

博士論文（要約）

H形鋼および非対称形鋼の
ユニバーサル圧延変形に関する研究

高嶋 由紀雄

目次

第1章 序論.....	1
1.1 研究の背景.....	1
1.2 形鋼圧延とその特徴.....	4
1.2.1 孔型圧延法とその課題.....	5
1.2.2 ユニバーサル圧延法の特徴.....	7
1.3 従来の形鋼ユニバーサル圧延法の研究開発.....	19
1.3.1 形鋼ユニバーサル圧延の変形特性.....	19
1.3.2 製造品種の拡大.....	20
1.3.3 ユニバーサル圧延設備の進歩.....	27
1.4 本研究の目的と構成.....	28
第2章 H形鋼ユニバーサル圧延の変形特性.....	33
2.1 緒言.....	33
2.2 フランジ幅広がりモデル.....	36
2.3 H形鋼ユニバーサル圧延のモデル実験.....	37
2.3.1 実験条件.....	37
2.3.2 実験結果.....	38
2.4 H形鋼ユニバーサル圧延の有限要素解析方法.....	40
2.4.1 解析モデル.....	40
2.4.2 解析条件.....	44
2.5 解析結果および考察.....	45
2.5.1 圧延後の板厚変化.....	45
2.5.2 フランジ幅広がり.....	47
2.5.3 メタルフロー.....	50
2.5.4 圧延方向応力.....	51
2.6 結言.....	53
第3章 T形鋼ユニバーサル圧延の変形特性.....	54
3.1 緒言.....	54
3.2 T形鋼ユニバーサル圧延の概要.....	55
3.3 T形鋼ユニバーサル圧延のモデル実験.....	56
3.3.1 実験装置および実験方法.....	56
3.3.2 圧延条件が左右曲がりに及ぼす影響.....	58
3.3.3 幅広がり変形.....	60

3.4	T形鋼ユニバーサル圧延の有限要素解析	63
3.4.1	解析モデル.....	63
3.4.2	解析条件	64
3.4.3	解析結果	64
3.5	ユニバーサル圧延機とエッジャ圧延機を用いた T形鋼製造プロセス ..	69
3.5.1	実験方法	69
3.5.2	実験結果	71
3.6	結言	74
第 4 章 溝形鋼ユニバーサル圧延の変形特性.....		75
4.1	緒言	75
4.2	溝形鋼ユニバーサル圧延のモデル実験	76
4.2.1	実験装置および実験方法	76
4.2.2	実験条件	78
4.2.3	溝形鋼ユニバーサル圧延の変形モデル.....	78
4.2.4	実験結果	79
4.3	溝形鋼ユニバーサル圧延の非定常有限要素解析	83
4.3.1	解析条件	83
4.3.2	解析結果	84
4.4	溝形鋼ユニバーサル圧延の定常有限要素解析.....	87
4.4.1	定常解析モデルと解析条件.....	88
4.4.2	定常解析モデルの境界条件.....	89
4.4.3	定常解析結果	89
4.5	考察	93
4.6	結言	94
第 5 章 不等辺不等厚山形鋼ユニバーサル圧延の変形特性		95
5.1	緒言	95
5.2	不等辺不等厚山形鋼ユニバーサル圧延のモデル実験	95
5.2.1	実験方法	95
5.2.2	ユニバーサル圧延の変形モデル.....	97
5.2.3	実験条件	98
5.2.4	実験結果	99

5.3	不等辺不等厚山形鋼ユニバーサル圧延の有限要素解析	102
5.3.1	解析条件	102
5.3.2	解析結果	104
5.4	考察	107
5.5	結言	110
第 6 章	断面の対称性とユニバーサル圧延変形の特徴	111
6.1	緒言	111
6.2	T 形鋼と H 形鋼のフランジ幅広がり変形の比較	112
6.2.1	解析条件	112
6.2.2	解析結果	113
6.3	溝形鋼と不等辺不等厚山形鋼のユニバーサル圧延変形比較	114
6.3.1	解析条件	115
6.3.2	解析結果	116
6.4	考察	119
6.5	結言	121
第 7 章	結論	122
参考文献	127

第1章 序論

1.1 研究の背景

近年、世界の鉄鋼生産量が大幅な増加を続けている。**Figure 1-1**に1980年以降の世界、日本、中国の粗鋼生産量の推移を示す[1]。1980年代に6億トン前後、1990年代に7~8億トン程度であった年間粗鋼生産量は、2000年以降急激に増加し、2011年に15億トンを超えた。日本がほぼ横ばいであるのに対し、中国の生産量が大きく伸びており、世界の粗鋼生産量の増加を中国が牽引していることがわかる。

また、中国を除く主要生産国の粗鋼生産量推移を**Fig. 1-2**に示す[1]。日本と同様、米国やロシアのような昔からの生産国では伸びが少ないものの、インド、韓国、トルコ、ブラジルといった新興国では着実に生産量が増加しており、中国だけでなく他の新興国も、世界の鉄鋼生産量の伸びに寄与していることが読み取れる。

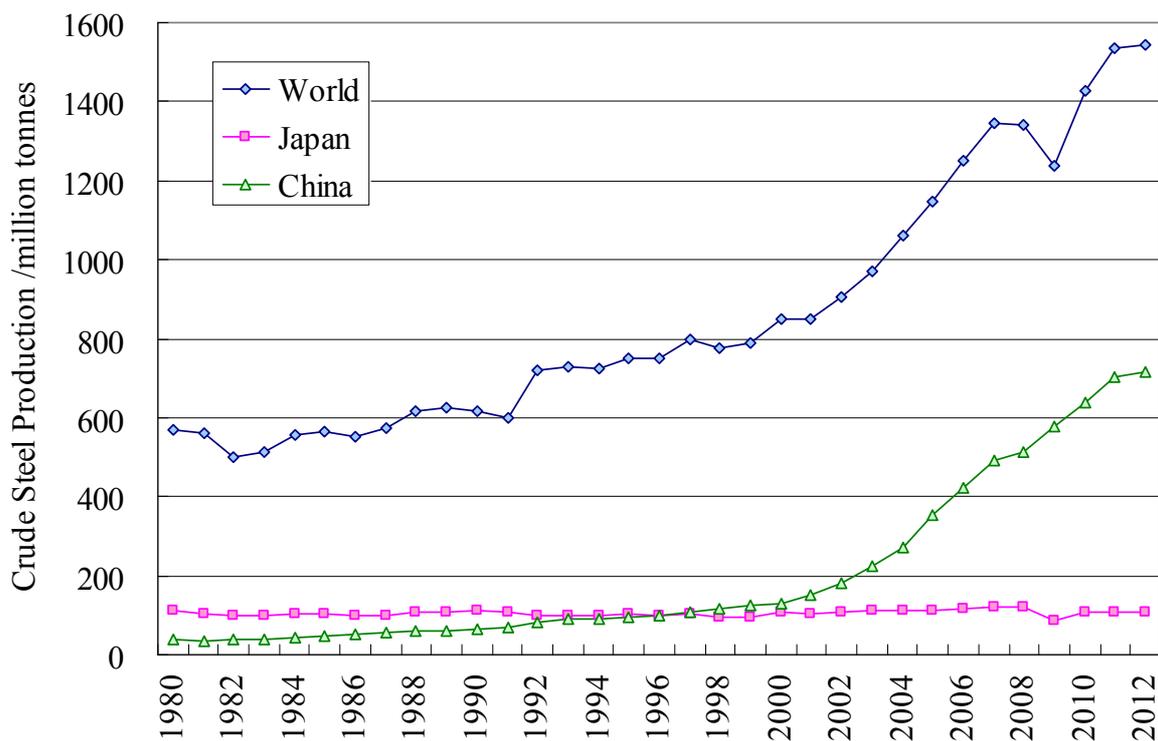


Fig. 1-1 Crude steel production (World, Japan and China)

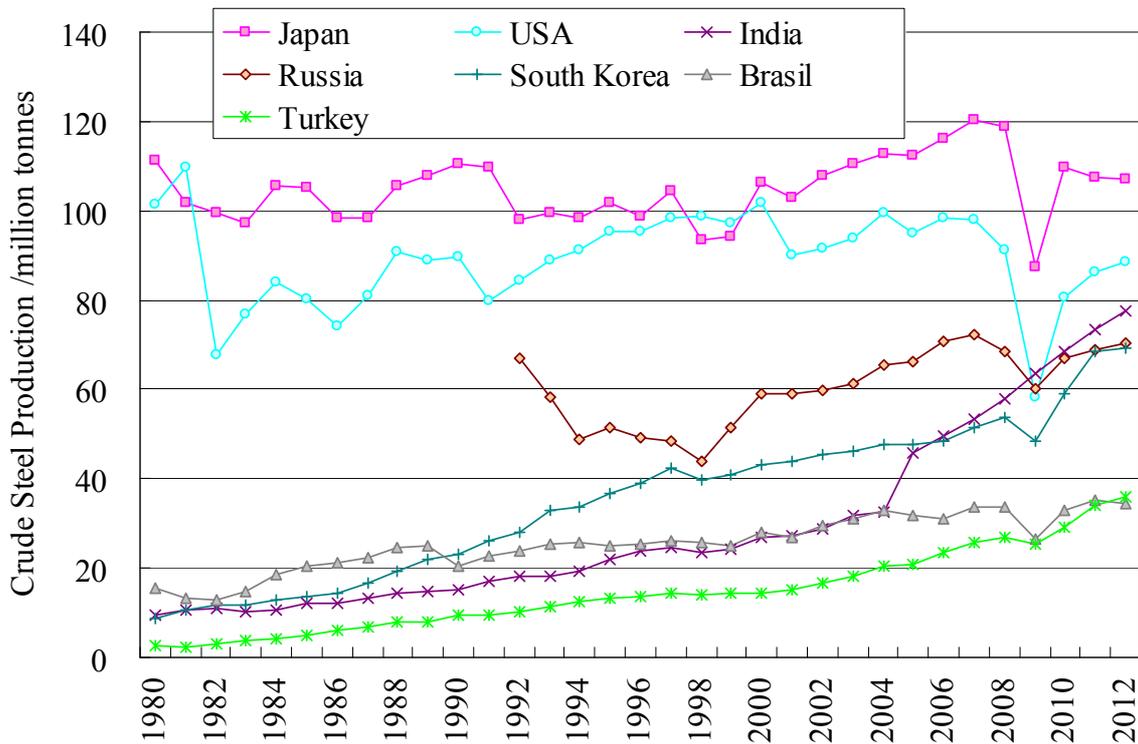


Fig. 1-2 Crude steel production of major countries

日本の粗鋼生産量が大幅に増加したのは、戦後の高度経済成長期であった。その半ばにあたる 1967 年度の普通鋼圧延鋼材品種別生産比率を、最近の 2010 年度と比較して Fig. 1-3 に示す[2,3]。近年の生産量では薄板類の比率が高いのに対し、1967 年度は厚中板、棒鋼、形鋼、鋼矢板、レールなどの鋼材の生産比率が高かった。これらの鋼材は、設備投資や社会インフラ整備に使用されるため、経済成長期の需要が大きいと言われている。

同様に、新興国での鉄鋼需要もインフラ整備の比率が大きいと考えられ、Fig. 1-1, 1-2 に示す新興国の粗鋼生産量の伸びに伴い、中厚板、棒鋼、そしてレールや鋼矢板を含めた形鋼の生産量が拡大しているものと推定される。したがって、今後の世界経済の発展において、これらの鋼材を効率よく製造する技術の重要性は、一層大きくなっていくものと考えられる。

また、鋼材の多くは、熱間圧延によって製造されている。熱間圧延工程の生産性向上は、製造コストを下げ安価な鋼材を供給するための重要な課題であるが、さらに地球環境の面からもその重要性が高い。現在、地球温暖化が大きな問題となっており、大気中の二酸化炭素の増加がその大きな原因とされている[4]。鉄鋼業は二酸化炭素を大量に排出する業種であり[5,6]、地球温暖化の防止のためにその排出量を削減することが可能な技術革新が必要である。鉄鋼製

造プロセスにおいて、二酸化炭素の発生量が多いのは、製鉄・製鋼の上工程であるが[7]、熱間圧延工程でも素材の加熱や熱処理のために多くのエネルギーが使われているため、圧延工程の生産性向上が二酸化炭素排出量の抑制に果たす役割は少なくない[7,8]。

