突起形状の変化について調査を行った．

先進率は第 2 章で述べたように，入出側板厚，圧下率，ロール径，変形抵抗，摩擦係数，入出側張力等の圧延条件によって決定される[5.2)]が，圧下率は転写突起高さに大きく影響を与えてしまうため，ここでは入出側張力を制御し先進率を変化させることで転写形状が変化するかどうか調査を行った．

先進率変化と転写突起形状の変化の関係を検証するため，入側張力を無張力のまま，出側 unit 張力を 0.0，3.8，9.6kgf/mm^2 に変更し実験を行った．これまで同様に圧延材表面に転写された形状は，レーザー顕微鏡を用いて測定している．圧

延後の転写形状を Fig. 5.6 に示す．Fig. 5.6 の結果から, 出側張力を 0.0，3.8, 9.6kgf/mm^2 に増やすごとに, 転写形状が変化していることが分かる. これは出側張力を増加させることで先進率が増加, つまりロールバイト出側付近での材料に対するロールの相対速度が増加し, ロールバイト出側で材料表面に対するロールの軌跡の圧延方向入側に向けた水平成分が増加した結果と考えられる.

次に出側張力を 6.1kgf/mm^2 に固定し, 入側 unit 張力を 0.0，0.6，3.8kgf/mm^2 に変更し実験を行った．圧延後の転写形状を Fig. 5.7 に示す. Fig. 5.6 の結果と同様に入側張力を 0.0，0.6，3.8 kgf/mm^2 に増やすごとに, 転写形状が変化していることが分かる. 入側張力を増加させることで先進率は減少し，ロールバイト出側付近での材料に対するロールの相対速度が小さくなった結果, ロールバイト出側で材料表面に対するロールの軌跡が鉛直方向に傾いた結果と考えられる.

以上の結果より, 転写メカニズム，特に転写形状に大きな影響を与える高圧下率領域のロールバイト出側でのメカニズムの妥当性を検証することができた.

板材の高機能化のためには高い凹凸を転写することに加え，ロール凹凸の適正な転写が必要になる．そのためには特にロールバイト出側でのロールと材料の離脱過程における接触変形を回避する必要がある．本結果より低先進率側に，理想的には先進率を 0 とするように圧延条件を制御することでロールと材料の離脱過程における接触変形を回避でき，ロール凹凸の適正な転写が実現可能なことを確認した.

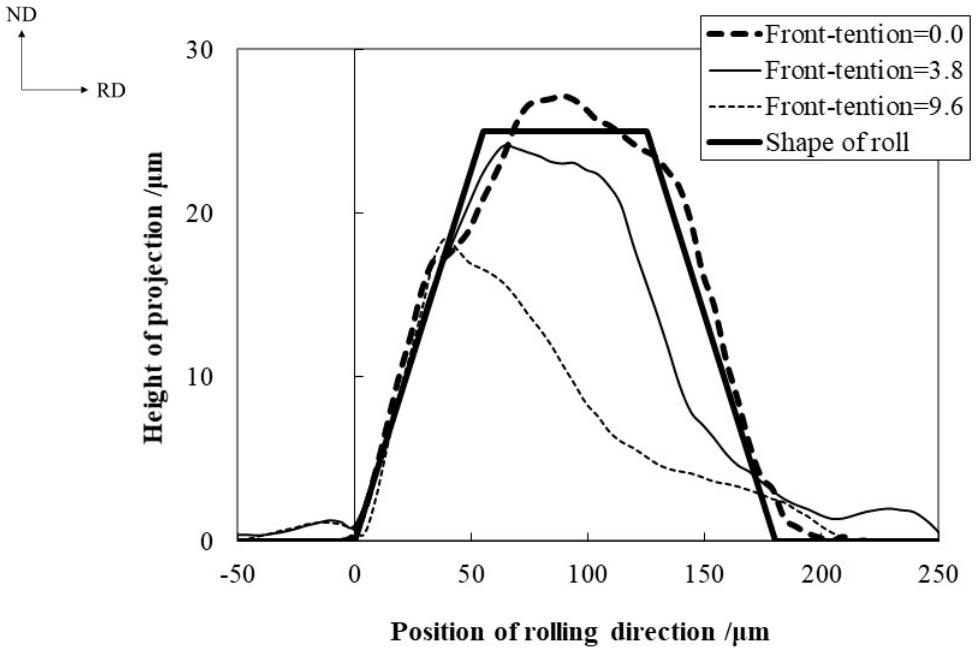


Fig. 5.6 Change of transcribed shape due to front-tension

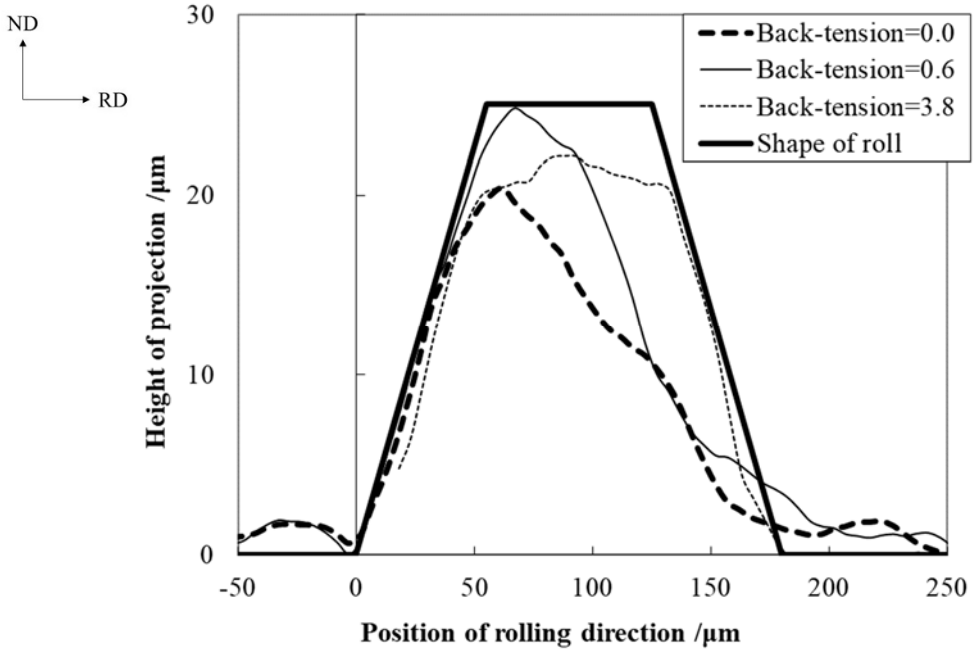


Fig. 5.7 Change of transcribed shape due to back-tension

5.6　ロール凹凸の適正転写のための圧延条件の設計

前節の検証から，ロール凹凸の適正形状の転写には，ロールバイト出側のロールの軌跡が重要であり，ロールの軌跡を決定するロールと材料の相対速度，つまり先進率が重要なパラメータとなることが確認された．そこでロール凹凸の適正形状の転写を実現するための圧延条件の設計式を考案した．Fig. 5.8 にロールバイト出側におけるロールの軌跡の模式図とロールの凹凸のパラメータを示す．ロールバイト出側においてロールが材料に対して離脱する軌跡（鉛直方向位置と圧延方向位置）はロール径とロール速度によって決定される．また材料は鉛直方向の位置は変化せず，板速度によって圧延方向の位置が決定される．上記からロールバイト内で形成された突起に接触しないロールと材料の関係を表したものが式(5-1)となる．尚，Fs は先進率，R はロール半径，a,b は転写突起形状を表すパラメータである．例えば，あらかじめ圧下率と転写突起高さの関係を導出しておくことで a,b が決定されるため，式(5-1)の条件を満足するように，例えば入出側の張力バランスを変更し先進率を制御することでロール凹凸の適正形状の転写を実現することが可能となる．

$$Fs < \frac{1}{\cos^{-1}\left(1-\frac{b}{R}\right)} \cdot \left\{\sin\left(\cos^{-1}\left(1-\frac{b}{R}\right)\right) + \frac{a}{R}\right\} - 1 \qquad \cdots (5\text{-}1)$$

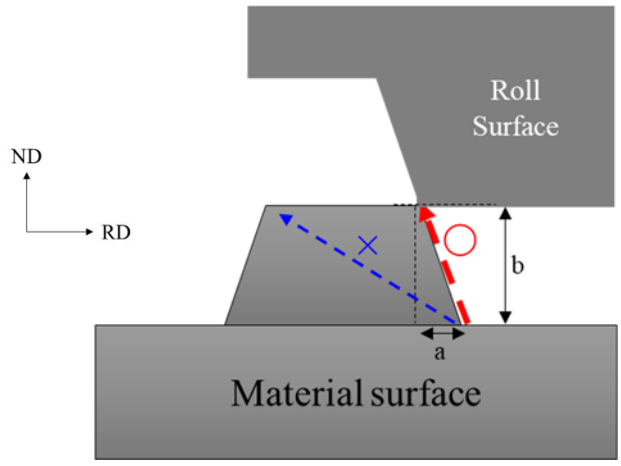


Fig. 5.8　Roll trajectory on the roll bite delivery side

5.7　結言

本章では三次元テクスチャーロールを対象に，個々の凹凸の転写形状の調査から高圧下率領域で発生した転写率の減少の原因について調査し，高圧下率領域での圧延転写メカニズムの考察を行った．

1. 各圧下率の転写形状を調査した結果，圧下率に応じて形状に変化があることが確認された．特に高圧下率領域においては，突起形状は圧延方向入側が高い直角三角形の形状を保ちながら，圧下率の増加に伴い突起高さが減少していることが確認された．
2. ロールバイト内の後進域，中立点付近，先進域，ロールバイト出側での転写形状を保存する目的で噛み止め試験を実施した結果，ロールバイト出側近傍から出側にかけて大きな形状変化が確認された．この結果からロールと材料の離脱過程において転写形状を変化させるメカニズムが働いていることが示唆された．
3. 圧延転写のメカニズムとしてロールバイト内の先進挙動，およびロールバイト出側でロールのコーナー部により接触変形を想定し，メカニズム検証のため入出側張力を変更し先進率を制御した結果，転写形状の変化を確認した．これによりメカニズムの妥当性を検証できたとともに，先進率制御による適正なロール形状の転写が実現可能なことを確認した．
4. 上記得られた知見から，適正なロール形状の転写を実現するための圧延条件設計式を考案した．

参考文献

5.1) 長瀬直樹，志渡誠一，下田修吉，鑓田征雄: 材料とプロセス, 19-2 (2006), 404.

5.2) D.R. Bland and H.Ford: Proc. Instn. Mech. Eng., 159 (1948), 144.

第 6 章　三次元テクスチャーロールを用いた圧延転写特性の解析的研究

6.1　緒言

前章の検討にて，圧延転写メカニズムを検証し，特に高圧下率領域ではロールバイト出側におけるロールと材料の接触変形が転写形状に大きな影響を与えること，また先進率制御によって適正なロール表面凹凸の転写が可能であることを確認した．

しかしながら，ロールバイト内の先進域，後進域での圧延転写メカニズムの妥当性が検証されていない．また，転写される突起高さや形状を予測することは板表面の高機能化を実現するためには重要である．例えば，ロール表面凹凸寸法を入力条件として転写突起高さや形状をあらかじめ予測することができれば，実操業における操業条件（圧延条件）の設計が可能となる．また高機能化を実現する板表面の凹凸寸法，形状がわかっていれば，実操業の制約条件内で板表面に微視的表面形状を転写するためのロール表面凹凸の設計にも活用することも可能である．よって転写突起高さと形状の予測技術を確立することの工業的価値は非常に高い．

従来より，調質圧延を対象に数値解析を用いて転写メカニズムの検討や転写性の予測を行った研究は多数報告されている．例えば池は，金型を材料に押し付ける三次元押圧解析を実施している [6.1)]．しかしながら，これら押圧解析での検討は圧延方向，および幅方向の拘束力が実際の圧延現象と乖離しているという問題を抱えている．また，湯川らはズーミング法を用いた圧延転写解析 [6.2)] を，また明石らは二次元圧延解析と三次元押圧解析を組み合わせた解析手法によりダルロールを対象とした転写挙動や転写メカニズムの検討 [6.3)] を行っている．ただ，これら研究は調質圧延領域を対象としたダルロールの解析的検討結果であり，本研究で対象とする高い凹凸，高圧下率領域の圧延転写現象とは異なるものである．

そこで本章では，三次元テクスチャーロール，かつ高圧下率領域を対象に FEM 解析での数値シミュレーションを行い，特に先後進域での圧延転写メカニズムの検証，および転写突起形状の予測について検討した．

6.2　数値解析モデルと解析条件

微視的表面形状転写挙動のシミュレーションは非常に複雑である．まず，突起形状は μm スケールで微小であり，かつ板表面の変形は三次元変形となる．特に圧延の変形は mm スケールのマクロな変形である．近年，計算機能力の向上により高負荷な解析が可能になってきているものの，このような複雑な変形現象を数値シミュレーションで再現するためには，莫大な CPU パワー，メモリー，計算時間が必要となる．これらの問題を解決するために，本研究では二次元 FEM と三次元 FEM を組み合わせた計算手法を考えた．前章で説明したように突起形成のメカニズムにはロールと材料の相対すべりが大きく影響していると考えられる．また，材料表面の突起形成には材料に働く圧縮応力が影響を与えていると推測される．そのため，まず二次元 FEM によりロールと材料の相対滑り速度および材料にかかる圧縮応力を計算し，次にこれら二次元 FEM 解析によって得られた情報を三次元 FEM の入力値と三次元の変形解析を行う手法を用いた [6.4,6.5)]．

6.3　二次元 FEM での数値解析

6.3.1　二次元 FEM での数値解析モデルと解析条件

二次元 FEM 解析モデルを Fig. 6.1 に示す．Fig. 6.1 の上図は，二次元 FEM 解析モデルの全体図を，また下図は板表層から 250μm 深さまでの拡大図（全体図の A の箇所）を示している．二次元 FEM モデルは，平面ひずみ条件を仮定した 1/2 モデルとしている．解析ソフトは”ABAQUS-standard”を使用した．なお，突起の形成は表層の変形であると考えられるため，表層 50μm まではメッシュサイズを 2μm とし，それよりも深い位置では徐々に粗いメッシュサイズとし計算を実施した．解析条件を Table 6.1 に示す．

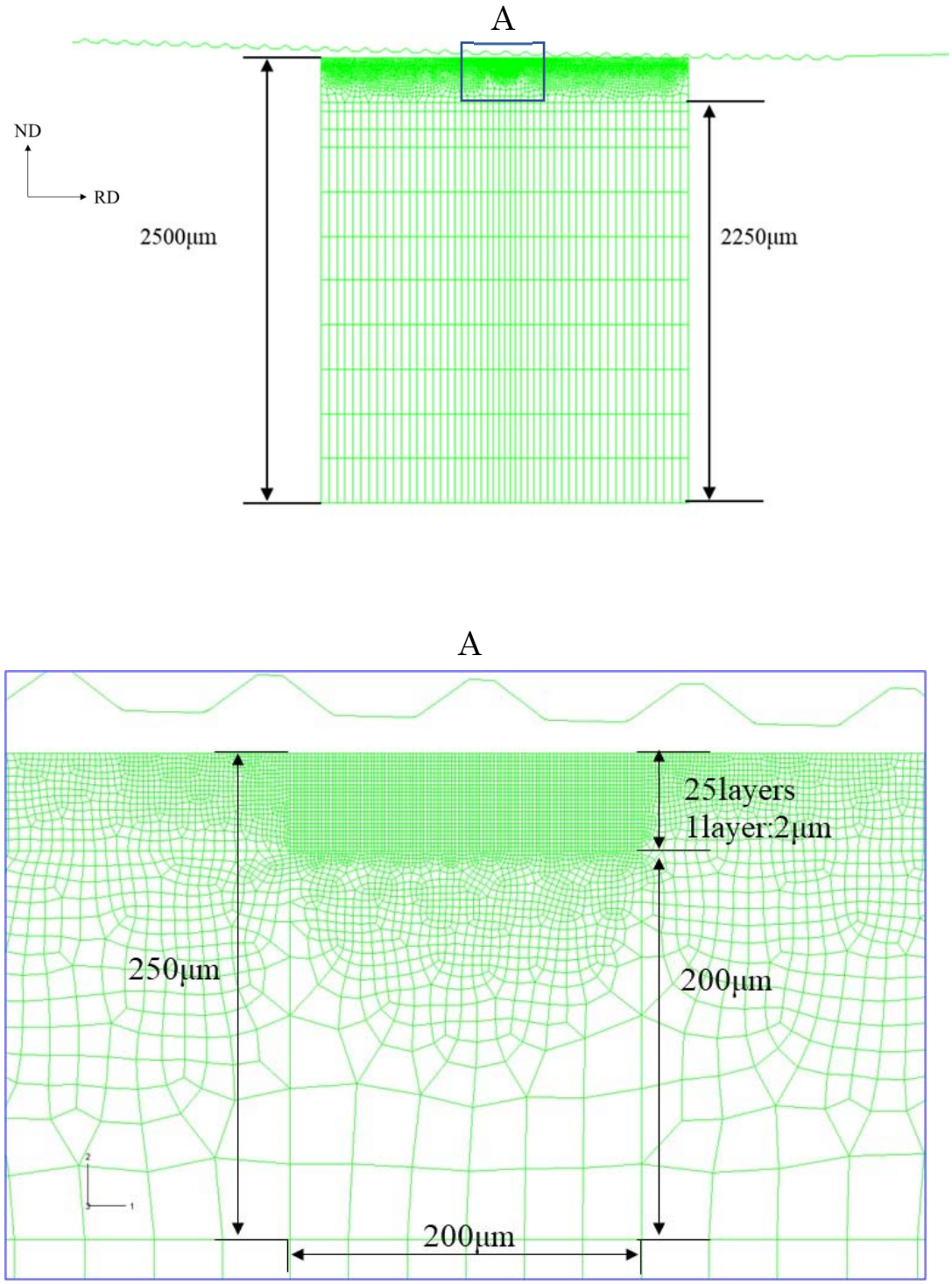


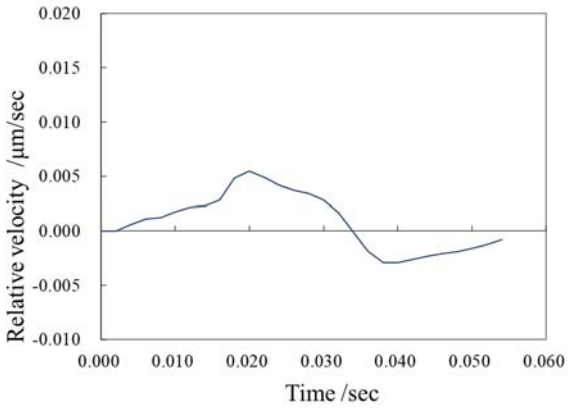
Fig. 6.1 2D finite element model

Table 6.1　2D-FEM Analytical conditions

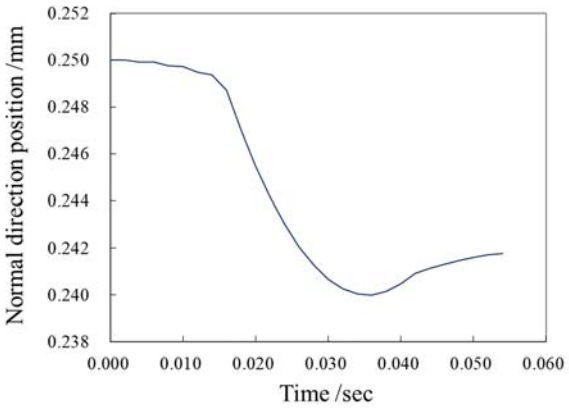
Material of plate	σ=70+100･ε /MPa
Gage of plate	5mm
Friction coefficient	0.1
Reduction	4%,10%,15%
Tension	0MPa
Roll diameter	300mm
Material of roll	Rigid body
Roll speed	5m/min

6.3.2　二次元 FEM モデルでの解析結果

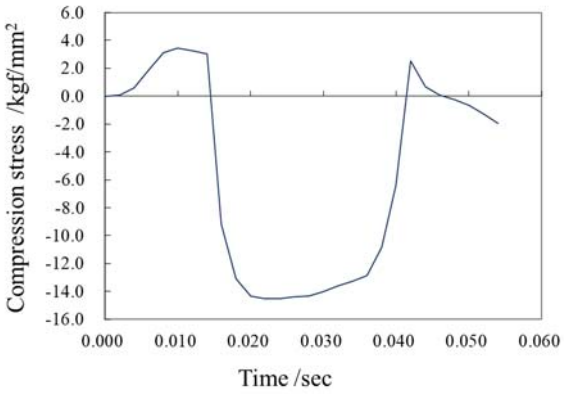
Fig. 6.2，Fig. 6.3 に二次元 FEM 解析で得られた相対滑り速度，1/2 板厚(圧下量)，圧延方向の圧縮応力の結果を示す．尚，Fig. 6.2 は圧下率 4%での解析結果，Fig. 6.3 は圧下率 15%での解析結果となっている．尚，Fig. 6.2，Fig. 6.3 に対して，(a)はロールと材料の相対速度，(b)は板厚の減少量(圧下量)，(c)は圧延方向の圧縮応力を示している．



(a) Relative velocity

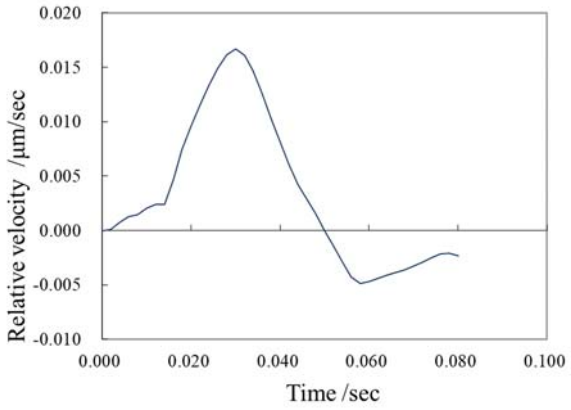


(b) Half thickness

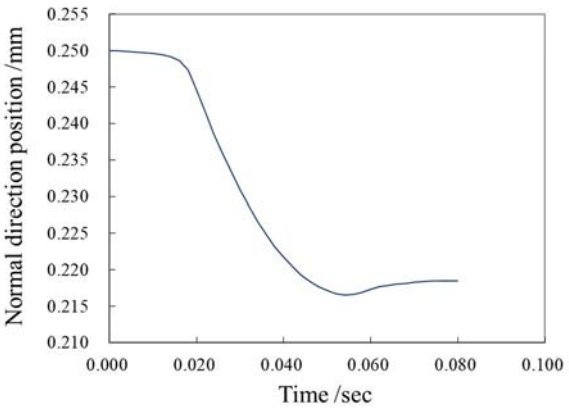


(c) Compressive stress

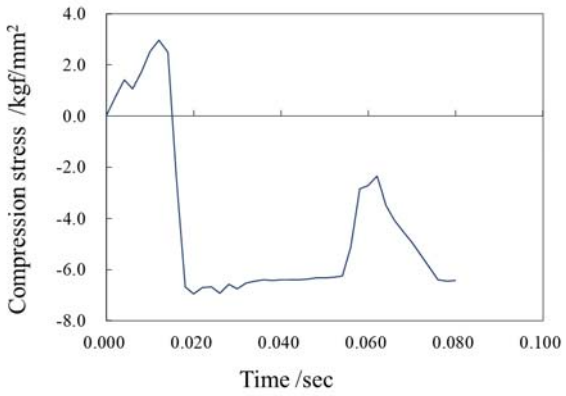
Fig. 6.2 Boundary conditions obtained by 2D FEM (reduction:4%)



(a) Relative velocity



(b) Half thickness



(c) Compressive stress

Fig. 6.3 Boundary conditions obtained by 2D FEM (reduction:15%)

6.4　三次元 FEM での数値解析

6.4.1　三次元 FEM での数値解析モデルと解析条件

先後進域での突起形成メカニズムの検証，および三次元テクスチャーロールでの突起形状の予測を目的に，前節で得られた二次元 FEM の相対滑り速度，圧下量，圧縮応力を用いて三次元 FEM 解析を行った．三次元 FEM 解析モデルを Fi.g.6.4 に示す．尚，二次元 FEM 解析モデルと同様，三次元 FEM 解析においても突起の形成は表層の変形であると考えられるため，表層から約 50μm まではメッシュサイズを細かく設定し，それよりも深い位置では徐々に粗いメッシュサイズとし計算を実施している．Fig. 6.4 の上図は，三次元 FEM 解析モデルの全体図を，また下図は板表層から 54μm 深さまでの拡大図（全体図の B の箇所）を示している．尚，計算時間を短縮するたに，以下に示す方法を用いて解析を行った．Fig. 6.5 の模式図を示しながら説明する．まず，Fig. 6.5 に示す L410μm×W200μm×H2500μm の材料を固定して置いておく．次に Fig. 6.2，Fig. 6.3 に示した二次元 FEM 解析で計算された相対滑り速度，圧下量にしたがって，材料上部の金型を動かす方法で計算を行った．また，金型と材料の接触する角度は圧延ロール径によって変化する．そのため，本解析においてもロール径に伴い材料に接触する角度を変化させながら接触させている．なお，材料の境界条件は，薄板かつ冷間圧延領域で有ることを加味し，幅方向は平面ひずみを仮定し，材料には二次元 FEM で得られた圧延方向の圧縮応力を与えて解析を行った．