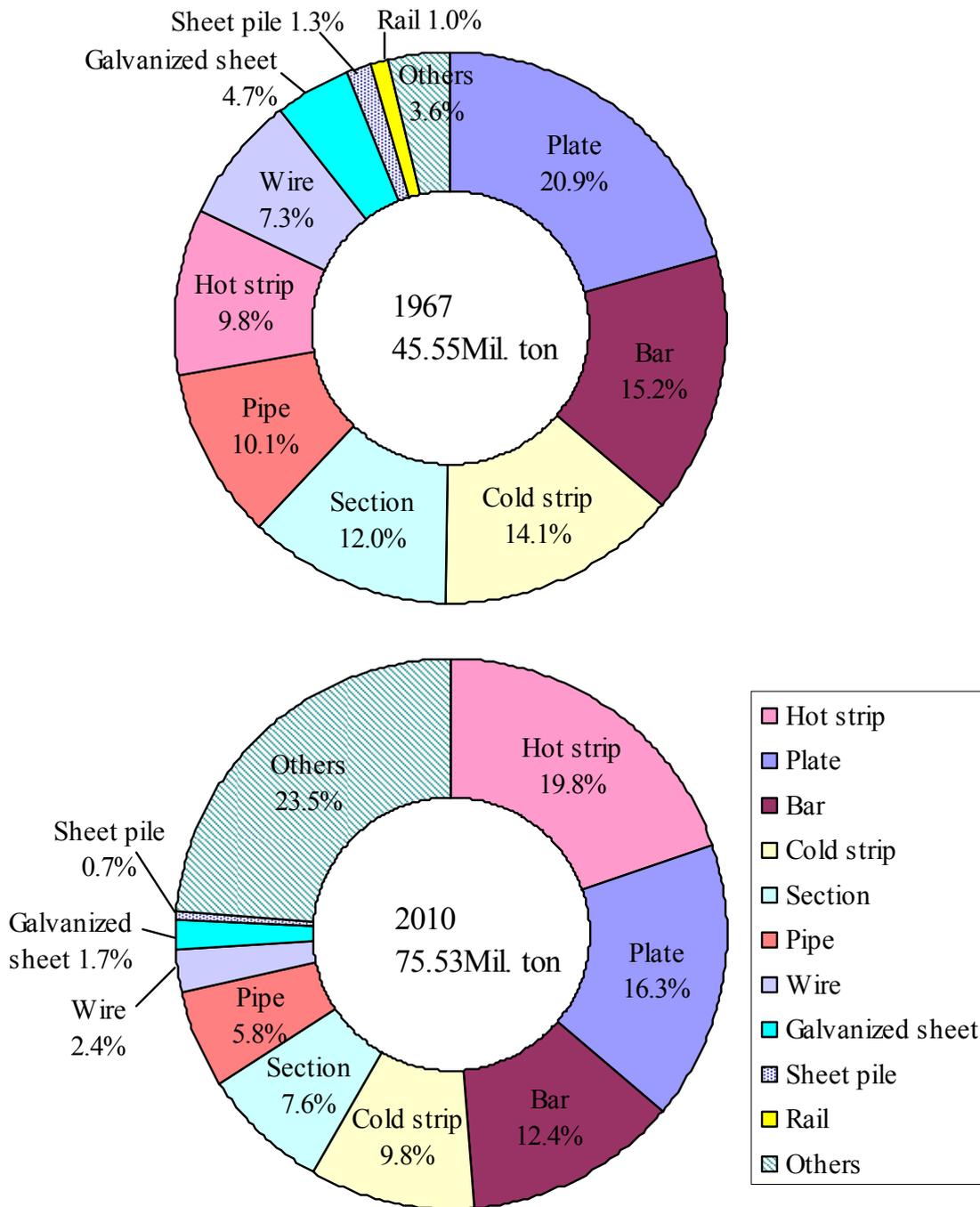


Fig. 1-3 Product mix of hot rolled steel in 1967 and 2010 in Japan

以上のように、鋼材の熱間圧延技術の進歩は、依然として多くの面で重要な意味を持っており、鉄鋼需要の増加と相まって、生産性を向上させる新技術の必要性は、ますます高まっている。

1.2 形鋼圧延とその特徴

本研究の対象とする形鋼は、用途に応じた様々な断面形状を有する長尺の鋼材である。形鋼製品の主な品種としては、**Fig. 1-4**に示すように、山形鋼、I形鋼、H形鋼、T形鋼、レール、溝形鋼、鋼矢板などが挙げられる[9-11]。

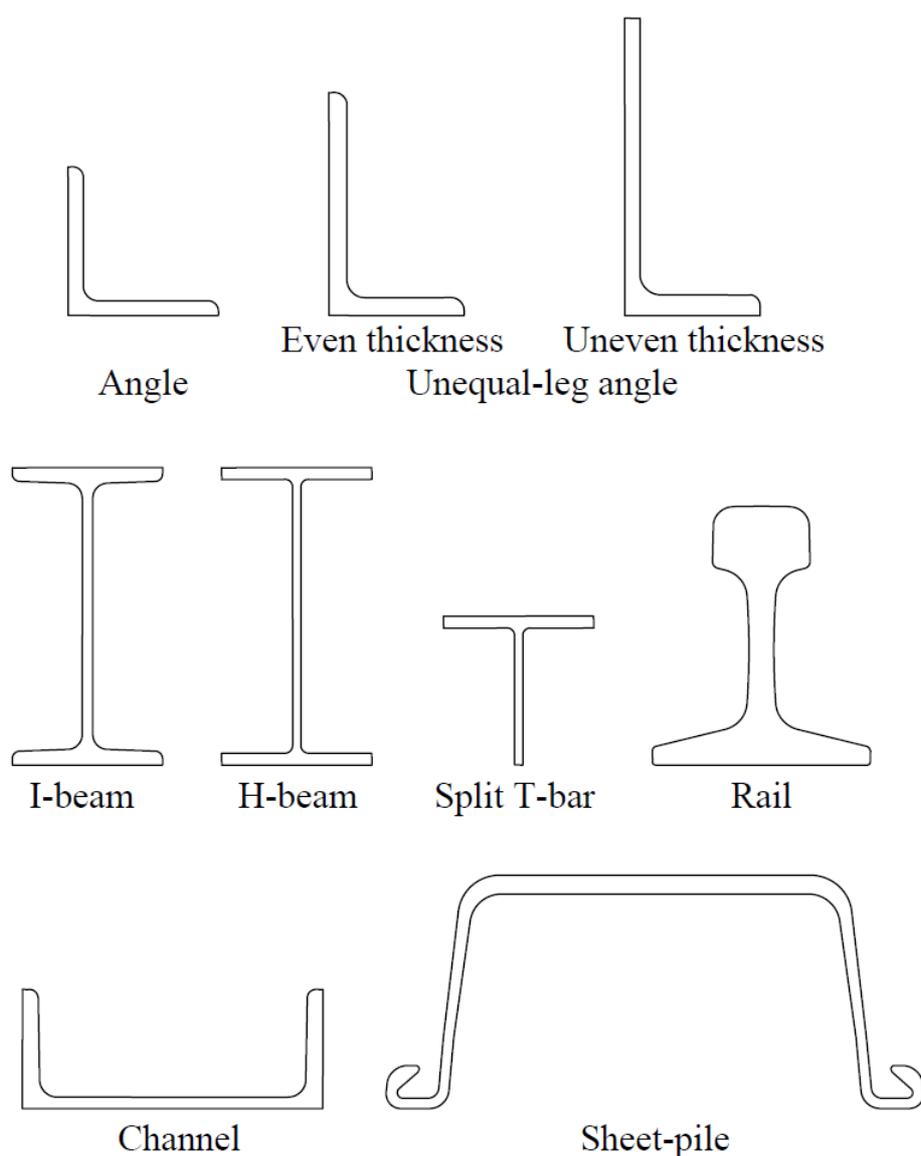


Fig. 1-4 Sections of long products

山形鋼は鉄塔や建築、造船、車両、機械等に幅広く用いられる。また、不等辺山形鋼は、2辺の長さが異なる山形鋼であり、主に造船の防撓材として使用される。板厚が2辺で等しい製品を不等辺山形鋼、異なる製品を不等辺不等厚山形鋼と呼ぶ。I形鋼、T形鋼、溝形鋼は、建築、橋梁、機械等に用いられ、H形鋼は高層ビルの鉄骨に多用される。鉄道に使用されるレールは最も多く目にする形鋼製品であり、鋼矢板は土木工事の土留壁として広く使用される。これらの形鋼は、断面寸法が小さいものは冷間で板を曲げ加工して製造されるものもあるが、大半は熱間圧延で製造されている。

さて、理論的な研究が進んでいる板材の圧延では、幅方向の変形がほぼ均一であり、圧延ロール直径も幅方向でほぼ同じであることから、幅方向の変形がない平面ひずみ状態を仮定して圧延理論を構築し、圧延負荷の予測や圧延設備の自動制御を実現してきた[12-14]。また、ロールの変形を圧延変形と連成させた高精度な3次元解析が可能となっており、板幅方向の圧延荷重分布や板厚分布が詳細に調査されている[15]。板圧延においては、圧延材の幅方向の塑性変形が板幅方向圧延圧力分布とロール変形を介して板幅方向の板厚分布に大きく影響するため、3次元変形解析の研究が活発に行われた経緯がある。しかし、板幅方向の塑性流動の大きさは、棒線材や形鋼の圧延に比べて非常に小さいため、初等理論の適用が比較的容易であった。

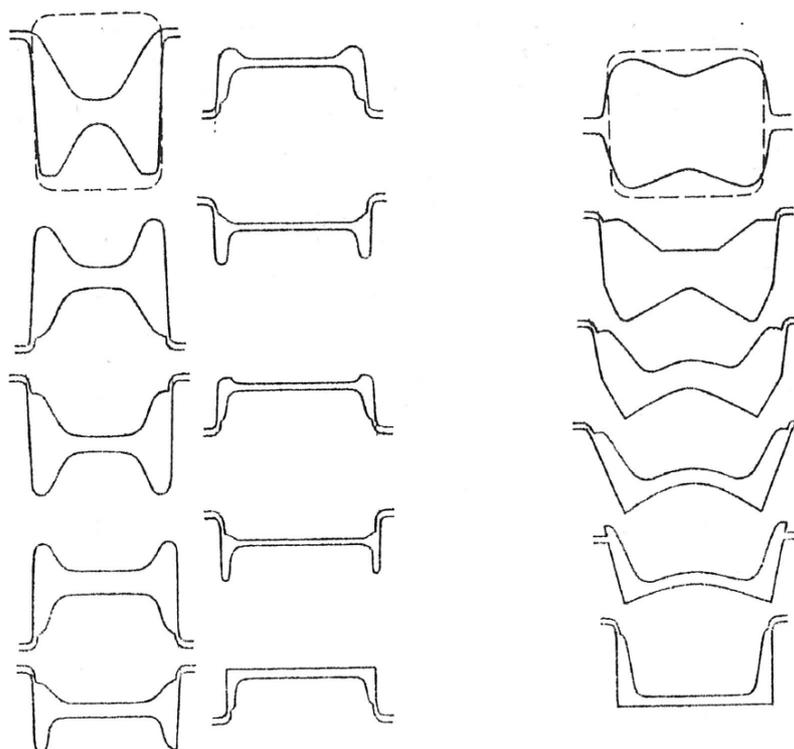
一方、形鋼の圧延は、上下ロールの間隙が幅方向で異なり、圧延材の厚みや圧下率が幅方向に分布している。このため、幅方向への変形が大きく、圧延状態の理論的な考察が困難という点が大きな特徴である[16]。このため、長い間、形鋼圧延の孔型形状の設計や圧延条件の適正化には、豊富な経験と実験による試行錯誤が必要とされてきた。以下、代表的な形鋼の圧延法である孔型圧延とユニバーサル圧延について、その特徴やこれまでの研究の流れを説明する。

1.2.1 孔型圧延法とその課題

形鋼の熱間圧延で最も一般的な方法は、上下2本のロールに複数の孔型を配置し、素材から製品まで断面形状を順次変化させて成形する孔型圧延法である[9,11,17-19]。製品の断面形状に応じて様々な形状のロールが用いられており、ロールに設ける孔型の形状を設計することを孔型設計と呼ぶ。これまでに、様々な断面形状の製品を圧延するための孔型形状が、種々考案されてきた[20-22]。孔型圧延法の例として、溝形鋼の孔型系列を Fig. 1-5 に示す[9]。これらの孔型を形鋼工場の複数の二重式圧延機に配置し、設計の順番で圧延が行われる。

さて、形鋼の孔型圧延は、Fig. 1-5 からわかるように上下ロールの間隙が幅方向で異なるので、圧延材の厚みや上下ロール間隔が幅方向に分布していることは前述の通りである。このため、幅方向の圧下率が不均一であるが、断面は一

体であるために全断面が均一に延伸しなければならないという制約がある。孔型の形状が圧延前の形鋼の断面形状に対して適切な設計になっていない場合、圧下率が小さな部分が大きな部分に引っ張られて延伸し、孔型への充填が不足する現象が発生し、孔型と同じ断面形状が得られない。特に、幅に対して高さが大きな製品では、高さ寸法の確保が難しいという問題がある。



(a) Straight type

(b) Butterfly type

Fig. 1-5 Roll pass design of channel rolling[9]