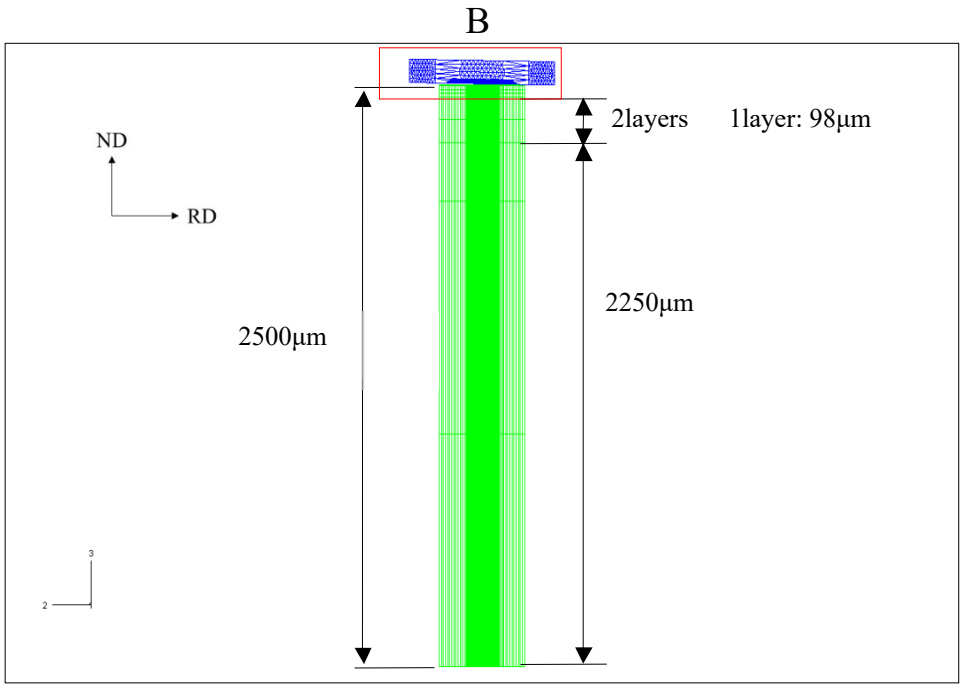


Fig. 6.4　3D finite element model

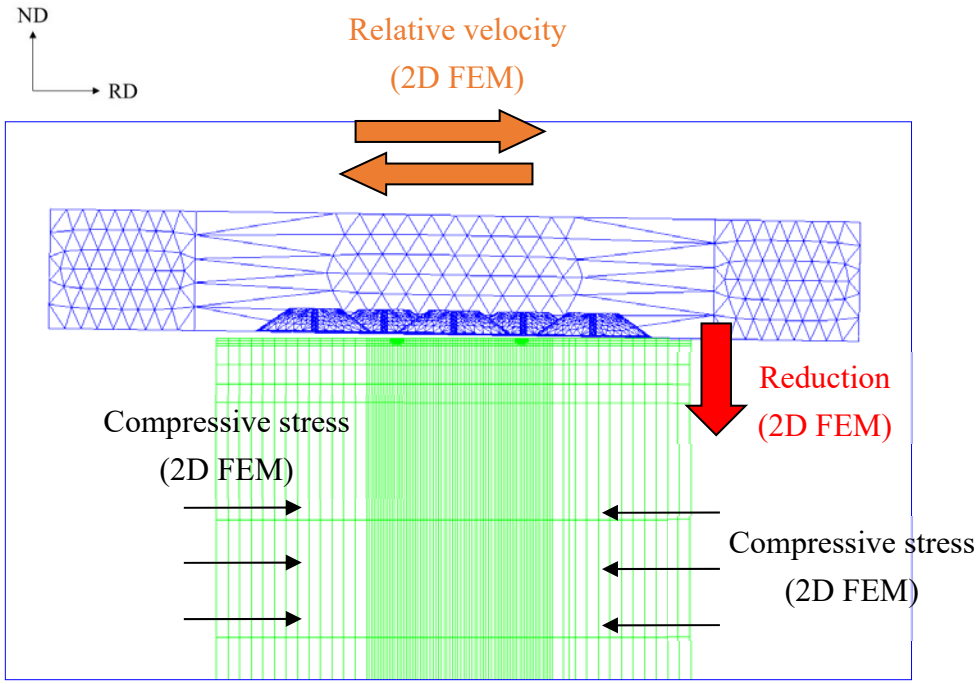
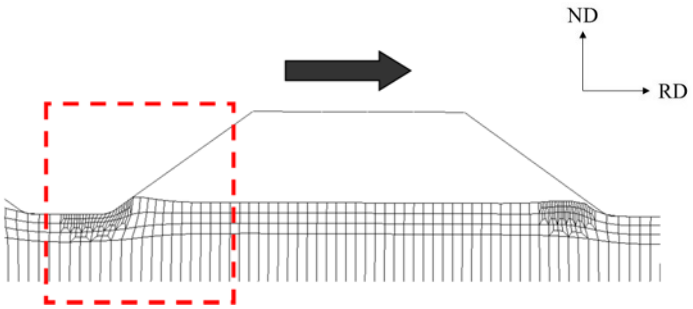


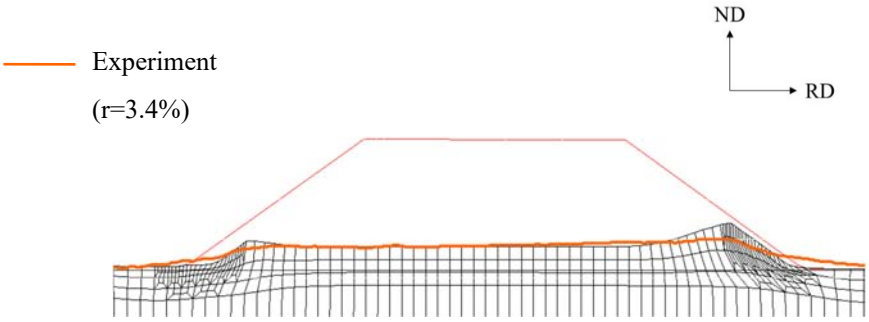
Fig. 6.5　3D-FEM simulation method

6.4.2　三次元 FEM モデルでの解析結果

三次元 FEM 解析の結果を以下に示す．Fig. 6.6 は圧下率 4%の三次元 FEM 解析の結果と圧下率 3.4%の実験形状を比較したものである．Fig. 6.6(a)から，後進域ではロール速度が材料速度よりも速いため，材料はロールにより圧延方向入側のロールの壁で押され，入側に滞留していることがわかる（入側の突起が形成）．また，Fig. 6.6(b)に示すように先進域では，材料速度がロール速度よりも速いため，材料は圧延方向出側でロールに押され，出側に滞留（出側の突起も形成され台形形状となる）することが解析から再現されている．また，突起高さを比較すると，三次元 FEM の計算結果では，入側，中央，出側の突起高さはそれぞれ，3.9μm，3.5μm，7.2μm，実験の入側，中央，出側の突起高さは，3.1μm，3.3μm，4.0μm となっており，中央部及び入側の突起高さは良い一致を見せる．以上のように，圧下率 4%近傍の低圧下領域では，先後進域における圧延転写メカニズム，および転写形状，突起高さを三次元 FEM 解析で再現できることが確認された．



(a) Backward slip region



(b) Outside of roll bite

Fig. 6.6　3D-FEM simulation result　(Reduction:4%)

次に，高圧下率領域での三次元 FEM 解析結果を Fig. 6.7 に示す．Fig. 6.7 には圧下率 16%の実験結果と圧下率 15%の三次元 FEM 解析の転写形状比較を行っている．圧下率 15%以上の高圧下領域においても先後進域でのロールと材料の相対速度に伴った，先後進域でのメカニズムを検証することができた．しかしながら，最大突起高さやロールバイト出側近傍で発生するロールと材料の接触変形を再現することはできなかった．

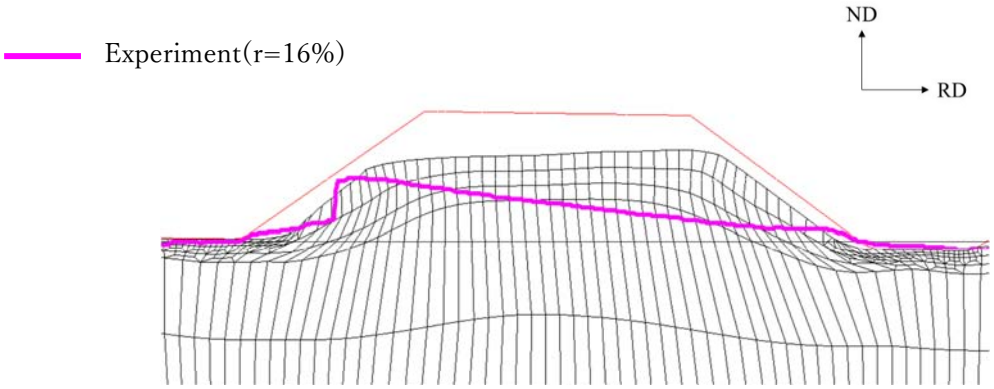


Fig. 6.7　3D-FEM simulation result of outside roll bite
(Reduction:15%)

また，最大突起高さに関して，実験，三次元 FEM を比較したものを Fig. 6.8 に示す．Fig. 6.8 を見ると，実験と三次元 FEM では，圧下率 10%以下の領域では，突起高さ，および圧下率に伴う転写突起高さの増加傾向がほぼ一致している．しかし，圧下率が 12%を越える高圧下率領域では実験値との一致は見られなかった．

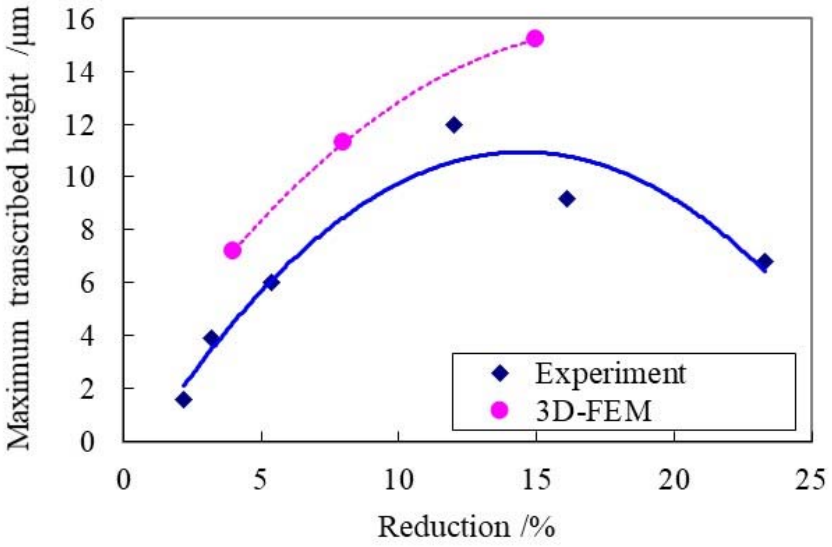


Fig. 6.8　Relation between reduction and height of projection

6.5　考察

以上のように二次元 FEM と三次元 FEM を組み合わせた解析手法を用いることにより，圧下率 10%以下の領域では，形成突起高さ，および転写形状を定性的，定量的に予測することができた．また，突起形成のメカニズムとして，ロールバイト内のロールと材料の相対速度による先進域，後進域の影響も再現することができた．しかしながら，圧下率が 12%を越える領域に関しては，想定していたロールバイト出側でのメカニズムが解析的に再現できておらず，実験と解析には大きな違いがあることも確認された．この高圧下率での差異は，表層近傍のミクロとマクロな変形の相互作用が強く影響しているものと考えられる．考えられる要因としては，解析における拘束状態や摩擦係数の影響が挙げられる．本手法では相対滑り速度を二次元 FEM で算出しているが，Fig. 6.9 に示すように二次元 FEM と三次元 FEM では板表面のせん断力が異なっていることが考えられる．二次元 FEM ではせん断力が，実現象と比較して大きく見積もられるため，材料の流れが拘束されてしまい，先進率が小さく見積もられてしまったことが再現できなかった原因であると推察される．

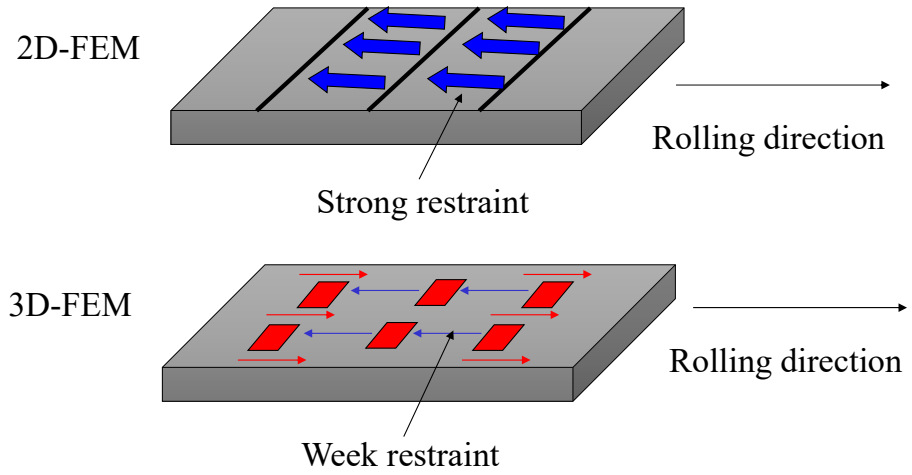


Fig. 6.9　Restraint force of material surface in transfer rolling

6.6　結言

三次元テクスチャーロールを対象に数値解析を行い，板表面のメタルフローによる板表面形状の形成メカニズム，圧延転写の予測に関して検討を行った．

1. 想定圧延転写メカニズムに対し，二次元 FEM と三次元 FEM を組み合わせた数値解析手法を用い解析を行った結果，圧下率 10%以下の領域に関しては先後進域における転写メカニズムが作用していることを確認した．また実験と解析の定性, 定量的な一致を確認した. しかしながら, 圧下率が 10%を越える領域でのロールバイト出側でのロールと材料の相対速度による接触変形のメカニズムを再現することは出来なかった．
2. 高圧下率での転写形状を再現するためには，三次元 FEM 解析時の入力値となる，拘束状態や摩擦係数などの先進率に影響を与えるパラメータを最適化する必要があると考えられる．

参考文献

6.1)　池浩: 調質圧延のミクロ変形解析研究会最終報告, (2007), 99.

6.2)　湯川伸樹, 秋山友彦, 吉田佳典, 石川孝司: 調質圧延のミクロ変形解析研究会最終報告, (2007), 111.

6.3)　明石透，白石利幸，小川茂，松瀬善信，森原秀征: 塑性と加工, 56-648 (2015), 53.

6.4)　藤井康之，前田恭志: 第 57 回塑性加工連合講演会講演論文集, (2006), 213.

6.5)　Y. Fujii and Y. Maeda: Proceedings of 9th International Conference Computational Plasticity, (2007), 787.