また、形鋼は同じ品種であっても、様々な外形寸法や厚みの製品が必要とされる。孔型圧延では、製品の寸法に合わせて専用の孔型を用意する必要があるため、製品寸法を増やせば孔型ロールの保有数も多くする必要があり、これによって製造可能な製品数に制約が生じやすい。また、充填した鋼材が孔型から抜けやすいように先端ほど厚みが薄くなる断面形状とする必要があり、溝形鋼やI形鋼のように垂直部への厚さテーパの付与が必須となる。したがって、H形鋼のような垂直部の厚さが均一な形鋼は、孔型圧延での製造が困難であった。さらに、孔型の深さによってロール周速が異なるため、一定速度で通過する圧延材とのすべりが部分的に大きくなり、ロールの局部摩耗が起きやすいという問題もあった。

以上のように、孔型圧延は変形が複雑であることから理論的な検討が難しく、研究開発には、プラスチックと呼ばれる粘土や鉛などのモデル材料を用いたラボ圧延実験による、変形や負荷の調査が必要であった[23-25]。また、孔型設計や操業条件の適正化には、勘と経験が重要な役割を果たしていた。しかし、1990年代になると、形鋼圧延の解析に有限要素法を適用し、複雑な圧延変形を調査する研究が盛んに進められた。

まず、圧延の定常変形部を対象に、ロール近傍のみをモデル化する定常有限要素解析が孔型圧延に適用された。山形鋼[26-29]、H形鋼[30,31]、溝形鋼[31]、鋼矢板[32,33]などの孔型圧延が解析された。また、共通の孔型圧延条件を用いて、各研究機関で開発されたプログラムで解析を行い、その結果の比較がなされた[34]。さらに、有限要素法を活用した孔型圧延解析システムが構築され、孔型設計に活用された[35-37]。なお、これらの解析では、圧延される材料は弾性変形を無視した剛塑性体とすることで、計算負荷を低減して複雑な3次元変形の解析を可能としていた。その後、コンピュータの計算能力向上に伴い、圧延材を端部からロールに噛み込ませる実際の圧延を模擬した非定常圧延解析が実施され、端部の非定常変形の調査が可能になった[38]。さらに、圧延材を弾塑性体とした有限要素解析が実現し、孔型圧延の変形や負荷特性がより詳細に検討できるようになった[39,40]。また、孔型圧延中のマイクロ組織変化も解析されている[38]。

しかし、孔型圧延の数値解析が進歩して孔型設計の試行錯誤が減らせるようになっても、上下ロールの孔型で形状を付与するという本質的な加工形態を大きく変更できない以上、上記の問題点の抜本的な解決は難しい。これに対し、ユニバーサル圧延法は、孔型圧延の課題を解決する可能性を有する比較的新しい形鋼の圧延法である。

1.2.2 ユニバーサル圧延法の特徴

孔型圧延の課題を解消することができる新たな形鋼の圧延法であるユニバーサル圧延法は、20世紀初頭に確立された[20,41,42]。ユニバーサル圧延法の開発により、製品垂直部（フランジ）の幅が広く厚さが均一なH形鋼の製造が可能となった[9,11,41-44]。ユニバーサル圧延法を適用した形鋼工場のレイアウトと圧延プロセスの例を **Fig. 1-6** に示す。最初に素材を粗圧延機で孔型圧延することにより、厚手のH形断面に成形する。次に中間圧延のために設置された粗ユニバーサル圧延機とエッジャ圧延機によって往復圧延を行い、製品に適した厚み等の寸法に成形する。その後、仕上ユニバーサル圧延機によって外側に傾斜したフランジが垂直に成形され、H形鋼の製品断面形状が完成する。

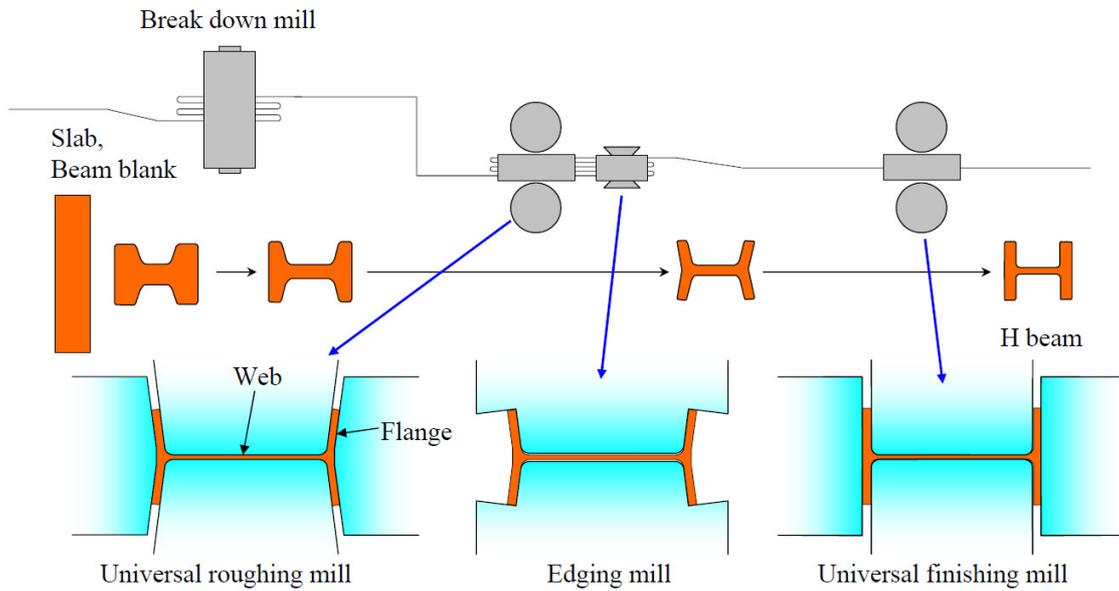


Fig. 1-6 Layout of beam mill for universal rolling process

ユニバーサル圧延法は、中間圧延で **Fig. 1-7** に示すユニバーサル圧延機と **Fig. 1-8** に示すエッジャ圧延機を用いて圧延することが特徴である。ユニバーサル圧延機は上下の水平ロールと左右の縦ロールを備えており、これらの4つのロール軸が同一の垂直な平面上に配置されているため、一般に水平ロールを駆動し、縦ロールは無駆動とする構造となっている。

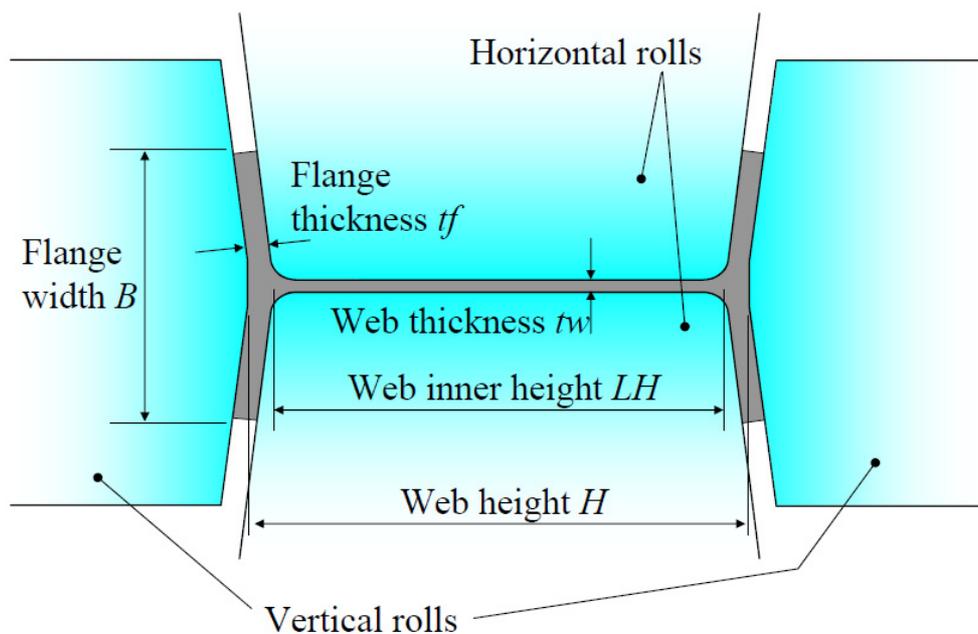


Fig. 1-7 Schematic diagram of H-beam universal rolling

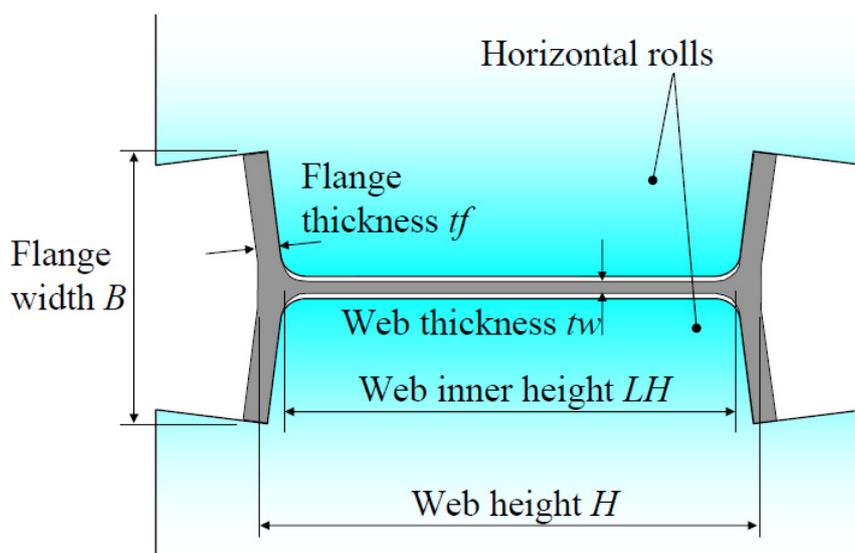


Fig. 1-8 Schematic diagram of H-beam edger rolling

H 形鋼の圧延では、ウェブと呼ばれる水平部を上下水平ロール間で圧下し、フランジと呼ばれる垂直部を水平ロール側面と縦ロールの間で圧下する。また、エッジャ圧延機はユニバーサル圧延機で自由表面となるフランジ先端を圧下し、フランジの高さ方向の寸法であるフランジ幅を制御するために用いられる。

このような圧延法は、様々な形式のユニバーサル圧延機が考案、建設された末に確立された。そこで、ユニバーサル圧延法の開発の歴史について、文献 [20,42,45-47]を調査しまとめた結果を以下に説明する。

ユニバーサル圧延機を用いた梁用形鋼の圧延に関する最初の記録の1つは、1854年に Trenton Iron Co.がユニバーサル形式の圧延機を設計し、高さ7インチの梁材を圧延した[20]というものであるが、詳細は不明である。また、1860年にはフランスの Petin-Goudet & Co.が円筒形の縦ロールを有するユニバーサル圧延機を形鋼の圧延に使用した[20,42]。1866年には Pernot が設計したユニバーサル圧延機が二重式または三重式圧延機で圧延した形鋼の仕上圧延機として用いられた[20,42]。Petin-Goudet & Co.と Pernot のユニバーサル圧延機を **Fig. 1-9** に示す。また、1867年にはフランスで新たなユニバーサル圧延機によって高さ43.307インチの梁材が圧延されたと言われている[20]。

Fig. 1-9 Early universal beam mills[20]

1876年、Joseph De Buigne がダイアゴナル法と呼ばれる孔型圧延で H 形の中間圧延を行った後、仕上圧延をユニバーサル圧延機で行う方法 (**Fig. 1-10**) を考案し、高さ 80mm、幅 80mm の H 形鋼を製造した[20,42,45]。このように、ユニバーサル圧延機はまず仕上圧延機としてフランジを垂直に成形する目的で使用されたようである。また、年代は不明であるが、初期のユニバーサル圧延として、三重式圧延機に豎ロールを追加した中間圧延機と、仕上ユニバーサル圧延機を用いた方法の記録がある[20,42]。三重式圧延機にはフランジ先端を成形するエッジャ圧延用の孔型が設けられていた。

Fig. 1-10 Diagonal passes and universal finishing rolls[20]

1883年、PittsburghのSeamann-Sleethにおいて、L. Seamanがユニバーサル圧延機の特許を申請した[20,42]。フランジの過充填を抑えフランジ幅を整えるため、各パスで転回が必要なロール形状であった。転回が不要な三重式のユニバーサル圧延機も提示されている。

同じ1883年、Hugo Sackがユニバーサル圧延機の特許を申請した[20,42,46]。当初の設計では、フランジが外側に傾斜したエッジ兼用のユニバーサル圧延機と円筒形縦ロールの仕上ユニバーサル圧延機から成り、エッジ兼用圧延機のロールが左右非対称だったため、各パスで圧延材の転回を必要とした。