第 7 章
テクスチャー圧延における材料表面の拘束力，摩擦係数に関する実験的研究

7.1 緒言

前章の検討にて，二次元 FEM と三次元 FEM を組み合わせた数値解析手法を用い解析を行った結果，圧下率 10%以下の領域に関しては先後進域におけるロールと材料の相対速度に伴った転写メカニズムが作用していること，また実験と解析の定性，定量的な一致を確認した．しかしながら，圧下率が 12%を越える領域におけるロールバイト出側でのロールと材料の相対速度による接触変形のメカニズムを再現することはできなかった．特に高圧下率領域で発生するロールバイト出側におけるロールと材料の接触変形を再現するためには，解析時の材料表面に作用する拘束力(せん断力)や摩擦係数など，先進率に影響を与えるパラメータを最適化することが課題であると考えられる．

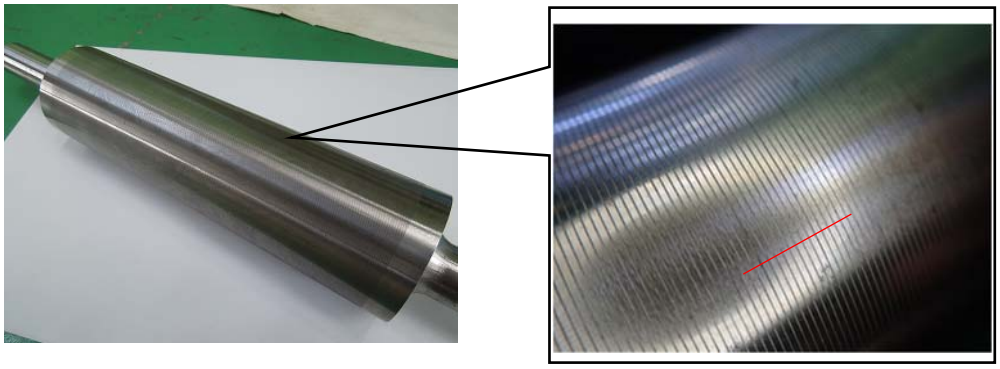
従来の圧延転写の研究から，ロール粗さや材料表面の粗さによって摩擦係数の挙動が変わることは示唆されている [7.1)]．例えば，山本らはステンレス鋼を対象にロール研磨筋の方向による潤滑挙動の違いが報告しているが [7.2)]，これらの研究はロールの粗さ（研磨筋の凹凸高さ）が 0.06～0.08μm と非常に小さく，本研究のような数十 μm の凹凸オーダーとは乖離がある．また対象としている圧下率領域も数%となっており，圧下率が 10%を超える高圧下率領域を対象とした報告はなされていない．

そこで本章では，転写突起高さや圧延転写メカニズムの再現に重要なパラメータとなる転写圧延時の材料表面の拘束力，摩擦係数の影響を考察した．具体的には，三次元テクスチャーロールは，①圧延方向溝(RD 溝ロール)，②圧延と直角方向の溝(TD 溝ロール)，③圧延と 45°方向の溝(45°溝ロール)の複合体と考え，①～③のパターンロールを用いて，摩擦係数，材料表面の変形特性の影響を実験的に調査した．

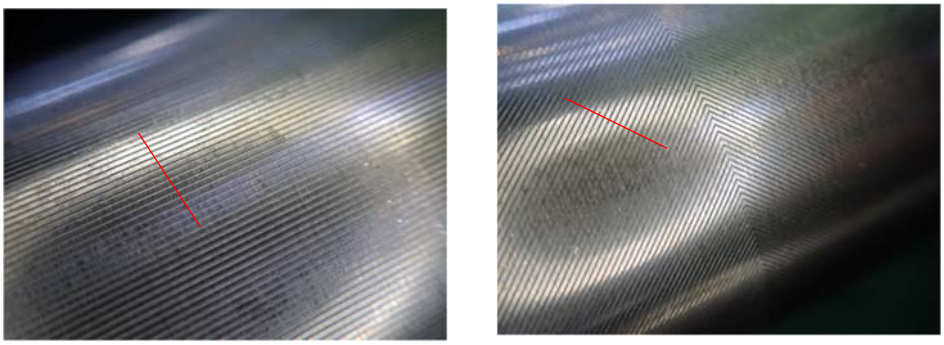
7.2 実験条件

実験に用いた 3 種のパターンロールの外観を Fig. 7.1 に示す．Fig. 7.1(a)に示す RD 溝ロールはロール表面の円周方向に沿った溝が付与されている．Fig. 7.1(b)の TD 溝ロールはロールの軸方向に沿った溝を有している．Fig. 7.1(c)の 45°溝ロールは，圧延方向に対して 45°方向に沿った溝を付与してある．これら 3 種の溝ロールの凹凸寸法を Fig. 7.2 に示す. 3 種のロールの溝の断面寸法，および形状は同様としてある．これらのロールを WR として使用し，第 3 章と同様に冷間 4 段圧延機を使用し実験を行った．バックアップロールの直径は 300 mm，WR の直径は 55 mm である．パターンロールは上側 WR のみとし，下側 WR はブライトロールとした．また，圧延材は板厚 0.61mm，板幅 50mm，長さ約 200mm の純チタン板を供試材として使用した．圧下率は 5%から 25%で実験を行っている．更に 45°の溝ロールは，圧延する方向（回転方向）によって摩擦挙動や変形特性が異なることが想定されたため，Fig. 7.3 に示すように，正回転と逆回転で実験を行い調査した．

実験条件を Table 7.1 に示す．尚，圧延実験では摩擦係数を推定する目的で入出側板厚，および圧延荷重を測定した．また，試験後の板表面に転写されたプロファイルをレーザー顕微鏡で測定している．



(a) RD groove roll



(b) TD groove roll **(c)** 45° groove roll

Fig. 7.1 Appearance of pattern roll

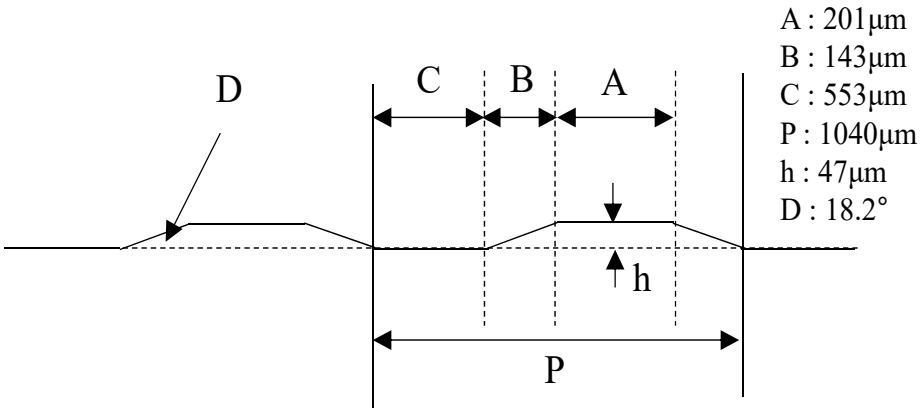


Fig. 7.2 Roll surface cross section

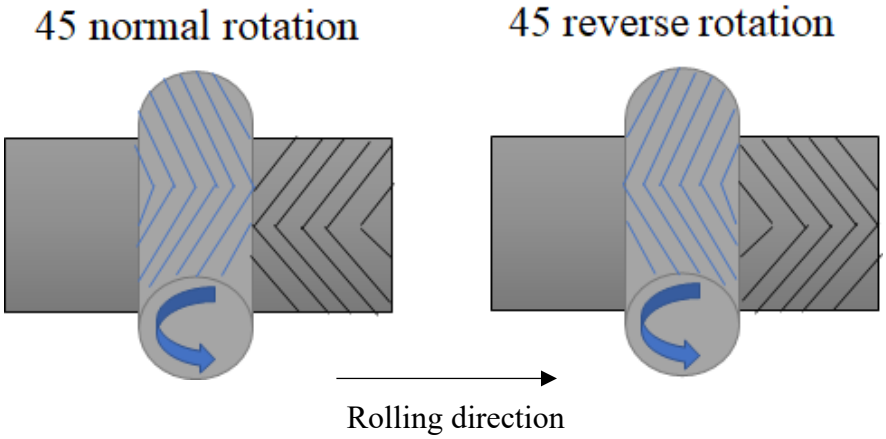


Fig. 7.3　45° groove roll rolling direction

Table 7.1　Experimental conditions

Mill	4Hi
Roll	Upper: Groove roll (φ55mm×L265mm) (a) RD groove roll (b) TD groove roll (c) 45° groove roll Lower: Bright roll (φ55mm×L265mm)
Material	Pure titanium (ASME:Gr1) h0.61mm×w50mm×L200mm
Lubricant	Dry
Reduction	5%～25%
Tension	0MPa
Roll speed	1.0m/min

7.3 実験結果

7.3.1 転写突起高さ

Fig. 7.4 に圧下率と転写突起高さの関係を示す．各種ロールにおいて，圧下率15%未満の領域においては，圧下率と転写突起高さは強い相関を示しており，圧下率の増加に伴い，転写突起高さは増加する．またその傾向はロールの種類に依らず同様である．他方で，圧下率 15%以上になると転写突起高さの圧下率依存性は異なり，ロールタイプによって突起の高さに差異が見られる．TD 溝ロールが最も高く，45°溝ロールの逆回転，45°溝ロールの正回転，RD 溝ロールの順に突起高さが減少する．この順序はロールバイト内における材料表面の拘束力によって決まっていると考えられる．一般的に圧延においては，材料は出側の方向に延伸する．しかしながら，本研究のような溝ロールによる転写圧延においては，材料の延伸はロールの溝によって拘束されると考えられる．その拘束力の強さは溝の方向に依存しているものと推察される．当然，RD 溝ロールが最も拘束力が小さく，TD 溝ロールが最も拘束力が強く，45°溝ロールがその中間に位置すると考えらえる．以上のように，高圧下率領域における転写突起高さは材料の延伸方向の拘束力によって影響を受けることが示唆された．

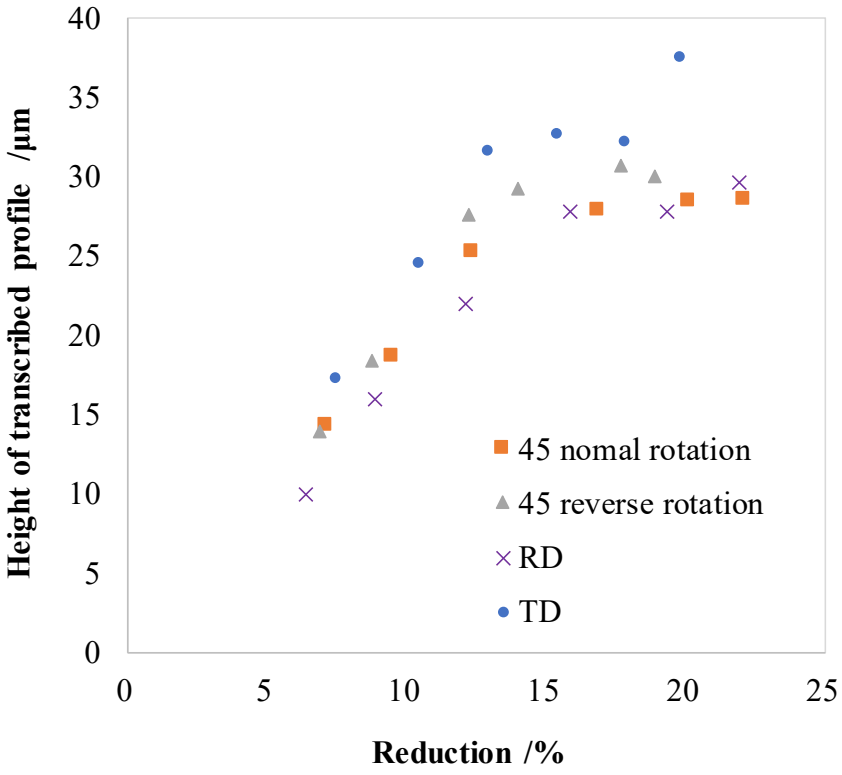


Fig. 7.4 Relation between reduction and height of transcribed profile under each rolling conditions

7.3.2　推定摩擦係数

前節の検討から，突起高さを形成するロールバイト内の拘束力の影響が示唆された．この影響を詳細に調査するために各種タイプのロールで圧延した際の摩擦係数を推定した．摩擦係数の推定にあたっては，圧延時に入出側の板厚，圧延荷重を測定し，Hitchcock のロール扁平式[7.3)]，Hill の圧延荷重式[7.4)]を用いて推定した．摩擦係数の推定式を式(7-1)に，また圧延引張法を用いて仮定した平均変形抵抗式を式(7-2)に示す．ここで，μ は推定摩擦係数，P は実測圧延荷重，w は板幅，R' は実測荷重を用いて Hitchcock のロール扁平式より算出した扁平ロール半径，h_1 は実測入側板厚，h_2 は実測出側板厚，S_1 は実測入側張力，S_2 は実測出側張力，r は h_1，h_2 から算出した圧下率である．また k は圧延引張法より仮定した平均変形抵抗，A は静的変形抵抗，ε は実測ひずみ，n は加工硬化指数を示している．

$$\mu = \frac{\dfrac{P}{w \cdot \sqrt{R' \cdot (h_1 - h_2)} \cdot (\mathrm{k} - 0.5 \cdot (S_1 + S_2))} + 1.02 \cdot r - 1.08}{1.79 \cdot r \cdot \sqrt{R'/h_2} \cdot \sqrt{1 - r}} \quad \cdots (7\text{-}1)$$

$$k = A \cdot \varepsilon^n \quad \cdots (7\text{-}2)$$

上記式から推定された摩擦係数を Fig. 7.5 に示す．推定された摩擦係数は，圧下率だけでなくロールタイプによる影響も顕著である．一般的に摩擦係数は圧下率の増加に伴い増加する傾向にある．この傾向は，2 つの理由があると想定される．一つは，高い圧下率によって新生面が形成され摩擦係数が増加する現象，もう一つはロールの幾何学的なプロファイルによる影響である．特にロールの幾何学的なプロファイルによる摩擦係数への影響に関しては非常に複雑である．これについては次節で各ロールタイプにおける摩擦係数，拘束力に与える影響を考察する．