1883年には、米国の **J. Kennedy** と **H. Aiken** も 3 スタンドユニバーサルミルの特許を取得した[20,42]。その特徴は、粗ユニバーサル圧延機が水平ロールにバックアップロールを設置してバックアップロール駆動とし、縦ロールも駆動する設計となっていることである。中間ユニバーサルミルは縦ロールが非駆動であり、仕上圧延機は二重式でフランジ幅を圧下する孔型圧延となっていた。

1889年になると、**L. York** と **James York** が縦ロールにバックアップロールを備えたユニバーサル圧延機の特許を取得した (**Fig. 1-11**) [20,42]。ミネソタ州 **Duluth** の **Ironton Structural Steel Co.** が 1892 年に **York** のミルを建設し、H 形鋼の圧延を試みたが、4 年間の実験でも結果は思わしくなかった。1896 年、**Henry Grey** がこのミルの責任者となり、**2Hi** のエッジヤ圧延機をユニバーサル圧延機の後に設置した (**Fig. 1-11**)。1897 年からこのレイアウトで圧延を開始したが、結局満足する結果は得られず、圧延を中断している。

Fig. 1-11 York universal beam mills[20]

Grey が考案したユニバーサル圧延機とエッジャ圧延機の組合せによる圧延は、Duluth を訪れていたドイツ人オペレータ M. Meyer が、ドイツに帰国後 Grey の設備を元に Differdingen に 1902 年に建設した形鋼工場で、商業的な成功を収めた[20,42,45]。そのミルレイアウトと圧延法を **Fig. 1-12** に示す。当初は Duluth と同様にユニバーサル圧延機とエッジャ圧延機の組合せで建設されたが、その後、単独で粗ユニバーサル圧延機が導入された。最初の二重式圧延機では、フランジ外側の角部に大きな面取りが付与された粗い H 形断面への圧延が行われた。そして、追加された粗ユニバーサル圧延機ではウェブとフランジのほとんどの圧下とフランジ幅の圧下が同時に行われた。その後、圧延材は仕上圧延機群に送られ、必要なパス数のユニバーサル圧延とエッジャ圧延が実施された。

Fig. 1-12 Universal beam mill built at Differdingen, Germany in 1902[20]

また、この形鋼工場では、最初に二重式圧延機を用いた孔型圧延で厚手の H 形断面に成形し、その後ユニバーサル圧延を行うという現在に通じる圧延法が用いられている。

米国では、1908 年にペンシルバニア州の Beshlehem Steel Co.が最初の Grey 方式の形鋼工場を Grey の指導を受けて建設し、H 形鋼の製造を行った [20,42,46]。この工場は、二重式粗圧延機の後 Fig. 1-12 中のエッジャ圧延機とユニバーサル圧延機のグループを 2 組設置していた。

一方、ドイツでは 1908 年に Rombacher WKS が Hugo Sack 方式の形鋼工場を建設した [20,42]。この工場では、Fig. 1-13 に示すように、Sack の特許で提示された圧延方式にユニバーサル圧延機を 1 台追加し、左右対称なロールを用いることで圧延材の転回を不要とした。

Fig. 1-13 Hugo Sack's universal beam mill [20]

これまでに説明した Grey と Sack のユニバーサル圧延法を対比して Fig. 1-14 に示す。両者は、ユニバーサル圧延機単体では H 形鋼の圧延は困難であり、別にフランジ幅を圧下する圧延機が不可欠であるということを確認していた[45]が、考案された圧延法には次のような違いがあった。

Sack のロールは閉孔型が基本であるため、エッジ圧延でフランジ先端に過充填が発生しやすい。Grey の方式は開孔型を基本としているため、このような問題は発生しにくい。また、Sack の孔型はフランジに外向きの傾斜を設けているため、これを直線化するための円筒形縦ロールを有するユニバーサル圧延機を必要とした。しかし、フランジ厚は均一でテーパのない製品が圧延できる。これに対し、フランジが垂直な状態で圧延する Grey の圧延法は、圧延機の手数は少ないものの、フランジの内側に若干の傾斜を設ける必要があり、フランジ厚が完全に均一にはできなかった[47]。

以上のように、Sack と Grey のユニバーサル圧延法は大断面の H 形鋼の製造を可能としたものの、それぞれに問題点を抱えており、改良の余地が残されていた。

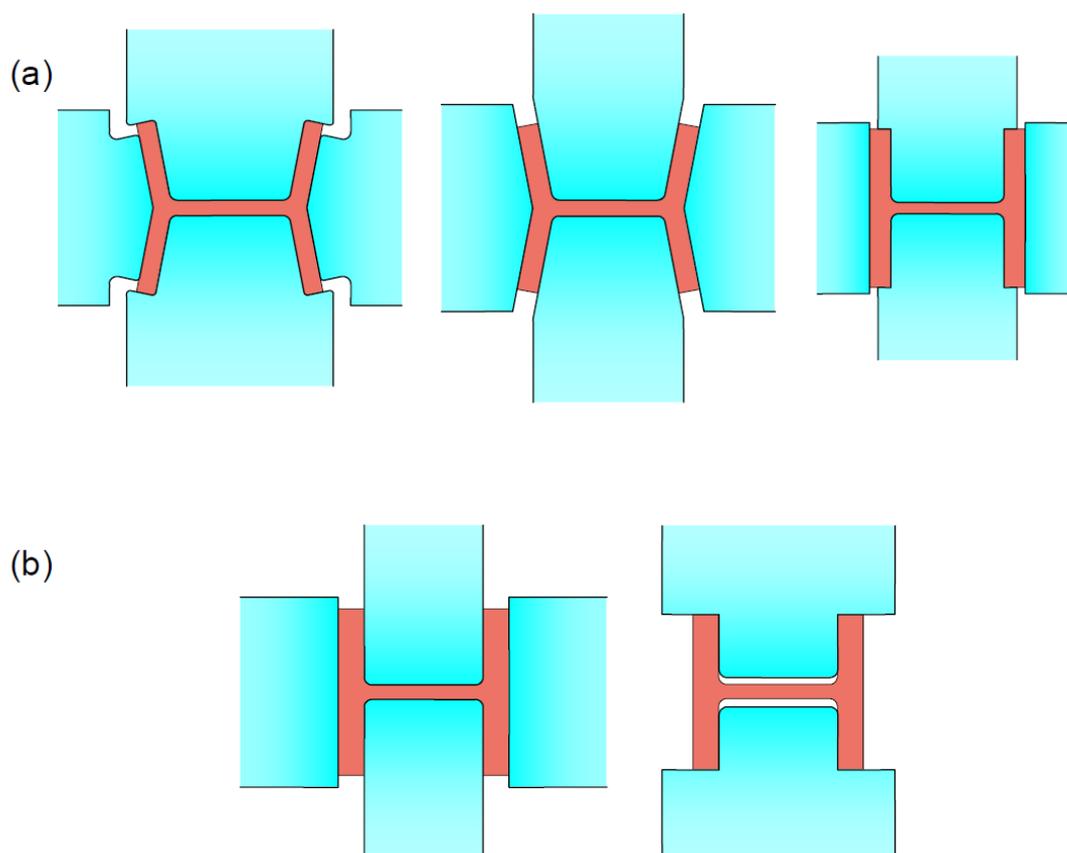


Fig. 1-14 Universal mills by (a) H. Sack and (b) H. Grey

1914 年、J. Puppe がドイツの Peine に新たな方式の形鋼工場を建設した [20,42,45]。そのミルレイアウトと圧延法を **Fig. 1-15** に示す。ユニバーサル圧延はフランジが外側に傾斜した開孔型の粗ユニバーサル圧延機とフランジが垂直な閉孔型の仕上ユニバーサル圧延機の 2 台で行われた。粗ユニバーサル圧延機は、ウェブとフランジを圧下し、仕上ユニバーサル圧延機は正方向のパスではロールを開いて圧延材を通過させ、逆方向のパスで傾斜した状態のフランジ先端を圧下した。最終パスの前の正方向パスでは、仕上ユニバーサル圧延機の縦ロールでフランジを垂直にし、次の逆方向パスで縦ロールを退避させウェブが水平ロールに非接触の状態のフランジ先端を圧下した。そして最終パスで水平ロールと縦ロールをすべて圧延材に接触させて H 形の製品を圧延した。

Fig. 1-15 Puppe universal beam mill[20]

1926 年、現在のユニバーサル圧延法と同様の圧延設備が米国で建設された [20,42,45]。South Chicago の U. S. Steel に建設された形鋼工場のレイアウトと圧延法を **Fig. 1-16** に示す。最初に二重式粗圧延機、続いて粗ユニバーサル圧延機とエッジャ圧延機のグループが 2 組、最後に仕上ユニバーサル圧延機が配置された。ユニバーサル圧延機は開孔型でエッジャ圧延機は縦ロールのない水平ロールのみの設備である。中間圧延ではフランジが外側に傾斜した状態で圧延し、仕上ユニバーサル圧延機の最終パスでフランジを垂直に成形する。このユニバーサル圧延法は、従来の様々な課題を解決し、現在では広く普及した圧延法となっている。

Fig. 1-16 U. S. Steel beam mill at South Chicago, Ill. [20]

以上のような変遷を辿って確立されたユニバーサル圧延法は、孔型圧延法にない様々な優れた特徴を有している。その主な利点を以下に示す。

- ・ 左右の垂直部外面が縦ロールで直接圧下されるため、垂直部の幅が広い製品が圧延できる
- ・ 水平ロール側面と垂直ロールの間隔を一定にできるので、H形鋼のような垂直部の厚みが均一な製品を圧延できる
- ・ 縦ロールのロール径差が小さいため、圧延材とロールのすべりが小さく、製品の表面性状が向上するとともに、ロール摩耗が小さい
- ・ 水平ロールと縦ロールの間隔を独立で設定できるため、厚みが異なる製品を同じロールセットで圧延できる
- ・ ロール強度が高いため、大圧下圧延や低温圧延などの高負荷圧延ができる

これらの中で、垂直部の幅が広く厚さが均一な製品の製造が可能であることが、ユニバーサル圧延法の最も重要な特徴である。孔型圧延ではフランジ幅が十分に広く厚さが均一なH形断面の形鋼を圧延することができず、フランジ厚にテーパを設けたI形鋼と呼ばれる品種しか製造できなかった。建築物の梁材として最も合理的な断面形状であるH形鋼の製造を可能としたことが、ユニバーサル圧延法が形鋼の圧延設備として広く普及した大きな理由である。

また、圧延材とロールのすべりが小さいことは、ロール摩耗を抑制してロールが長持ちするため、一度に圧延できる製品の量を増やす効果があり、生産性の向上に寄与する。また、摩擦の減少によって圧延に必要な動力が小さくなるため、圧延で消費するエネルギーが小さくなり、地球環境の保全につながる。以上は、広く認識されているユニバーサル圧延法の利点である。

一方、異なる寸法の製品を同じロールセットで圧延できるというロール共用については、ユニバーサル圧延法の利点としてはあまり強調されてこなかったが、実は非常に大きなメリットがある。形鋼の孔型圧延では、製品形状に合わせた孔型を設けた専用ロールを用意する必要があり、さらに製造品種と圧延機の数が多いことから、非常に多くのロールを保有せざるを得ない[48]。一般に形鋼工場は数百本のロールを保有しており、また形鋼の孔型ロールの価格は大きなもので1組あたり数千万円にのぼることから、形鋼工場のロール費用は莫大なものとなる。その上、ロールを保有するためのロールショップと呼ばれる置き場も広大な敷地が必要である。さらに、製品ごとに圧延機のロールを交換することから、組替回数が多ければそれだけ製品の圧延に使える時間が減り、生産性を低下させてしまう。ユニバーサル圧延法で製造しているH形鋼は、ロール数が製品数の数分の一で済むことを考えると、ロール共用化が生産性や製造コストに及ぼす効果は非常に大きい。

ロール強度については、孔型圧延ロールが複数の孔型を設けるためにロール幅が広く、また孔型の溝によって直径が小さな部分ができてしまうためにロール折損の危険が高いのに対し、ユニバーサル圧延ロールは単純な円筒形でロー

ル幅も狭いため、より高い荷重での圧延が可能である。近年、北極海等の寒冷地での資源開発が盛んになり、低温環境でも十分な強度とじん性を有する形鋼の需要が高まっている。鋼材を低温で圧延すると製品のマイクロ組織が微細化されてじん性が高まるが、材料の変形抵抗が高いため圧延荷重が大きくなってしまふ。ユニバーサル圧延法であれば、このような高負荷圧延を容易に実現することができる。

以上のような優位性により、従来は孔型圧延で製造できなかった H 形鋼ばかりでなく、I 形鋼や溝形鋼、鋼矢板、レールなど、様々な断面の製品にユニバーサル圧延法を適用する技術開発が進められてきた。そこで、これまでの形鋼ユニバーサル圧延の研究について、変形特性、製造品種拡大、圧延設備の進歩の 3 つの分野に大別し、その研究開発の流れを整理する。

1.3 従来の形鋼ユニバーサル圧延法の研究開発

1.3.1 形鋼ユニバーサル圧延の変形特性

ユニバーサル圧延法が最も広く適用されている H 形鋼は、その断面がウェブとフランジの 3 枚の板を繋げた形状と見なせることから、理論的な検討が数多くなされている。大きな特徴として、フランジ幅広がりウェブとフランジの圧下条件に影響されることが知られている。

H 形鋼のユニバーサル圧延において、圧延材の自由表面は Fig. 1-7 に示すようにフランジ先端のみとなるため、断面寸法の変化はフランジ幅の変化となって現れる。ウェブとフランジのロールギャップが独立に設定できることがユニバーサル圧延の大きな特徴であるが、実際にはそれぞれの圧延条件を完全に無関係に設定できるというわけではない。これは、ウェブとフランジが同一断面としてつながっているため、両者の延伸が同じにならないためである。Fig. 1-17 はウェブとフランジが連結されている影響を説明するための模式図である。もし、ウェブとフランジが別々の板の状態で圧延され、かつウェブよりもフランジの板厚圧下率が高い場合を考えると、圧延後のフランジ長さ l_f はウェブ長さ l_w よりも長くなるはずである。しかし、ウェブとフランジがつながっている H 形鋼では、両者が一体となって延伸するため、同じ長さ l_H にならざるを得ない。つまりウェブの圧下率に対してフランジの圧下率だけを大きくすると、フランジの延伸が大きくなるろうとしてもウェブに拘束されてしまうため、フランジに圧延方向の圧縮力が働き、延伸が抑制される。

逆にウェブはフランジから張力を受け、単体で圧延される場合よりも延伸量が大きくなる。以上の相互作用によって両者の延伸は一致し、さらにフランジに働いた圧縮力によってフランジの幅広がりが大きくなる影響が生じる。逆にフランジの圧下率だけを小さくすると、ウェブの延伸によってフランジに張力

が作用し、フランジ幅広がり小さくなる。このようなウェブとフランジの相互作用が、ユニバーサル圧延における変形の大きな特徴である。

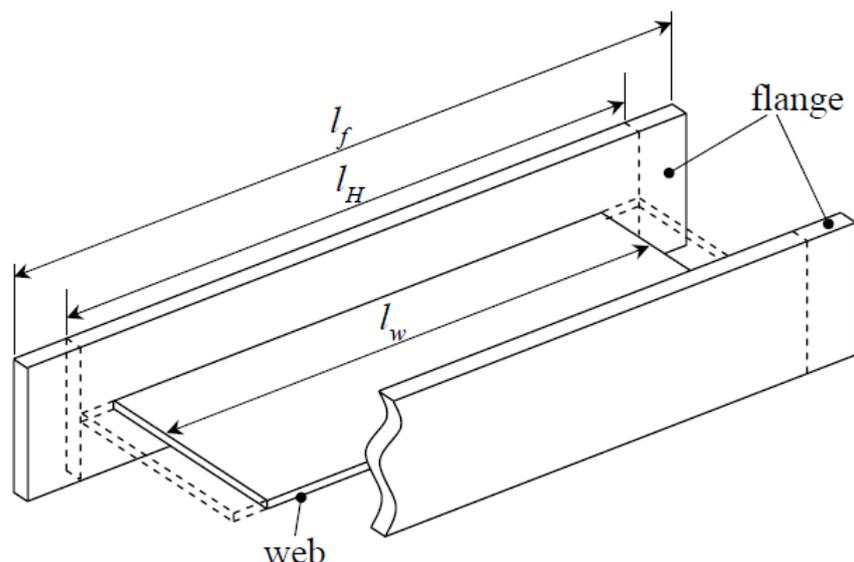


Fig. 1-17 Correlation between web and flange

上記のウェブとフランジの相互作用を考慮し、フランジ幅広がり挙動を表すことができるモデル式が、1980年代に提案された[49-51]。また、板圧延理論に基づいて水平ロールと縦ロールの圧延荷重を予測する研究が進められ、いくつかのモデル式が報告されている[49,50]。さらに、有限要素法を中心とする数値解析の適用により、圧延材内部の応力やひずみの分布が調査され、より詳細な変形挙動が把握できるようになってきた[52-57]。

しかし、2000年以降になるとH形鋼のユニバーサル圧延変形に関する研究はあまり報告されなくなった。H形鋼ユニバーサル圧延に関する従来研究については第2章でより詳細に説明するが、数値解析を用いた圧延変形特性の調査には、さらなる検討の余地があるものと考えられる。

また、H形鋼以外の製品はユニバーサル圧延変形の系統的な調査例が報告されておらず、基本的な変形特性についての知見が非常に少ないのが現状である。

1.3.2 製造品種の拡大

H形鋼のユニバーサル圧延法が確立された後、そのメリットを生かして様々な形鋼品種を圧延する方法が研究された[41,58]。以下に代表的な形鋼製品のユニバーサル圧延法について説明する。

(1) レール

鉄道に使用されるレールは、元々は孔型圧延で製造されていたが、車輪が通過するレール頭部の鍛錬が不足しがちであるという問題があった。レール頭部に大きな圧下を加えることができ、製品表面品質の向上やロール摩耗低減が可能な製造法として、レールのユニバーサル圧延法が 20 世紀初頭から検討され始め、その後 1960 年代にフランスで実現した [41,59]。1967 年には、孔型形状やミルレイアウトとともに、ユニバーサル圧延法 of 具体的な特徴や効果が報告されている [60]。

日本では 1970 年に新日鉄八幡製鉄所の新軌条工場において、ユニバーサル圧延法によるレール製造が始まった [41,61,62]。その圧延法を Fig. 1-18 に示す。エッジ圧延機にクイックシフト機構を採用し、圧延材断面形状の変化に合わせたエッジ孔型での圧延を可能とした。また、縦ロールを小径化するとともに圧下量に合わせて頭部と足部の縦ロール径に違いを持たせる等の新技術が開発された。八幡製鉄所では、現在もユニバーサル圧延法でレールを製造している。

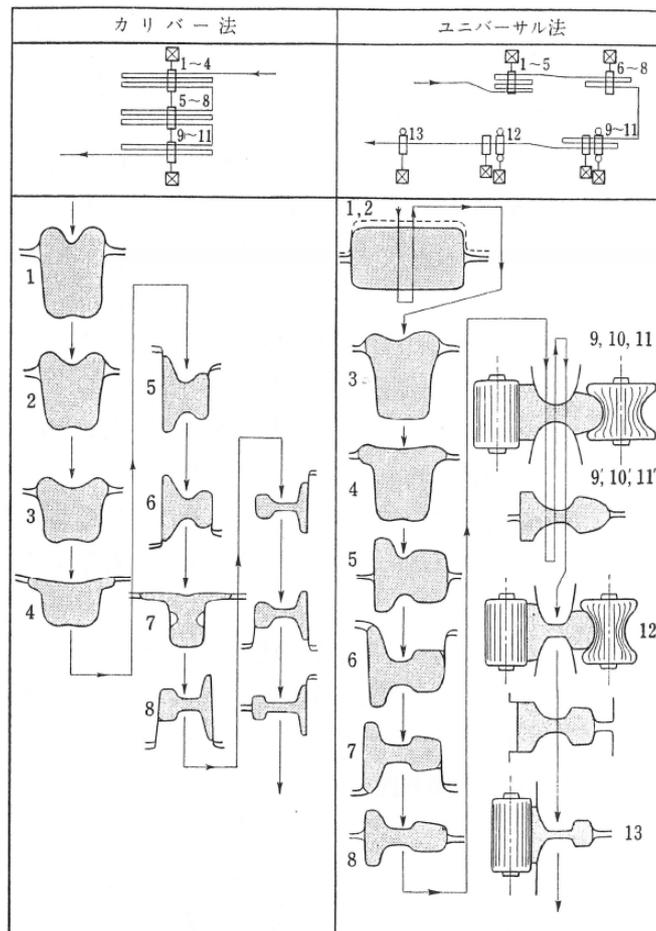


Fig. 1-18 Roll pass design of rail universal rolling [61]

近年、中国を中心とする新興国などで形鋼工場の建設が活発になり、レール工場が相次いで建設された。新たなレール工場は、そのほとんどがユニバーサル圧延法を採用しており[63,64]、先進国でも工場のリフレッシュで孔型圧延からユニバーサル圧延にプロセスを変更した例がある[65]。これらの工場の圧延設備は、2台のユニバーサル圧延機の上にエッジ圧延機1台を配置したシンプルな構成で、複数パスの往復圧延を行うことによって、コンパクトなレイアウトでレールの製造を可能とした[66-68]。

以上のように、現在ではレールの製造にはユニバーサル圧延法が世界の標準技術となっており、H形鋼に次いでユニバーサル圧延法が広く普及した形鋼製品といえる。

(2) 溝形鋼

溝形鋼のユニバーサル圧延は、H形鋼と同じ設備を適用しやすい断面形状であることから、H形鋼ユニバーサル圧延の普及後に、様々な検討が進められた[69-76]。その一例を Fig. 1-19 に示す。製品表面品質の向上や圧延動力の低減、ロールの長寿命化などの多くの利点が報告されている[72]。また、ロール幅を変更してウェブ高さを圧延中に調整する技術が開発された[77,78]。

しかし、実際に溝形鋼にユニバーサル圧延法が適用されるのは、仕上圧延がほとんどであり、H形鋼のように粗ユニバーサル圧延に本格的に採用された報告は少ないように思われる。これは、上下非対称な溝形鋼の断面をユニバーサル圧延で圧下すると、外側のコーナー部に突起が発生する[72, 74]という問題が大きく影響しているものと考えられる。このような不都合な変形が発生するメカニズムを解明し、その対策を考案することができれば、溝形鋼のユニバーサル圧延はより一層普及することが期待される。

(3) 鋼矢板

鋼矢板は断面の両端に複数の製品を嵌合して壁体とするための爪を有している。孔型圧延法ではこの爪の高さ寸法が不足しがちであり、また圧下量が小さいため鍛錬効果が小さいという材質上の問題があった。そこで、爪部の寸法確保と材質の向上を目的として、Fig. 1-20 のようにユニバーサル圧延の縦ロールで爪部を圧下する圧延法が開発された[41,58,71,79-81]。現在広く普及している爪部が折り曲げられた形状のU形鋼矢板 (Fig. 1-4 参照) では、爪部の成形が比較的容易であるため、今でも孔型圧延法が多く用いられているが、最近ではユニバーサル圧延法の適用も報告されている[74,82]。

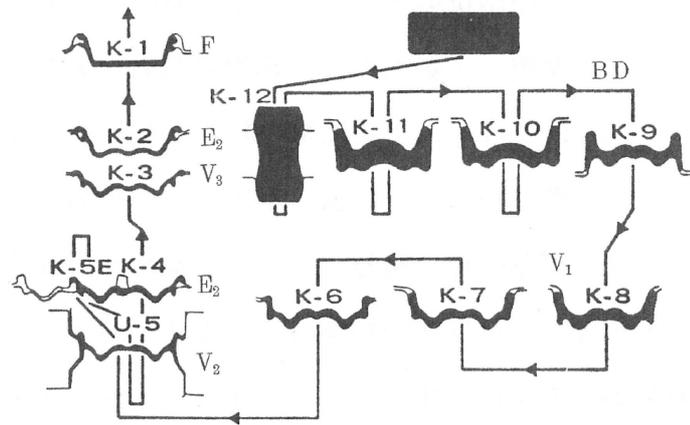
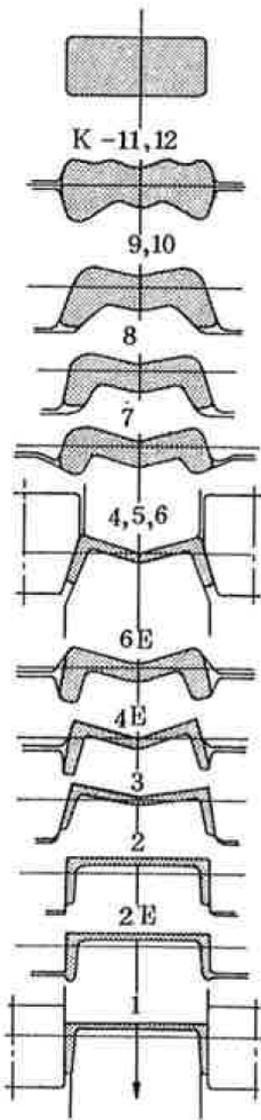


Fig. 1-19 Pass design of channel[69] **Fig. 1-20** Pass design of sheet-pile[80]