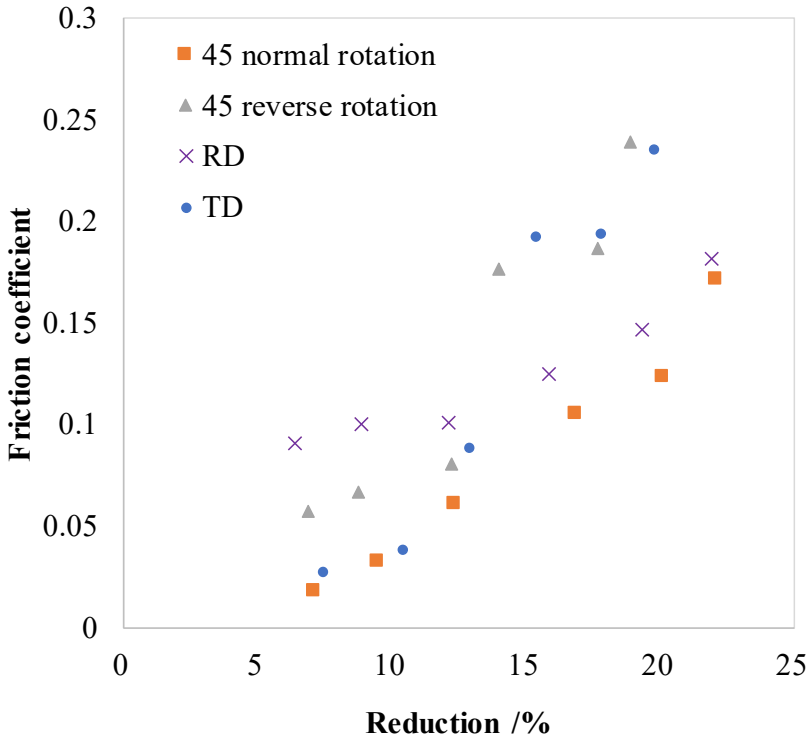


Fig. 7.5　Relation between reduction and friction coefficient

7.4　各ロールタイプにおける推定摩擦係数

7.4.1　TD 溝ロールの推定摩擦係数

Fig. 7.5 に示すように TD 溝ロールにおける特徴的な現象は，摩擦係数が圧下率 15%以上で急激に増加することにある．TD 溝ロールにおける摩擦係数の急上昇はロールバイト内（接触弧長内）の溝の個数が影響しているものと推察される．圧下率が小さく，接触弧長が短い場合，ロールバイト内にロール溝は 1 つしか存在しない．その際の摩擦係数に及ぼす影響は限定的であると考えられる．他方で圧下率が高く，接触弧長が長い場合には，ロールバイト内にロール溝が 2 つ以上存在することになる．その際には材料の延伸をロールの溝が阻害し拘束力が増加することが想定される．そこでロールバイト内における溝の個数と摩擦係数の関係を調査した．Fig. 7.6 に結果を示す．Fig. 7.6 の横軸は接触弧長を溝のピッチを除した値（ロールバイト内の溝の個数を示す），縦

軸には Fig. 7.5 で示した TD ロールの推定摩擦係数を示している．Fig. 7.6 から，接触弧長内に TD ロールの溝が 2 個以上入るタイミングで推定摩擦係数の急上昇が発生していることがわかる．この結果から，ロールバイト内における溝の個数は摩擦係数や拘束力に大きな影響を与えていること，延伸方向に 2 個以上の溝が存在することにより摩擦係数が増加することが確認された．

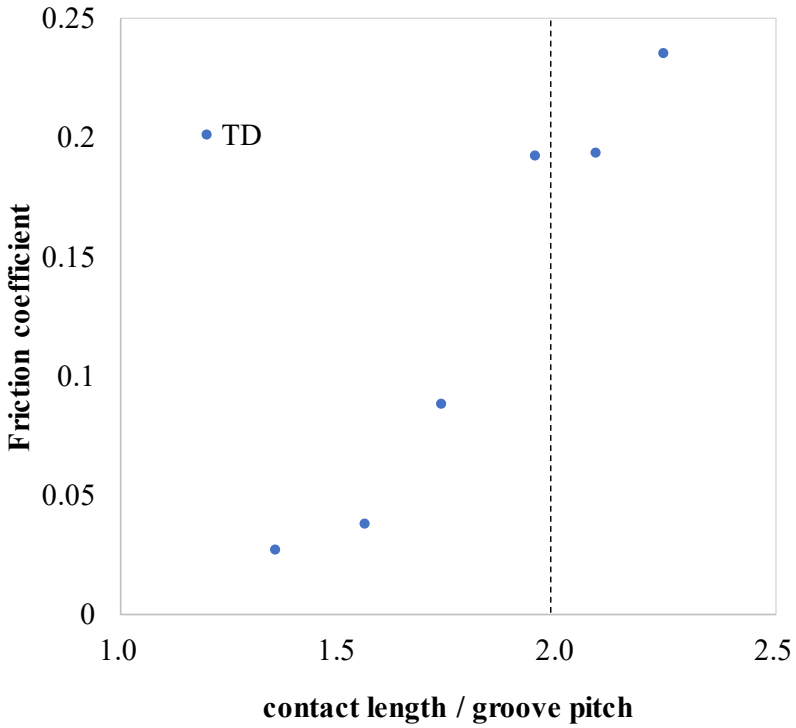


Fig. 7.6　Relation between contact length/groove pitch and friction coefficient

7.4.2　45°方向溝ロールの推定摩擦係数

45°方向溝ロールの場合, 正回転と逆回転で推定摩擦係数に差異が見られる. 逆回転では正回転と比較し推定摩擦係数は全体的に高くなる（Fig. 7.5）. この差異は，ロールバイト内における幅方向のメタルフローの影響によるものと考えられる.

正回転の場合，転写圧延時の材料表面のメタルフローは溝の方向に応じて材料の幅方向中心から端部方向に生じる．他方で逆回転ではメタルフローは幅方向の端部から幅方向の中心に向かって生じる．逆回転では幅方向中心に向かうメタルフローによって正回転よりも高い幅方向の圧縮応力が発生すると考えられる.

そこで幅方向へのメタルフローの影響を明確化するため，45°溝ロールの正回転，逆回転での板幅中央と板端部の突起高さを調査した．Fig. 7.7 に結果を示す. 転写された突起高さは, 板幅中央よりも板端部の方が高くなっている. 板端部は自由表面であるためメタルフローの影響が顕著に出たものと推定される．またその傾向は，正回転よりも逆回転の方が高い．これは，圧延方向に対するロールの溝方向の影響であると考えられ，材料表面に発生する幅方向の圧縮応力の違いによる影響と推察される．45°溝ロールの逆回転の場合，幅方向中心へのメタルフローにより圧延方向にも圧縮応力が発生する. 他方, 正回転の場合は材料端部方向へのメタルフローにより圧延方向に引っ張り応力が発生する．45°溝ロールの逆回転では，この圧延方向応力により材料の延伸方向の拘束力が影響し急激な摩擦係数の上昇を引き起こしたと考えられる.

また，45°溝ロールの逆回転では，TD 溝ロールと同様に圧下率 15%近傍での摩擦係数の急上昇が確認される. この摩擦係数の急上昇は TD 溝ロールと同様のメカニズムによる影響（ロールバイト内における溝個数の影響）と推察される.

以上のように, 45°溝ロールの正回転, 逆回転で見られた突起高さの違いは, 幅方向のメタルフローに起因する幅方向の圧縮応力の差による影響と推測される.

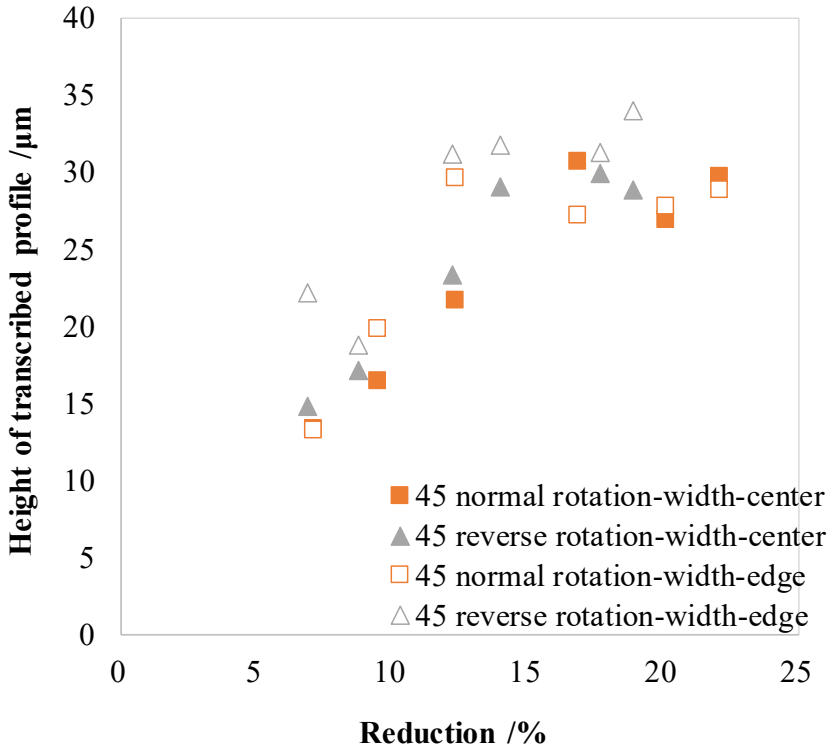


Fig. 7.7　The height of the transcribed profile at the center of the sheet width and the edge

7.4.3　RD 溝ロールと TD 溝ロールの推定摩擦係数

前述したように TD 溝ロールにおいて圧下率 15%以上で摩擦係数が急上昇するのは圧延方向の材料延伸の阻害による拘束力の影響と考えられる．他方で RD 溝ロールの摩擦係数はロールの溝の転写により新生面が形成されることによる影響であると推察される．Fig. 7.8 に TD 溝ロールと RD 溝ロールの摩擦係数と接触弧長に対するロール凸部の接触率の関係を示す．当然，RD 溝ロールの接触率は一定となるが，TD 溝ロールは圧下率の増加に伴い接触長さが増加するため，接触率も増加する．Fig. 7.8 に見られるようにロール凸部の接触率と摩擦係数に強い相関があることから，摩擦係数が接触率に関連していると考えられる．

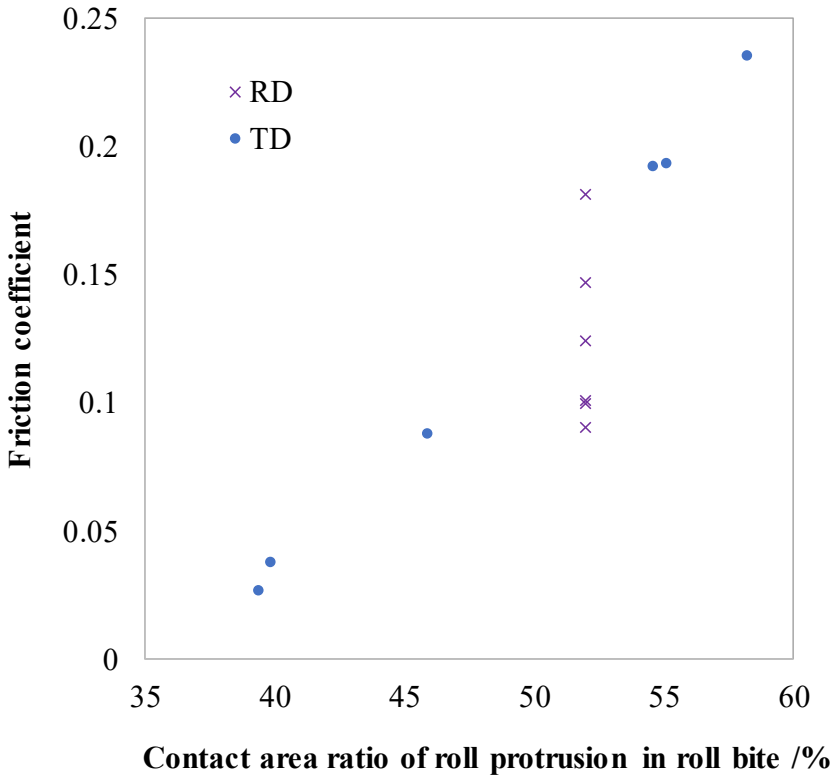


Fig. 7.8 Relationship between friction coefficient and contact area ratio of roll groove

7.5　推定摩擦係数と転写突起高さの関係

以上のように，各種ロールタイプにおける転写性，推定摩擦係数の調査を行い，突起部の形成による圧延方向の拘束力，ロールバイト内の溝個数による拘束力，幅方向のメタルフローに幅方向圧縮/引張応力，ロールバイトにおけるロール凸部の接触率の影響を抽出した．摩擦係数はこれら拘束力を表現したパラメータであると考え，推定摩擦係数と転写突起高さの関係を調査した．

Fig. 7.9 に各種ロールタイプの推定摩擦係数と転写突起高さの関係を示す．

摩擦係数が 0.15 未満の低摩擦領域は，圧下率が低く突起形成の過渡期にある．突起高さが高くなることで真実接触面積が増加，摩擦係数が増加することは考えらえるが，その摩擦係数の挙動を詳細に把握することは非常に難しい．

他方で，推定摩擦係数が 0.15 を超える領域においては，45°溝ロールの逆回転を除き，高い摩擦係数により形成される突起高さは増加する．また圧延方向の拘束力は，明石らの研究 [7.5)] にも述べられているが，突起の形成を助長する方向に働くと考えられる．

他方で，45°溝ロールの逆回転では幅端部からの付加的な圧縮応力により圧延荷重が増加し摩擦係数が高くなるものの，この幅方向からの付加的な圧縮応力は転写突高さには大きく影響しないことが本検討から明らかとなった．

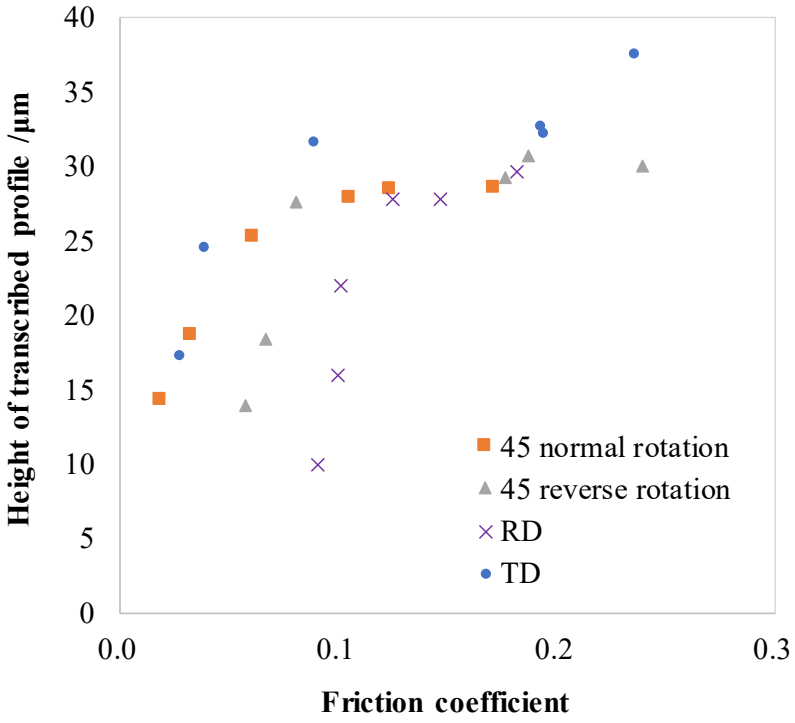


Fig. 7.9 Relationship between height of transcribed profile and friction coefficient

7.6　結言

テクスチャーロールの転写状態を予測するためには，材料とロールの相対速度を決定することが重要となる．本章では相対速度を決定するための重要な境界条件である摩擦係数，拘束力の影響を明らかにするために，RD 溝ロール，TD 溝ロール，45°溝ロールを用いた実験を行い，転写突起高さの形成に与える以下の拘束力，摩擦係数の影響を抽出した．

1. ロールバイト内における突起形成による圧延方向の拘束力
2. ロールバイトに複数のロール溝があることによる圧延方向の拘束力
3. ロールバイトにおけるロール凸部の接触率

本章の検討から高圧下率領域においては，材料の拘束力を表す摩擦係数と突起高さに関連性があることを確認した．しかしながら，微視的な転写現象と拘束力（摩擦係数）には相互作用があるため，見かけの摩擦係数を理論的に予測することは依然として困難である．今後も継続し微視的な転写挙動およびそれに伴う摩擦挙動の関連性を調査研究することが今後の圧延転写挙動の解明，圧延転写の予測技術の確立には重要であると考えられる．

参考文献

7.1) 秋山友彦，湯川伸樹，吉田佳典，石川孝史: 材料とプロセス, 19-5 (2006), 986.

7.2) 山本普康，生田宏: 材料とプロセス, 19-2 (2006), 407.

7.3) J.H. Hitchcock: 1935 ASME Report of Special Research Committee on Roll Neck Bearings (1935), 33.

7.4) R. Hill: The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University Press, Oxford (1950), 199.

7.5) 明石透，白石利幸，小川茂，松瀬善信，森原秀征: 塑性と加工, 56-648 (2015), 53.

第 8 章　圧延転写技術を活用した高伝熱チタン板の開発

8.1　緒言

近年，金属板材はコモディティ化により製品の差別化が困難になっている．この状況を打破するためには，既存設備を活用した高級鋼の徹底した歩留まり改善を行うと共に，従来日本の鉄鋼各社が取り組んできた製品の機械的性質の向上とは異なる観点での製品企画力で対抗することが必要となる．

本章ではこれまで検討してきた圧延転写技術を活用した高機能板製品の実用化例として高伝熱チタン板の開発について報告する．

8.2　低温度差発電用熱交換器用プレートの課題

バイオミメティック材料に代表されるように [8.1)]，微視的表面形状により，撥水性, 粘着性, 反射制御などの多種多様な表面機能を発現できることが知られている．著者らはこれら微視的表面形状付与の適用用途の一つとして低温度差発電用のプレート式熱換器用のプレートに着目した．プレート式熱交換器 [8.2)] (Plate type Heat Exchanger, 以下 PHE と記す)の構造と原理を Fig. 8.1 に示す．媒体として海水が使われる場合の PHE は，プレートを挟んで逆方向に流れる海水と，海水によって冷却あるいは加熱される媒体との間で熱交換を行う装置である．熱交換は Fig. 8.2 に示す 3 つの伝熱タイプがあり，例えば工場で排出される温水を冷海水で冷却する”液単相強制対流伝熱”，海洋温度差発電などにおける作動流体を温かい海水で気体に変える”蒸発伝熱”，および作動気体を液体に変える”凝縮伝熱”に区分することができる．それらの伝熱性能を向上させることができれば設備の高効率化が可能となる他, PHE に使用するプレート枚数やサイズを減少させることにより，設備全体の小型化が実現可能となる．

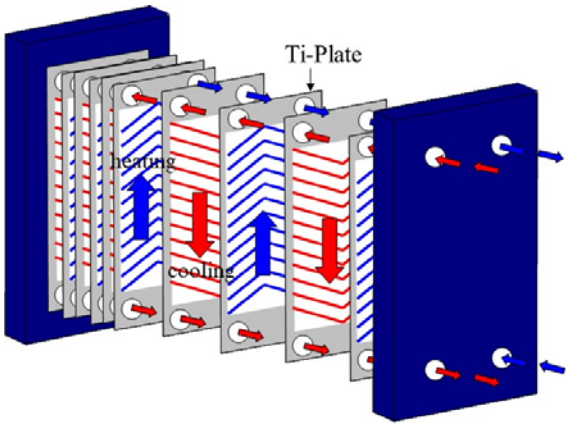
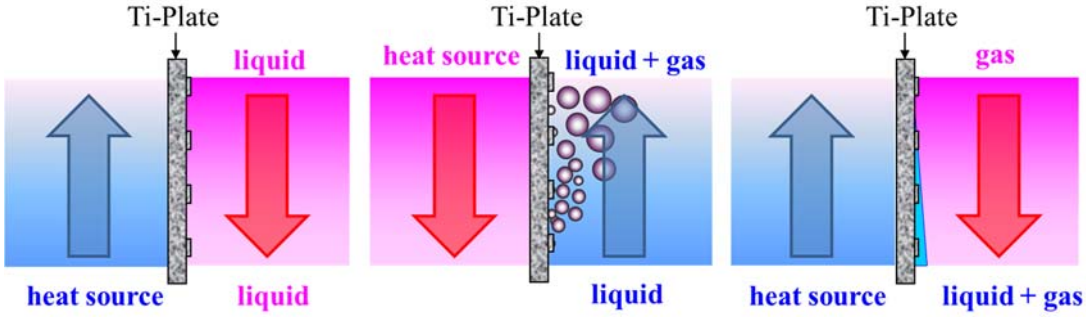


Fig. 8.1　Structure and principles of plate type heat exchanger



(a) Liquid phase heat transfer　(b)　Evaporation　(c)　Condensation

Fig. 8.2　Outline of heat transfer type

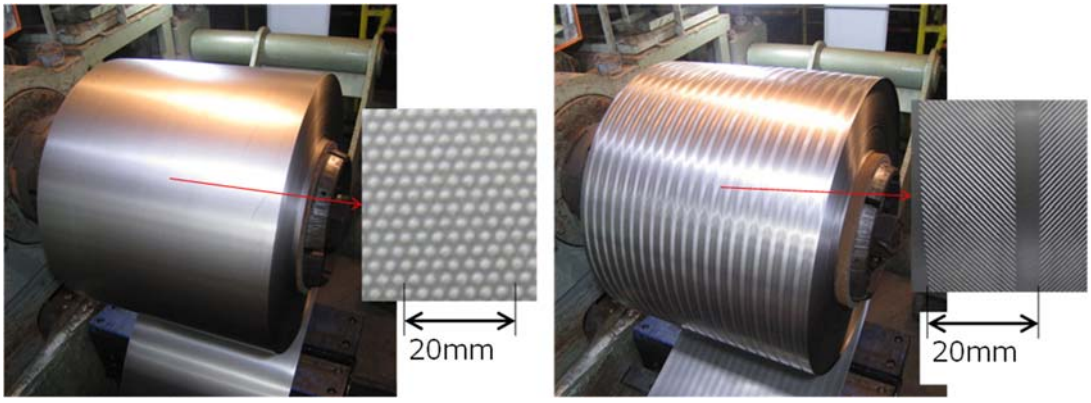
近年, 環境問題やエネルギー危機への関心が高まる中, 海洋温度差発電（OTEC）や排熱利用発電（DTEC）に代表される低温度差発電は再生可能な新エネルギーとして期待されている. 特に海洋温度差発電は, 他の再生可能エネルギー資源の中でも「スケールメリット」,「安定性」,「稼働率」が高く, 世界的に注目されている技術である. また発電する際に汲み上げられる海洋深層水を利用することで, 発電とともに持続的に海水淡水化や水素製造, リチウム回収などの複合利用のメリットがあることも大きな特徴であり, 例えば, 持続可能な開発目標（SDGs）

の目標 7「信頼できる持続可能な近代的エネルギーへのアクセス」, 目標 14「海洋資源を保全し持続可能な形での利用」に貢献するとされている．しかしながら，海洋温度差発電は熱源の温度が低く，また温度差が小さいため，蒸発器や凝縮器等のプレート式熱交換器の伝熱性能の向上が実用化の課題とされていた．従来から表面積拡大による伝熱促進効果を目的に微細な金属粒子を板表面に溶射する方法 [8.3] などが提案されていた．しかしながら，コスト，熱交換器の稼働の安定性（表面から脱落した溶射粉がタービンなどに流入することにより機器を損傷する恐れがあった)，生産性の低さという課題があり実用化に至っていなかった．その解決策として著者らが着目したのが塑性加工による微視的表面形状付与技術としての圧延転写技術である．表面機能創製のための微視的表面形状付与技術としては従来からエッチングやナノインプリント等の技術があった．しかしながらこれら技術は生産性，コストの課題があり，差別化するための新たな微視的表面形状付与技術が必要であった．これらの課題に対してブレークスルーする手段として通常の圧延技術を転写圧延へ拡張することにより，種々の材料，微視的表面形状を問わず，かつ実機で安定して製造するための問題解決へのアプローチを試みた．

8.3 圧延転写技術を用いた高伝熱チタン板 HEET®の実機製造

この圧延転写技術を活用した開発製品の一つが高伝熱チタン板 HEET®である．

高伝熱チタン板 HEET®は，板の表面に微視的表面形状を付与することで表面積拡大効果，乱流促進効果，核沸騰促進効果により熱伝達効率を向上させたチタン薄板材である．チタンは他の実用金属材料と比べ海水に対し圧倒的に高い耐食性を示すため，主に海水を常時使用するプレート式熱交換器のプレートとして使用される．Fig. 8.3 に実機冷間圧延機にて転写圧延で製造したコイルの外観，および転写圧延材の板表面の写真を示す．これまでの圧延転写の研究から，各種圧延条件が与える転写率への影響，および圧延転写のメカニズムを駆使し，ロール凹凸の適正な転写を実現，コイル全幅，全長に渡り均一な微視的表面形状の転写を実現している [8.4]．



(a) Evaporation type (b) Condensation type

Fig. 8.3 Coil, surface condition and cross-sectional structure of high heat transfer titanium HEET®

8.4 高伝熱チタン板 HEET®の伝熱性能

作製した HEET®と平滑プレートを用いて，プレート単体での各種伝熱タイプの伝熱試験を実施した．Fig. 8.4 に蒸発伝熱試験概略図を示す．尚，伝熱性評価は以下に示す方法で評価を実施した．装置内の微視的表面形状を付与した面に作動流体フロン R134a，反対側の面に温水を流して熱交換を行い，R134a を気化させた．気体となった R134a は凝縮器で冷却して液化させ，装置内で循環させた．それぞれの蒸発器の入・出側温度を測定した．得られた温度から熱量 Q および対数平均温度差ΔT_mを式(8-1)および式(8-2)より求めた．ここで，T_{h1}，T_{h2} はそれぞれ温水の入側温度，出側温度，T_1，T_2 はそれぞれ R134a の入側温度，出側温度，h は温水流量，ρ_h は温水密度，c は温水の比熱，A は熱伝達面積を示す．求めた Q およびΔT_mから蒸発熱通過係数 U を式(8-3)より求めた．
また凝縮伝熱，液相単体強制対流伝熱に関しても Fig. 8.4 の蒸発伝熱評価試験に準じた装置を用い熱交換装置の入・出側温度を測定し，上記式(8-1)～(8-3)より熱通過係数 U を求めている．