(4) 外法一定 H 形鋼

従来の圧延 H 形鋼は、**Fig. 1-21** に示すようにフランジ厚に応じてウェブ高さが、ウェブ厚に応じてフランジ幅が変化する内法一定の断面寸法となっていた。これに対し、厚さが変化してもウェブ高さやフランジ幅が一定の寸法となっている H 形鋼を外法一定 H 形鋼と呼ぶ。ウェブ高さがフランジ厚ごとに変化する従来の圧延 H 形鋼は、**Fig. 1-22** のように異なるフランジ厚の H 形鋼を接続して使用する場合に、スペーサーとなる板材の厚みを数種類用意してフランジ内外面に挿入する必要があり、施工に手間と時間を要する。これに対し H 形鋼の外法が一定であれば、スペーサーの種類と数を減らして施工性を向上することができる。そこで、外法一定 H 形鋼を圧延する技術が 1980 年代後半に開発さ

れた[85-87]。外法が一定の H 形鋼は内法がフランジ厚によって変化するため、従来のユニバーサル圧延法ではフランジ厚ごとに幅が異なる水平ロールを使用しなければならず、膨大なロールの準備が必要である上に組替回数が激増するという問題があり、工業的に製造が不可能であった。この課題を解決するため、フランジ厚に応じてウェブ高さを拡大または縮小する圧延法が開発され、水平ロールを交換することなく H 形鋼の外法を一定にすることが可能となった。

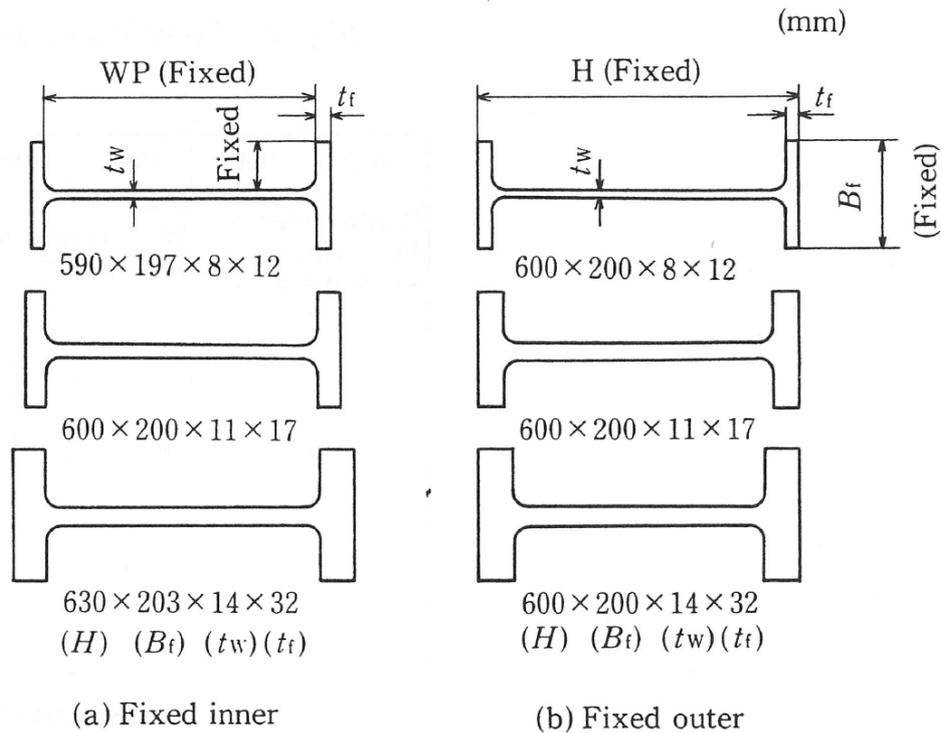


Fig. 1-21 Conventional and constant outer-dimension H-beam[83]

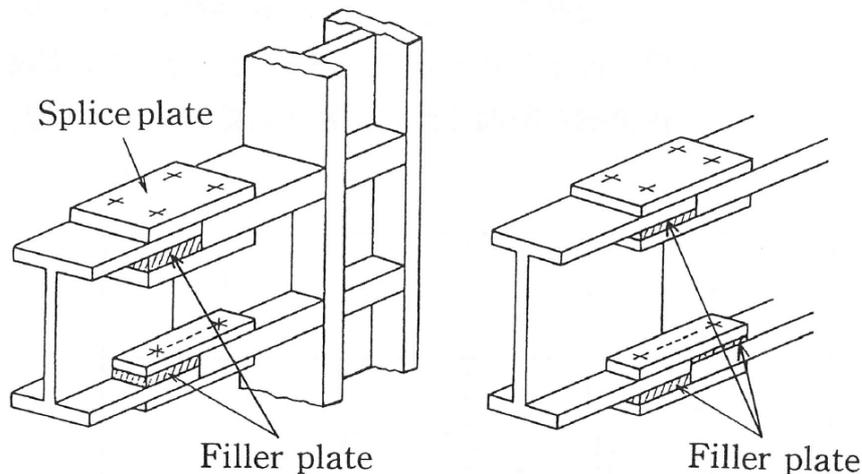


Fig. 1-22 Connection of different flange thickness H-beam[84]

ウェブ高さを拡大する方法には、**Fig. 1-23** のように専用のスキューミルと呼ばれる特殊な圧延機を用いる方法と、幅可変上下水平ロールを有する圧延機で機械的な拡幅を行う **Fig. 1-24** の方法の 2 つが開発されている[88-90]。一方、ウェブ高さを縮小する方法は、**Fig. 1-25** に示す通り仕上ユニバーサル圧延機の水平ロールを幅可変とし、縦ロールでウェブ高さを圧下することで、ウェブ高さを制御する[91-93]。

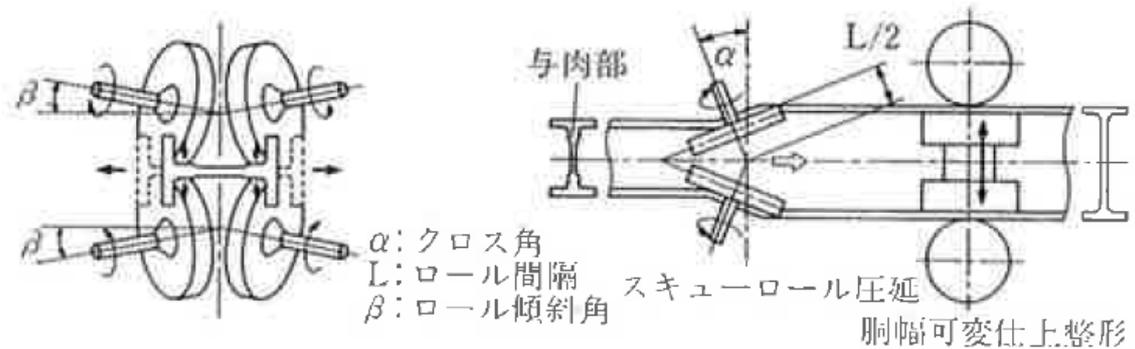


Fig. 1-23 Web height expansion with skew mill[88]

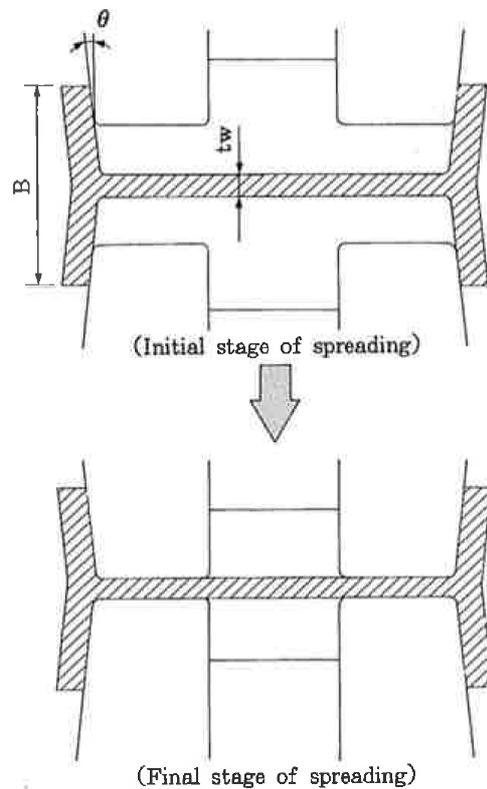


Fig. 1-24 Mechanical spreading of web height[90]

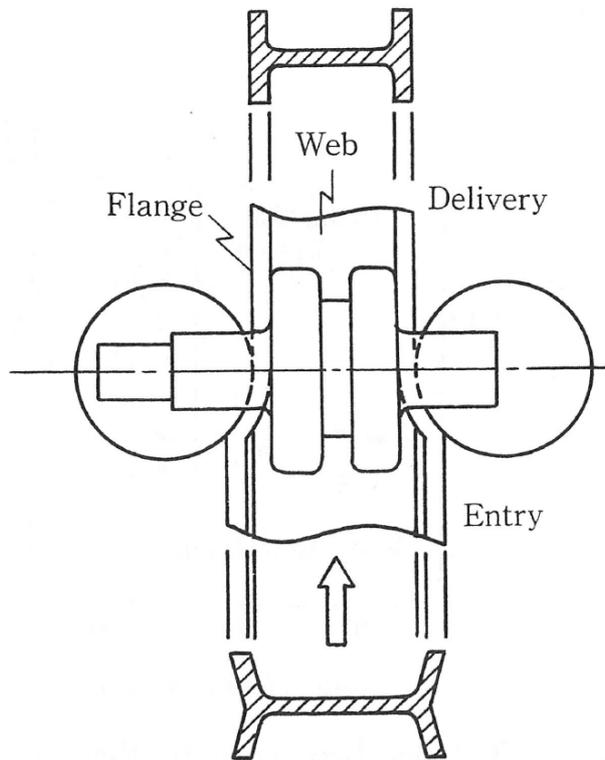


Fig. 1-25 Reduction of web height with universal mill[91]

また、外法一定 H 形鋼は従来の H 形鋼よりもウェブ厚とフランジ厚の板厚差が大きな製品寸法がラインナップされている。建造物の梁材として H 形鋼を使用する場合、梁の剛性には上下のフランジの貢献が大きく、ウェブの効果はわずかである。そこで、鋼材重量を低減する目的で、ウェブが薄い H 形鋼のニーズが高かった。ウェブとフランジの板厚差を大きくすると、ウェブがフランジよりも低温の状態ですべての圧延が終了するため、室温まで冷却する過程でフランジの熱収縮がウェブよりも大きくなり、ウェブの座屈による波打ちが発生する。そこで、中間ユニバーサル圧延機前後や仕上ユニバーサル圧延前、または仕上ユニバーサル圧延後にフランジ外面を水冷し、フランジとウェブの温度差を小さくすることにより、ウェブが薄くても波打ちを防止する技術が開発された[85-88,90,94]。

単一製品での断面形状を見る限り、外法一定 H 形鋼は従来の H 形鋼と同様の形鋼であるが、厚みが異なる製品を組み合わせる場合には、従来の利点を有している。また、その製造に圧延と冷却の新技术が必要であったことから、新たな形鋼製品の開発と考えてよい。外法一定 H 形鋼は現在、日本国内のみで製造されているが、断面性能が優れた H 形鋼であることから、今後は海外への輸出などによって世界的に普及することが期待される。

以上のように、ユニバーサル圧延法は様々な形鋼製品への適用が進められており、孔型圧延で生じる様々な課題の解決に、大きな役割を果たしている。H形鋼以外の複雑な断面形状のユニバーサル圧延変形を詳細に調査し、変形特性を明らかにすることができれば、今後さらなる適用品種拡大が進むものと考えられる。

1.3.3 ユニバーサル圧延設備の進歩

前述のとおり、ユニバーサル圧延機を用いた H 形鋼の製造技術は様々な形式が検討された末に、20 世紀初頭に確立された。20 世紀半ばには、欧米の形鋼工場に大型のユニバーサル圧延機が導入された[95-98]。

日本では、1960 年代からユニバーサル圧延機を備えた形鋼工場が多数建設された[99,100]。当初は粗ユニバーサル圧延機とエッジャ圧延機の粗ユニバーサル圧延機群に仕上ユニバーサル圧延機を備えた設備構成であったが、その後、複数のユニバーサル圧延機で一方向圧延を行う連続圧延技術が開発され、生産性がさらに高められた。また、ユニバーサル圧延の自動制御技術が開発され、工場の操業に適用された[101-105]。

1990 年代になると、欧州の鉄鋼設備メーカーが **Fig. 1-26** のような新たなコンセプトの形鋼圧延設備を開発した。この設備は **Compact Beam Production (CBP)** と呼ばれており、連続鋳造する素材を製品に近い縦横寸法の H 形断面のニアネットシェイプとすることで、圧延機の台数を極力削減し、少ない設備投資での形鋼工場建設を可能とした[86,87,106-108]。