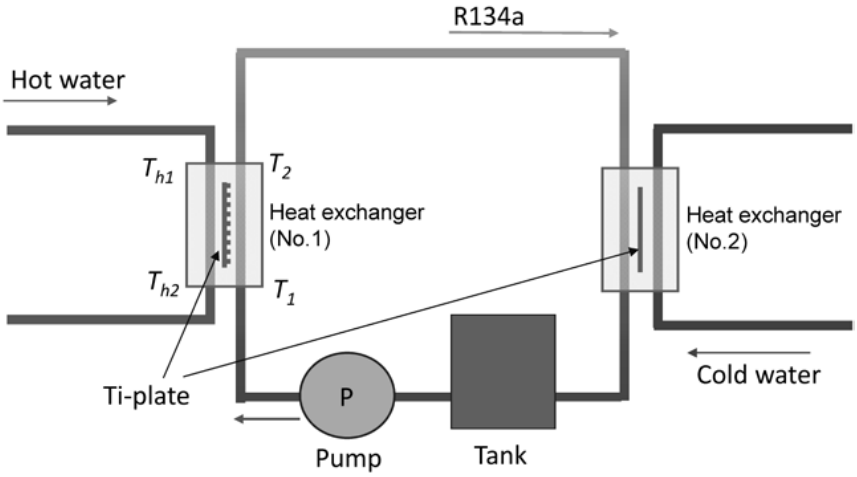


Fig. 8.4 Schematic diagram of experimental apparatus

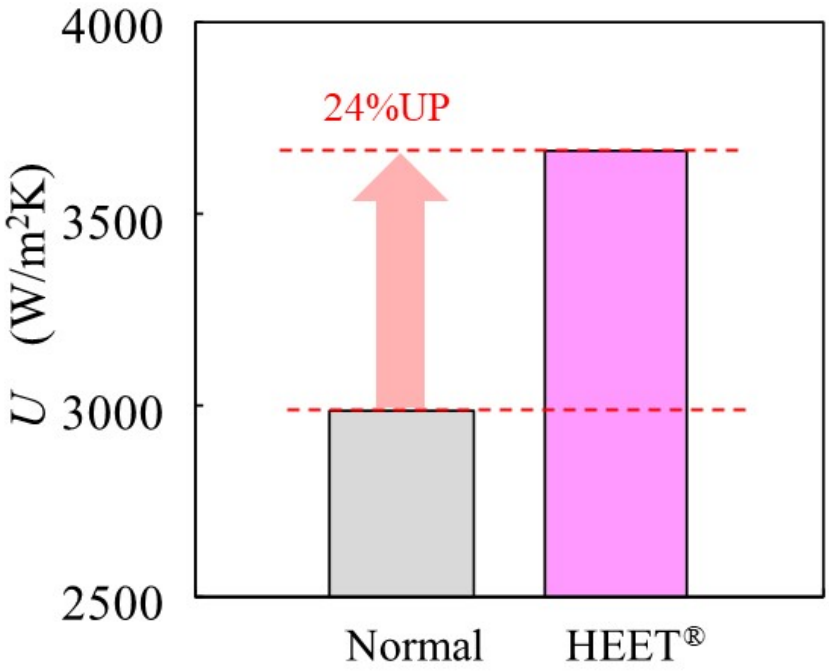
$$Q = l_h \cdot \rho_h \cdot c \cdot (T_{h1} - T_{h2}) \qquad \cdot\ \cdot\ \cdot (8\text{-}1)$$

$$\Delta T_m = \frac{(T_{h1} - T_{h2})}{\log \frac{(T_{h1} - T_2)}{T_{h2} - T_1}} \qquad \cdot\ \cdot\ \cdot (8\text{-}2)$$

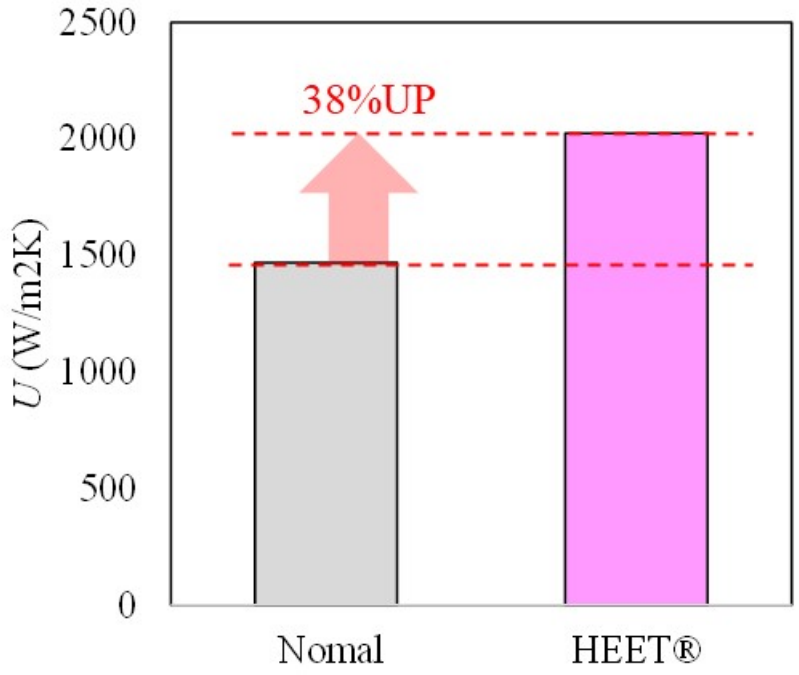
$$U = \frac{Q}{A \cdot \Delta T_m} \qquad \cdot\ \cdot\ \cdot (8\text{-}3)$$

Fig. 8.5 に(a)蒸発伝熱性能, (b)凝縮伝熱性能，(c)液単相強制対流伝熱の結果を示す．HEET®は，平滑プレートに対して約 24%の蒸発伝熱性向上が確認された[8.4]．HEET®は表面の微視的表面形状により平滑プレートに比べ表面積が約 6%大きいが，その拡大率よりも蒸発伝熱性向上が大きい結果となっている．Fig. 8.6 は外表面に微視的表面形状を付与した HEET®の溶接管を用いて熱交換時の沸騰状態を撮影したものであるが，HEET®の微視的表面形状では平滑プレートに比べ細かい気泡が多く発生しており，微視的表面形状がキャビティの役割を果たし，核沸騰の促進により蒸発伝熱性を向上させたものと考えられる．

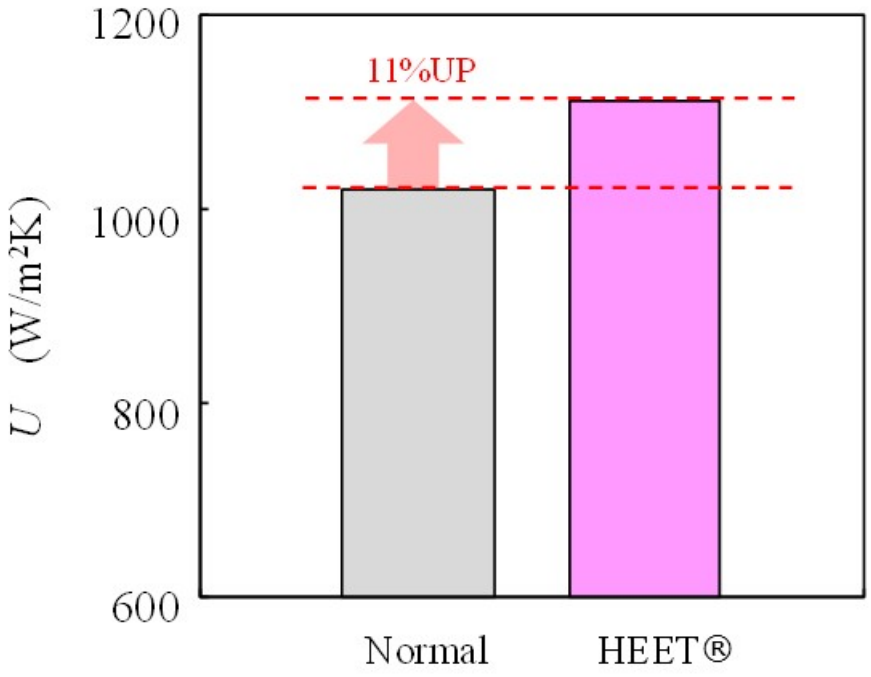
また蒸発伝熱性能のみならず，凝縮伝熱では生成する液膜の排出促進効果により平滑プレートに対し約 38%の凝縮伝熱性向上，液単相強制対流伝熱性能では表面積拡大効果, 乱流促進効果による熱交換器内での液攪拌効果により約 11%の性能向上が確認されている[8.5]．また，PHE は，媒体を流すための流路を形成するために複雑な波形状をプレスで加工し積層して PHE に組み込まれるが，その際に必要とされる機械的特性やプレス成形性に関しても従来材同等の特性が確認されている．



(a) Evaporation type



(b) Condensation type



(c) Liquid phase heat transfer type

Fig. 8.5 Heat transfer performances of HEET® and normal plate

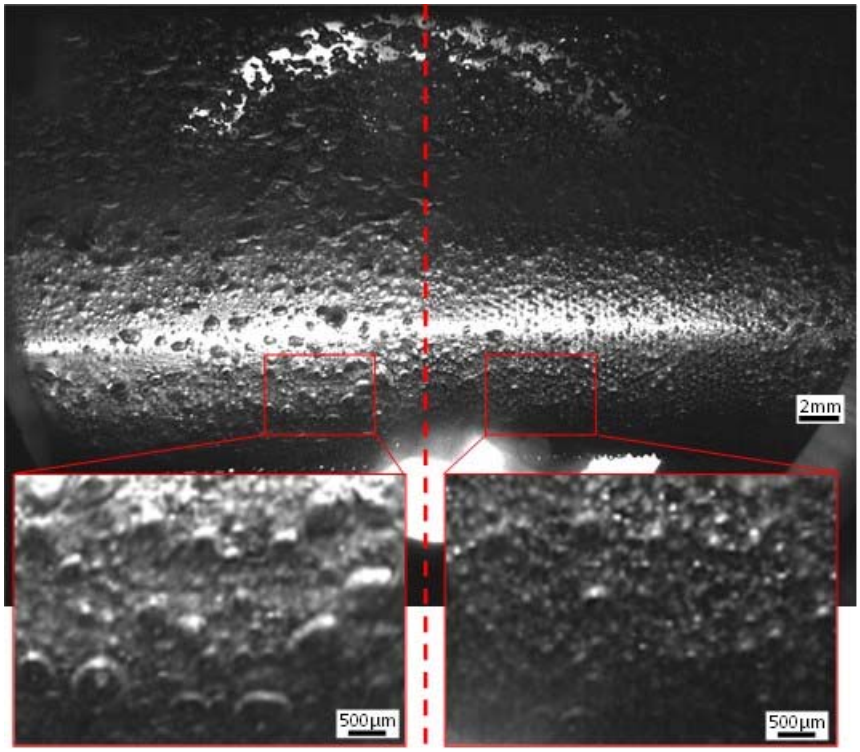


Fig. 8.6　Boiling situation in uneven surface and normal surface in titanium pipe

また，実際の PHE ではプレートは複雑な波形状にプレス成形された状態で熱交換器に組み込まれる．そのため海洋温度差発電の実証プラントに用いられる約 700mm×2400mm サイズの PHE に組み込み，機器としての伝熱性能評価を行った. 熱交換器に組み込み蒸発伝熱性能を評価した結果を Fig. 8.7 に示す. HEET® は実際の PHE においても蒸発伝熱性能が約 20%向上することが確認された.

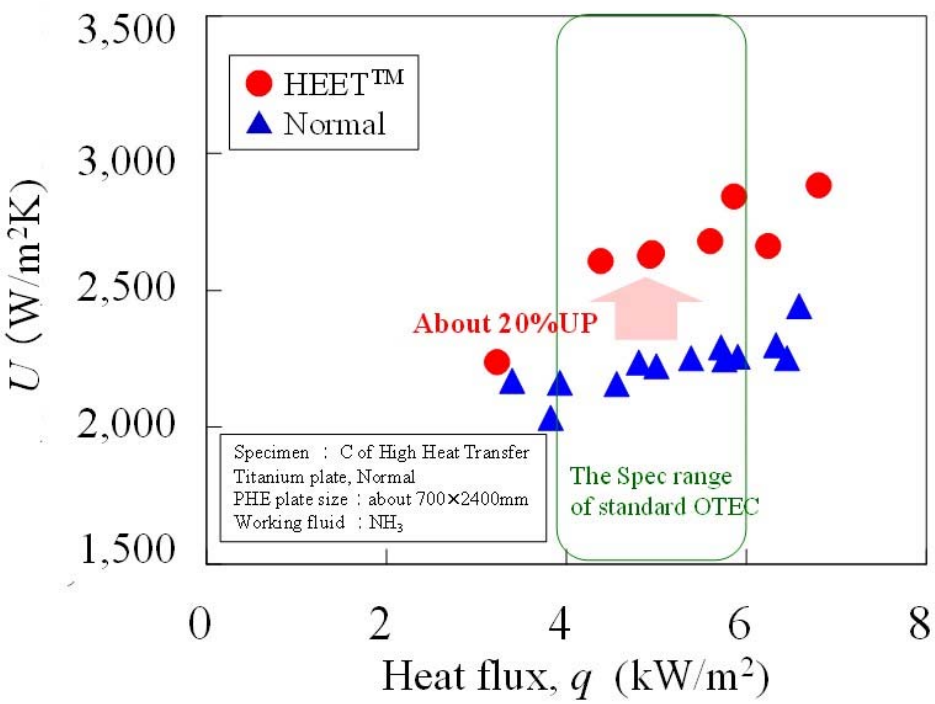


Fig. 8.7 Relationship between overall heat transfer coefficient U of evaporation and heat flux q on PHE of OTEC

8.5　高伝熱チタン板 HEET®の海洋温度差発電プラントへの適用

以上の評価結果を踏まえ，本製品は，2013 年に沖縄県久米島の海洋温度差発電 100kW 級実証プラント(Fig. 8.8)の蒸発器，凝縮器に国内で初めて採用され，現在も安定的に運転を続けているおり，再生可能エネルギー源として着目されている海洋温度差発電(OTEC)の実用化推進に寄与している．



Fig. 8.8　OTEC demonstration plant

8.6　結言

本章では前節までに検討してきた圧延転写技術を活用した，高機能板製品の適用事例として高伝熱チタン板 HEET®の開発について報告した．

高伝熱チタン板 HEET®は沖縄県久米島の海洋温度差発電実証プラントに採用され 2013 年度より運転しており，再生可能エネルギー源として着目されている海洋温度差発電(OTEC)の実用化推進に寄与している．

また，熱交換器用のプレートおよび管材は化学プラントや発電設備，大型輸送船などにおいて海水を用いて冷却，加熱を行う熱交換器の主要部品に数多く使用されている．本製品を各種プラント，設備への適用することで，伝熱効率の向上による省エネの実現が可能になる他，PHE に使用するプレート枚数やサイズを減少することにより設備全体の小型化が実現可能になる．現在は各種産業分野にて本製品の適用，実用化に向けた評価が実施されている．

また，本章では圧延転写技術を活用した高機能板製品として高伝熱チタン板の開発に関して報告したが，圧延転写技術はチタン材のみならず，他の非鉄金属，鉄鋼薄板材にも適用可能な技術である．今後の各種冷間圧延板製品の競争力強化に向け，本技術を活用し高機能製品の開発，創出に取り組んでいきたい．

参考文献

8.1)　諸貫信行: 微細加工と表面機能, (2007), リアライズ理工センター

8.2)　草道英武: 株式会社アグネ技術センター, 1996, 18.