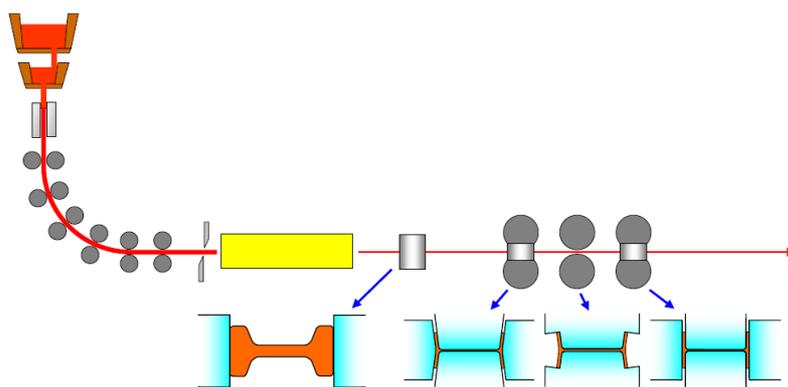


Fig. 1-26 Schematic diagram of Compact Beam Production (CBP)

H 形断面に鋳造された素材はビームブランクと呼ばれる。従来は高さに対して幅がやや大きい程度の寸法比で鋳造されていたが、ニアネットシェイプのビームブランクは幅が高さの 2 倍以上など、より製品断面に近い断面寸法であり、

また幅が 1000mm 以上の大断面ビームブランクの鋳造が可能となっている [109,110]。

圧延設備は、2 台のユニバーサル圧延機の上にエッジ圧延機を配置し、後段のユニバーサル圧延機にはフランジが垂直な仕上圧延用のロールを装備した X-H 圧延法が用いられる。さらに X-H 圧延設備を基本としつつ、必要に応じて粗圧延機や縦ロール圧延機を追加する設備構成も報告されている [111]。また、ユニバーサル圧延機には油圧圧下機構が装備され、長さ方向の板厚変動が小さな製品を製造することができる [82,112]。CBP はアメリカや中国などで多くの工場が稼働中である [113-115]。

ニアネットシェイプのビームブランクが普及する一方で、近年、大断面 H 形鋼片をスラブから圧延で成形するための新たな圧延機が開発され、国内で稼働を開始した [116]。スラブ起立の全自動運転が可能な設備となっており、圧延機の高度な自動制御技術として注目される。

以上のように、形鋼のユニバーサル圧延設備や制御技術は、100 年以上の歴史を経て大きな進歩を遂げた。これらの設備を使いこなし、より高い生産性を引き出すことが今後の重要な課題と考えられる。

1.4 本研究の目的と構成

現在、ユニバーサル圧延法は上記のように様々な形鋼の製造に適用されており、圧延設備も大きな進歩を遂げている。さて、熱間圧延で製造される形鋼の特徴として、厚鋼板が所定の幅や長さ寸法に切断されて製品となるのに対し、形鋼は基本的に圧延された寸法のまま製品として出荷されることが挙げられる。したがって、形鋼圧延では規格に定められた公差範囲内の寸法に圧延することが非常に重要である。JIS 規格では寸法の許容差が製品断面の大きさによって区分されており、例えば H 形鋼では厚さが $\pm 1.0\sim 2.0\text{mm}$ 、辺（幅）や高さが $\pm 2.0\sim 3.0\text{mm}$ と定められている [117]。また、外法一定 H 形鋼は、製造する鉄鋼メーカーが独自のより厳しい寸法公差を設けている。さらに、施工コスト削減を目的として顧客から高寸法精度化のニーズが出されており、形鋼圧延における寸法精度向上の必要性は従来以上に高まっている。これまでに述べた形鋼ユニバーサル圧延技術の進歩は、寸法精度の高い製品の圧延に大きく寄与してきたものの、さらなる寸法精度向上のニーズに対応するため、より高度かつ緻密な寸法制御技術の研究開発が極めて重要である。

H 形鋼の圧延では、基本となるパススケジュールがまず決定され、それに従って多パスの熱間圧延が実施される。ユニバーサル圧延ではウェブ波打ちなどの寸法不良が発生しない適切な圧延条件の範囲内で目標となるウェブとフランジの厚みを設定することが重要である。このとき、圧延後のフランジ幅寸法を

精度よく予測することが、次のパスの圧延条件を正しく設定するために重要な基本条件となる。これらの寸法変化に基づいて、各パスの温度と圧延荷重の予測が行われ、圧延機の剛性を介して各パスのロール隙が設定されて圧延作業が進められる。以上のことから、H形鋼ユニバーサル圧延におけるフランジ幅広がり予測は、圧延作業の基礎技術の一つとして位置づけられ、より精度の高い予測モデルの開発が必要である。

一方、H形鋼以外の形鋼では、その断面形状が複雑であることから、圧延変形の系統的な調査がほとんどなされていないのが現状である。H形鋼は上下左右対称な断面であることから変形調査が比較的容易であるが、上下または左右が非対称な断面形状のユニバーサル圧延では、モデル実験の準備や実施に大きな労力が必要となる上に、曲がりや反りの発生が懸念されることもあって、変形の特徴や圧延条件の影響がきちんと解明されているとは言い難い。ユニバーサル圧延法をより多くの形鋼に適用し、その優れた特徴を生かして高品質な製品を安価に製造するためには、基本的な圧延変形特性の把握と、圧延条件が変形に及ぼす影響の定量的な解明が、極めて重要である。

また、従来の数値解析による形鋼ユニバーサル圧延の変形調査の対象は、過去のモデル実験では調査が困難であった断面内のひずみや応力の分布に集中しており、圧延による寸法変化そのものを広範囲に調査した例は見られない。モデル実験で得られた変形特性と解析結果の比較も少なく[56]、実際の圧延現象と数値解析の整合性をきちんと確認する必要がある。

さらに、これまでに提案されたH形鋼ユニバーサル圧延の変形予測モデルは、製品断面や圧延ロールの寸法によって適切な定数を定める必要があるが、モデル実験は圧延ロールやモデル材料の準備に多大な労力を要するため、きめ細かなモデル開発が難しいという問題があった。数値解析を用いて適切な圧延条件での変形が調査できれば、モデル実験をすることなく簡単に高精度な圧延変形モデルを求めることが可能と考えられる。

このような課題を解決するため、本研究は断面形状の異なる形鋼のユニバーサル圧延について、圧延条件が変形に及ぼす影響を詳細かつ系統的に調査することにした。ユニバーサル圧延が実用化された形鋼の断面形状をその対称性によって分類すると、H形鋼は上下左右対称、レールは上下対称かつ左右非対称、溝形鋼や鋼矢板は上下非対称かつ左右対称である。このように断面の対称性に着目すると、溝形鋼はH形鋼の上下1/2の断面になっており、圧延変形に何らかの類似性が存在する可能性が予想される。しかし、溝形鋼を対象にH形鋼のようなユニバーサル圧延変形の詳細検討を行った研究は見あたらない。さらに、H形鋼の左右1/2断面はT形となり、1/4断面はL形となるが、このような断面形状の形鋼をユニバーサル圧延する技術の研究は、これまでに報告されてい

ない。

そこで、本研究は、H 形鋼を基本断面として、その 1/2 断面に相当する T 形鋼と溝形鋼、1/4 断面に相当する L 形断面の不等辺不等厚山形鋼について、ユニバーサル圧延変形を詳細に調査することにより、これらの形鋼の圧延変形特性を明らかにすると同時に、対称性が異なる 4 種類の形鋼の圧延変形の関連性を解明することを目的とする。これは、H 形鋼とそれ以外の形鋼の間で変形の相似性が認められれば、H 形鋼ユニバーサル圧延の豊富な研究成果や工場での操業経験を参考にすることができ、様々な断面形状の形鋼をユニバーサル圧延で製造することが容易になると考えたためである。

また、これらの形鋼の圧延変形を、モデル実験と有限要素解析の 2 つの手法で実施することによって、実験と解析の結果を詳細に比較し、数値解析による圧延寸法変化の予測精度を定量的に評価することを目的とする。

さらに、モデル実験結果から定めていたユニバーサル圧延の変形予測モデルを、有限要素解析による圧延変形調査から求める方法を検討する。モデル実験は実際よりも小さなモデル比で実施することが多いため、実験結果には寸法の測定誤差に起因するばらつきが不可避である。有限要素解析の結果から高精度なユニバーサル圧延変形の予測モデルを決定することにより、簡単かつ高精度に圧延機の仕様や製品寸法に応じた変形予測モデルを構築することを目的とする。

本論文の構成を **Fig. 1-27** に示す。第 1 章では、孔型圧延法に対するユニバーサル圧延法の利点、そしてユニバーサル圧延法の可能性と現状の課題を述べた。

第 2 章では H 形鋼のユニバーサル圧延変形について詳細な検討を行う。H 形鋼の圧延変形は、すでに実用的なモデルが提案されており、解明が進んでいるものの、圧延機の仕様や H 形鋼断面寸法が変化した場合には適切な定数を決定するためにモデル実験による調査が必要であった。本研究では、実験による変形調査に加えて有限要素法による数値解析を行い、解析結果を用いてモデル係数を定める新たな手法を提案し、その実用性を検証する。また、モデル実験では調査が困難なロール出側での厚さの変化や、過去のモデル実験で調べられていたウェブとフランジの間のメタルフローについて、解析結果を用いて詳細に検討する。

第 3 章では、上下対称かつ左右非対称な T 形断面のユニバーサル圧延変形を詳細に調査する。このような T 形断面のユニバーサル圧延は、左右の非対称性が大きいために左右曲がりの発生が懸念されるが、過去に実現の可能性が検討された例がない。そこで、まず始めにモデル実験により基礎的な変形特性を調査し、本ユニバーサル圧延法の実現性を検証する。その後、モデル実験に加

えて有限要素解析を実施し、両者の結果から圧延条件が変形に及ぼす影響を明らかにする。

第 4 章は、左右対称で上下非対称な形鋼として、溝形鋼のユニバーサル圧延変形を取り上げ、その圧延変形特性を調査する。溝形鋼ユニバーサル圧延の検討は古くから行われているものの、H 形鋼のような圧延変形の詳細な調査は実施されていない。

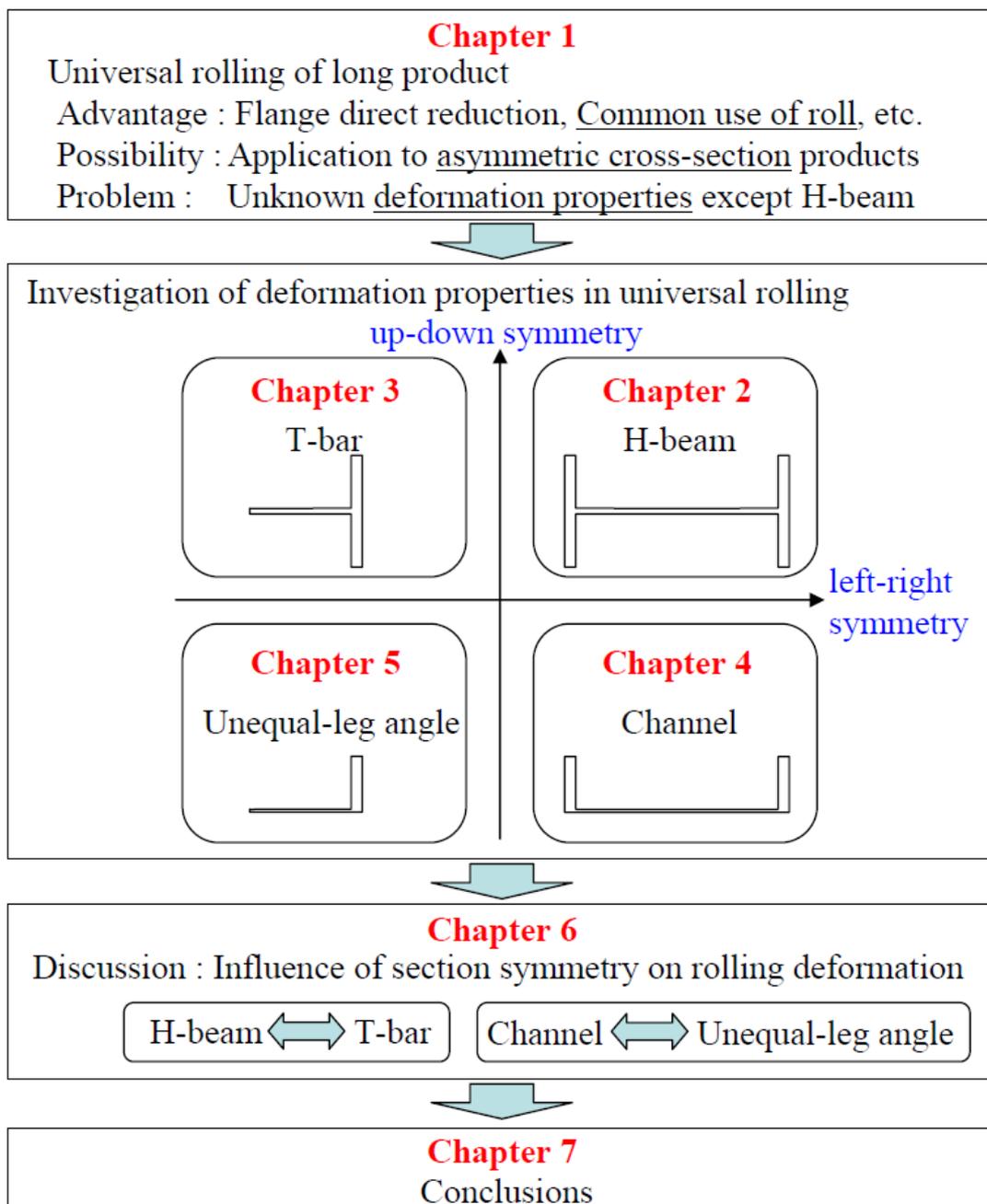


Fig. 1-27 Contents of each chapter

そこで、モデル実験と有限要素解析を用いて、圧延条件を変化させた場合の変形挙動への影響を詳細に調査する。特に、上下の非対称性に起因する特有のフランジ変形について、圧延条件が変形量に及ぼす影響を定量的に評価する。さらに、圧延条件が変形挙動に影響を及ぼすメカニズムを、非定常 3 次元有限要素解析結果を用いて考察するとともに、定常 3 次元有限要素解析を用いて、モデル実験よりも広範囲な圧延条件での変形挙動を調査する。