8.3)　池上康之: 第 37 回日本伝熱シンポジウム講演論文集, 2000, 825.

8.4)　岡本明夫，有馬博史，池上康之: R&D 神戸製鋼技報, 60-2 (2010), 60.

8.5)　田村圭太郎，逸見義男，岡本明夫，大山英人，有馬博史，池上康之: R&D 神戸製鋼技報, 66-1 (2016), 38.

第 9 章　総括

現在，圧延業界が直面する課題を解決するためには，冷間圧延理論の高度化が避けて通れない状況にある．そこで本研究では，①冷間圧延用先進率モデルの高精度化による歩留まりの向上，②圧延転写技術メカニズムの解明，また③転写メカニズムを活用した高機能材料の創出を試みた．
本論文は 9 章からなる．各章毎ごとに得られた結果を下記に示す．

第1章　序論

鋼板製造における冷間圧延板製品の置かれた状況を述べ，冷間圧延技術の課題，重要性を示した．それを解決するためのセットアップモデルに関する従来の研究と課題を概説した．また国内薄板製品の競争力強化に向けた高機能板のコンセプトならびに，従来の表面性状制御の研究事例を紹介した．また本論文の目的と構成を述べた．

第2章　冷間圧延用オンライン先進率モデルの開発

実機冷間圧延タンデム圧延機における高張力鋼板のセットアップ精度向上を目的に，Bland and Ford の先進率式の課題を考察し，軟鋼板と比較しつつ高張力鋼板の圧延特性について調査を行った．高張力鋼板の摩擦係数の推定精度の低さが，Bland and Ford の先進率式で考慮されていないロールバイト内の摩擦係数，変形抵抗変化の影響と推察し，ロールバイト内の摩擦係数，変形抵抗の変化を表現する以下の 2 つのパラメータを新たに導入した．

1. ロールバイト内の摩擦係数変化係数 C （式(2-9)）
2. ロールバイト内の変形抵抗の加工硬化・軟化係数 B （式(2-10)）

上記修正パラメータを導入した新たな実用的なオンライン先進率モデルを開発，実機適用した結果，摩擦係数，変形抵抗の推定精度が向上し，㈱神戸製鋼所 加古川製鉄所冷間圧延タンデムラインにおいて荷重，先進率の適性な予測ができ，高精度なセットアップが可能となった．

3. 二次元テクスチャーロールを用いた圧延転写挙動の研究

板製品の表面高機能化の実現に向け，材料表面への微視的表面形状転写の手法として圧延転写に着想，二次元テクスチャーロールを対象に，圧延転写の基本現象を把握するとともに，転写される突起高さ，および形状の予測が可能か検討を行った．検討の結果，転写される突起高さは圧縮変形が主要因であること，二次元テクスチャーロールにおける転写突起高さは FEM 解析で予測可能であることが明らかにした．また圧延転写で確認された非対称な突起形状は，圧延特有の材料とロールとの間の相対速度の影響により形成されることを確認した．またアルミニウム材とチタン材の転写性の差異を確認するとともに，圧延形状比が小さい場合，すなわち板厚方向に未変形部が存在する場合には，変形が表層に局所化することにより単純に圧下率で整理できないこと，また，本研究で対象としてる圧下率 10%以上の高圧下率かつ板厚 2mm 以下の領域においては，板厚内部まで塑性変形が発生していると想定されるため，転写突起高さを圧下率で整理できることを確認した．

4. 三次元テクスチャーロールを用いた圧延転写特性の実験的研究

三次元テクスチャーロールを対象に圧延転写実験を行い，転写性に及ぼす各種圧延条件の影響について実験的検討を行った．転写突起高さや転写率は圧下率と良い相関を持つことを確認した．また，圧延条件が転写性に及ぼす影響として，板厚が薄いほど転写性が向上すること，潤滑油粘度の影響として導入油膜厚が厚くなるほど転写性が減少する傾向を明らかにした．また三次元テクスチャーロールでは二次元テクスチャーロールと異なり圧下率が 12%以上の高圧下率領域においては転写率が減少する傾向があることを新たに見出した．

5. 三次元テクスチャーロールにおける転写メカニズム

三次元テクスチャーロールを対象に，個々の凹凸の転写形状の調査から高圧下率領域で発生した転写率減少の原因について調査し，高圧下率領域での圧延転写メカニズムの考察を行った．検討の結果，ロールバイト出側近傍から出側にかけて大きな転写形状変化が確認され，ロールと材料の離脱過程において転写形状を変化させるメカニズムが働いていることを確認した．この結果から圧延転写のメカニズムとしてロールバイト内の先進挙動，およびロールバイト出側でのロールと材料の接触変形を想定し，メカニズム検証のため入出側張力を変更し先進率を制御した結果，転写形状の変化を確認した．これによりメカニズムの妥当性を検証したとともに，先進率制御による適正なロール形状の転写が実現可能なことを確認した．また，上記得られた知見から，適正なロール形状の転写を実現するための圧延条件設計式を考案した．

6. 三次元テクスチャーロールを用いた圧延転写特性の解析的研究

三次元テクスチャーロールでの転写形状の予測を目的に，数値解析での板表面のメタルフローによる板表面形状の形成メカニズムの検証，圧延転写形状が予測可能か検討を行った．二次元 FEM と三次元 FEM を組み合わせた数値解析手法を用い解析を行った結果，圧下率 10%以下の領域に関しては先後進域における転写メカニズムが作用していること，実験と解析の定性，定量的な一致を確認し，三次元テクスチャーロールの解析的な予測が可能であることを確認した．しかしながら，高圧下率領域での転写予測に際しては，ロールと材料の相対速度による接触変形のメカニズムを再現することができなかった．高圧下率領域おける転写形状予測には，材料とロールの界面に働く拘束力(せん断力)や摩擦係数を適正に見積もることが重要であることを指摘した．

7. テクスチャー圧延における材料表面の拘束力，摩擦係数に関する実験的研究

三次元テクスチャーロールの解析的予測に重要な境界条件である摩擦係数，拘束力の影響を明らかにするために，RD 溝ロール，TD 溝ロール，45°溝ロールを用いた実験を行い，転写突起高さの形成に与える以下の拘束力・摩擦係数の影響を抽出した．

1. ロールバイト内における突起形成による圧延方向の拘束力
2. ロールバイトに複数のロール溝があることによる圧延方向の拘束力
3. ロールバイトにおけるロール凸部の接触率

また，高圧下率領域においては，材料の拘束力を表す摩擦係数と突起高さに関連性があることを確認した．

8. 圧延転写技術を活用した高伝熱チタン板の開発

前章までに検討した圧延転写技術を活用した高機能板製品の開発事例として高伝熱チタン板 HEET®の開発について報告した．

第 3 章で明らかにした圧延条件が及ぼす転写性への影響，第 5 章で明らかにした高圧下率領域における三次元テクスチャーロールの圧延転写メカニズム，適正なロール形状の転写を実現するための圧延条件設計式を活用し，表面に微視的表面形状を付与した高伝熱チタン板 HEET®の実用化に成功し，国内初の海洋温度差発電実証プラントの熱交換器用プレートとして採用された．

本論文に関する研究発表

学術誌論文

1) 藤井康之, 前田恭志, 宇都宮裕: “冷間圧延用オンライン先進率モデルの開発”, 鉄と鋼, 107-9 (2021), 732-740. (2021 年 9 月掲載予定)
2) Y. Fujii and Y. Maeda: “Research of Mechanism for Surface Texture by Sheet Rolling”, Proceedings of 9th International Conference Computational Plasticity, (2007), 787-790.
3) Y. Fujii and Y. Maeda: “Development of On-line Forward Slip Ratio Models on the Tandem Cold Strip Mill”, Proceedings of 9th International Rolling Conference, (2013), (9 pages).
4) Y. Fujii, Y. Maeda and R. Ifuku: “Prediction of Surface Roughness on Rolled Sheet by Texture Roll”, Procedia Engineering, 81 (2014), 161-166.
5) Y. Fujii, Y. Maeda and H. Utsunomiya: “Study on the Transferability of Rolling with Ordered Texturing Roll”, Forming the Future, TMS, (2021), 2405-2417.

解説・総説

1) 藤井康之: “冷間圧延技術の高度化”, 塑性と加工, 53-623 (2012), 1080.
2) 藤井康之, 前田恭志, 伊福遼太, 岡本明夫, 逸見義男, 田村圭太郎, 塩釜徹: “高伝熱板 HEET®の開発”, ぷらすとす, 4-48 (2021), (掲載予定).

国内会議・シンポジウムなどにおける発表（口頭発表）

1) 藤井康之, 前田恭志: “圧延による板表面テクスチャー形成の基礎研究”, 第57回塑性加工連合講演会講演論文集, (2006), 213.
2) 藤井康之, 前田恭志: “圧延による板表面テクスチャー形成の基礎研究”, 日本鉄鋼協会第127回圧延理論部会, (2007).
3) 藤井康之, 前田恭志: “圧延による表面転写挙動の研究”, 第60回塑性加工連合講演会講演論文集, (2009), 401.
4) 前田恭志, 藤井康之, 小林正宣: “理論的アプローチによる冷延先進率モデルの開発”, 日本鉄鋼協会第133回圧延理論部会, (2010).
5) Y. Fujii: “Behavior of Surface Deformation on Transcript Rolling”, ISIJ Young Researcher’s Asian Workshop on Advanced Forming Technology, (2011).
6) 藤井康之, 前田恭志, 佐野研一, 岡本充央, 森本禎夫, 小泉重人, 小林正宣: “冷間圧延用オンライン先進率モデルの開発”, 平成23年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2011), 125.
7) 藤井康之, 前田恭志, 佐野研一, 岡本充央, 森本禎夫, 小泉重人, 小林正宣: “冷間圧延用オンライン先進率モデルの開発”, 日本鉄鋼協会第134回圧延理論部会, (2013).
8) 藤井康之, 前田恭志, 佐野研一, 岡本充央, 森本禎夫, 小泉重人, 小林正宣: “冷間圧延用オンライン先進率モデルの開発”, 日本鉄鋼協会創形創質部会若手フォーラム, (2013).
9) 藤井康之, 前田恭志, 小林正宣, 佐野研一, 小泉重人: “冷間圧延用オンライン先進率モデルの開発”, 日本鉄鋼協会第167回春季講演大会, (2014), 108.
10) 藤井康之, 前田恭志, 伊福遼太: “テクスチャーロールを用いた表面粗さの転写予測”, 日本鉄鋼協会第141回圧延理論部会, (2014).
11) 伊福遼太, 前田恭志, 藤井康之: “テクスチャーロールを用いた表面粗さの転写に及ぼす板厚の影響”, 材料とプロセス, 28-1 (2015), 216.
12) 藤井康之, 前田恭志, 伊福遼太: “テクスチャーロールを用いた表面粗さの転写予測”, 日本鉄鋼協会創形創質部会第42回トライボロジーフォーラム研究会, (2015).
13) Y. Fujii and Y. Maeda: “Development of On-Line Forward Slip Ratio Models on the Tandem Cold Strip Mill”, 材料とプロセス, 30-2 (2017), 575.
14) 藤井康之, 前田恭志, 伊福遼太, 岡本明夫, 逸見義男, 田村圭太郎, 塩釜徹: “高伝熱板 HEET®の開発”, 2021年度塑性加工春季講演会, (2021).

謝辞

本論文のとりまとめに際し有意義なご指導，ご助言をいただきました大阪大学大学院工学研究科マテリアル生産科学専攻の宇都宮裕教授に感謝致します．本論文を査読して頂き，的確なご助言を頂きました同研究科 藤本愼司教授，小泉雄一郎教授，松本良准教授に感謝の意を表します．

また，本研究の推進に当たって有益な助言とご助力を賜りました㈱神戸製鋼所技術開発本部の串田仁博士，柳修介博士，原健一郎博士，共同研究者である同本部の伊福遼太氏，加古川製鉄所薄板部冷延室の佐野研一氏，小泉重人氏，元加古川製鉄所プロセス技術センターの森本禎夫博士，素形材事業部門チタンユニットの岡本明夫博士，逸見義男氏，田村圭太郎氏，加古川製鉄所鋼板技術部チタン技術管理室の塩釜徹氏の各位に感謝の意を表します．

本論文をまとめるにあたり格別のご配慮を賜りました㈱神戸製鋼所の坂本浩一執行役員（元材料研究所長），畑野等事業開発部部長（前材料研究所長），岡崎喜臣材料研究所長，尾崎勝彦担当部長（前材料研究所専門部長），赤澤浩一加工技術研究室長に感謝の意を表します．また，㈱神戸製鋼所技術開発本部加工技術研究室員各位，試作実験室員各位には，多大なご支援を頂きました．

本研究は著者が㈱神戸製鋼所において 2005 年から 2015 年までの 10 年間に渡り研究した結果をまとめたものであり，これを達成し得たのはその間の多くの方々のご指導，ご支援によるものであります．特に著者に圧延プロセスの研究を始めるきっかけを作って頂き，本質を追求する研究者としての姿勢，素人であった著者を本研究の最初から現在に至るまでご指導を頂いた㈱神戸製鋼所技術開発本部材料研究所の前田恭志研究首席に感謝の意を表します．

最後に，これまで育ててくれた両親，また著者の執筆にあたり私生活の面で気遣い，励まし，支えてくれた家族に心より感謝致します．