第 5 章では、上下左右が非対称な形鋼のユニバーサル圧延として、L 形断面の不等辺不等厚山形鋼を対象に、圧延条件と変形挙動の関係を調査する。他の断面形状と同様に、モデル実験で基本的な変形挙動を調査した後に、有限要素解析による圧延変形調査を実施し、基本的な圧延特性を明らかにする。また、実験における圧延状態の観察や有限要素解析の変形状況から、対称性のない断面のユニバーサル圧延に特有な圧延変形の原因を調査する。

第 6 章は、対称性が異なる断面のユニバーサル圧延における変形特性の関連性について検討する。具体的には、第 3 章で有限要素解析を行う T 形鋼を左右対称に 2 倍した断面を有する H 形鋼について、同じ圧延条件での有限要素解析を実施し、両者の変形を比較する。続いて、溝形鋼と不等辺不等厚山形鋼の圧延変形の比較を行う。第 5 章で圧延変形を調査した L 形断面の不等辺不等厚山形鋼を左右対称に 2 倍した溝形鋼について、非定常 3 次元有限要素解析を用いてユニバーサル圧延変形を調査する。続いて、両者の変形の類似性を検討し、変形挙動に違いが生じる原因を明らかにすることを通じて、断面の対称性が圧延変形に及ぼす影響を検証する。

第 7 章は、各章で得られる結論を総括し、今後の形鋼ユニバーサル圧延技術の研究開発が目指すべき方向について論じる。

第2章 H形鋼ユニバーサル圧延の変形特性

本章の内容は、掲載された学術雑誌の出版社からインターネットでの公開に対する使用承認が得られていない。なお、本章の掲載雑誌名、巻号、ページ数は以下の通りである。

Y. Takashima, J. Yanagimoto: Finite Element Analysis of Flange Spread Behavior in H-beam Universal Rolling, steel research international, **82**-10(2011), 1240-1247.

第3章 T形鋼ユニバーサル圧延の変形特性

3.1 緒言

T形鋼は2枚の板が直角に組み合わされた断面形状の形鋼であり、一般にウェブまたはステムと呼ばれる垂直部が水平なフランジの中央に位置している。造船や建築等の分野で使用される形鋼で、用途に応じて様々な外形寸法や板厚の製品が製造されている。

T形鋼の製造法として、いくつかの圧延法が報告されている。最も一般的な方法として、熱間での孔型圧延が長年にわたって行われており、複数の孔型形状が文献で公表されている[20-22,42]。しかし、孔型圧延で製造されるT形鋼は、ウェブとフランジの少なくとも一方にテーパーを設ける必要があるため、板厚が不均一な製品しか製造できないという問題がある。

ウェブとフランジの板厚が均一なT形鋼を製造することが可能な方法として、3ロール圧延を適用する技術が報告されている[41,148-151]。ただし、フランジ幅に比べてウェブ高さが小さいT形断面を圧延する方法であり、ウェブ高さが大きなT形鋼を製造することができない。また、3ロール圧延機は一般に小さな断面の形鋼に用いられ、孔型圧延に比べてあまり普及していない設備である。

T形鋼を製造する別の方法として、H形鋼をウェブ中央で切断する方法がある[20,21,152]。H形鋼はウェブ厚とフランジ厚が幅方向に均一であるため、半切されたT形鋼もウェブとフランジにテーパーがない。そのため、現在は多くのT形鋼がこの方法で製造されている。

さて、近年、T形鋼の造船分野での使用が増加している[153-154]。しかし、造船用のT形鋼はウェブ高さがフランジ幅の2倍以上という断面寸法が要求されており、熱間圧延やH形鋼の切断で製造されたT形鋼の断面寸法はこのニーズに合致していないという問題がある。造船用に使用されるT形鋼の具体的な寸法は、例えば、ウェブ高さが9.25インチでフランジ幅が3.25インチ（以下、 9.25×3.25 のように記載する）[153]である。また、大型タンカーの船底縦通肋骨（ボトムロンジ）として、 481×150 や 720×200 （単位mm）のT形鋼の使用例がある[154]。

一方、熱間圧延やH形鋼の切断で製造されるT形鋼のウェブ高さとフランジ幅の比率は、2よりも小さい寸法となる。第2章では、フランジ幅が小さくウェブ高さが大きなH形鋼として 600×120 の圧延変形を調査したが、このようなH形鋼はまだ実際には製造されていない。現在は適切な圧延法がないことから、ほとんどの造船用T形鋼は2枚の鋼板を溶接して製造されている[152,153]。

圧延により製造されるT形鋼を造船分野に適用する場合の別の問題点は、そのサイズ構成である。溶接T形鋼は、鋼板の厚みを選択することにより、ウェブ

ブやフランジの厚さを自由に設計することが可能である。これに対して、熱間圧延で製造される形鋼は、寸法の品揃えが限定されてしまう。孔型圧延では、原則として1つの孔型系列から1つの断面形状の製品しか製造することができないため、多数の断面寸法のT形鋼を製造しようとする、膨大な数のロールを準備しなければならず、莫大なロール費用が必要となる。しかし、形鋼の製品寸法サイズが少なければ、必要な剛性以上に厚い形鋼を使用せざるを得ず、結果として船体の重量が増加してしまう問題が生じる[152,153]。以上のように、断面寸法の不適合と製品寸法サイズの少なさが、造船分野に適したT形鋼を圧延で製造する場合の問題点である。

上記の課題を解決し、また上下対称かつ左右非対称な断面形状のユニバーサル圧延変形を調査する目的で、T形鋼の新しいユニバーサル圧延法を提案し、その実現性と変形特性を調査することにした。最初に、T形鋼の新たなユニバーサル圧延法について、その概要を説明する。続いて、ラボ圧延機を用いたモデル圧延実験を行い、新圧延法の実現性と基礎的な変形特性を調査する。さらに、有限要素解析を行って、圧延条件が変形に及ぼす影響を詳細に調査する。

3.2 T形鋼ユニバーサル圧延の概要

第2章で述べたとおり、ユニバーサル圧延機はH形鋼の製造に広く用いられている。1968年に公告された特許において、H形鋼のユニバーサル圧延機をT形鋼の製造に適用する Fig. 3-1 に示す方法が考案されている[155]。

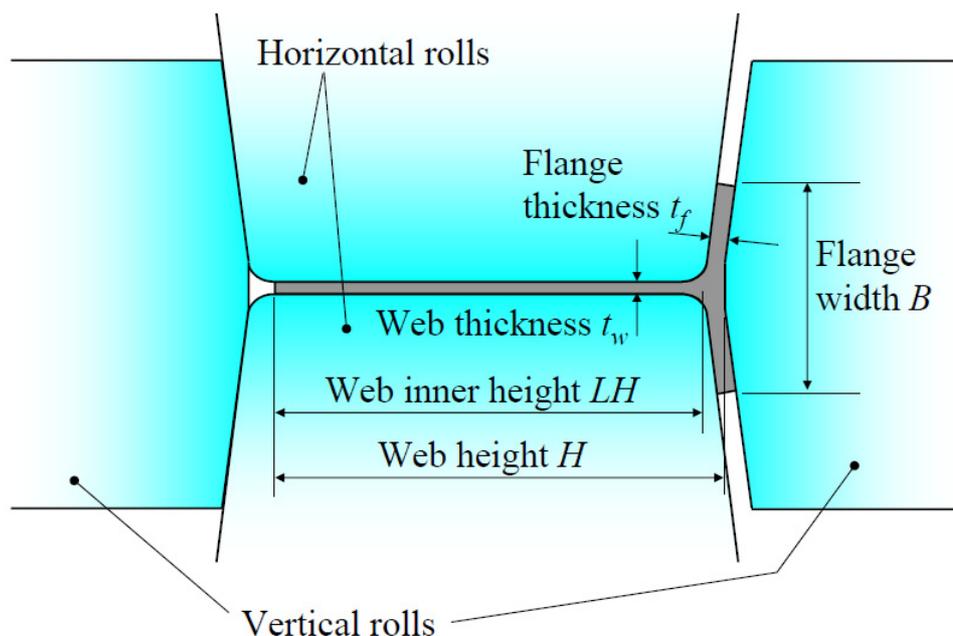


Fig. 3-1 Universal rolling of T-bar

T形鋼のウェブは上下の水平ロールによって、フランジは縦ロールと水平ロールの側面によって圧延される。また、フランジ幅は近接配置されたエッジャ圧延機によって制御する。エッジャロールは、H形鋼のユニバーサル圧延と同様の孔型形状のものが使用される。これらの圧延機を用いた往復圧延でウェブとフランジの厚みを製品寸法まで圧下した後、仕上ユニバーサル圧延機でフランジを一直線に成形し、T形鋼とする。

この方法には様々な利点がある。まず、Fig. 3-1に示すように、造船用途に適した細幅のT形鋼を圧延することができる。次に、異なる外形寸法や板厚を有するT形鋼が、同じ水平ロールと縦ロールの組合せで圧延できるため、広範囲な断面寸法の製品をロール費用の増加なしで製造することが可能である。さらに、このようなユニバーサル圧延機は形鋼の熱間圧延で広く用いられており、3ロール圧延機のような特殊な設備を新たに導入することなく、従来の形鋼工場の設備でT形鋼を製造することができるという利点もある。

しかし、このようなT形鋼ユニバーサル圧延法の実現性は、この特許の公開後も検証されていない。これはおそらく、H形鋼の片側のフランジがないという左右の非対称性が大きな断面の圧延となることから、ユニバーサル圧延中に大きな左右曲がりが発生することが予想されたためと考えられる。

そこで、Fig. 3-1のT形鋼ユニバーサル圧延法の可能性を検証するため、モデル圧延実験と数値解析による検討を行うこととした。まず、様々な圧延条件における基本的な圧延変形の状況を、モデル圧延実験によって調査した。

3.3 T形鋼ユニバーサル圧延のモデル実験

3.3.1 実験装置および実験方法

様々な圧延条件での圧延変形を調査するため、実際の1/5の寸法を想定したモデル圧延実験を実施した。実験には、Fig. 3-1と同様のロール配置のラボユニバーサル圧延機を使用した。実際のユニバーサル圧延機と同様に、水平ロールが駆動され、縦ロールは無駆動である。ラボユニバーサル圧延機のロール寸法と実験条件をTable 3-1, 3-2に示す。ウェブ高さ300mm、フランジ幅125mmの製品寸法を前提として実験を行った。

Table 3-1 Dimensions of laboratory universal mill

Roll diameter (mm)	Horizontal roll	180
	Vertical roll	140
Horizontal roll rotation speed		7 rpm
Flange inclination angle		6 deg.

Table 3-2 Experimental conditions

Model scale		1/5	
Model material		Pure lead (99.99%)	
Conditions of inlet section		Thick section	Thin section
Inlet material size (mm)	Web height, H	61	60
	Flange width, B	26	23
	Web thickness, tw_0	4.0	2.0
	Flange thickness, tf_0	8.0	4.0
Target thickness reduction	Web, r_w	$r_w = 15\%, r_f = 12, 18, 24\%$	
	Flange, r_f	$r_w = 21\%, r_f = 18, 24, 27\%$	

モデル材料には、室温で熱間鋼と同様の变形挙動を示す純鉛を用いた[23,41]。室温での実験であるため、熱間圧延と異なり温度分布の影響が除かれた実験条件となっている。

素材として、**Fig. 3-2** に示す 2 種類の断面の T 形鉛材を準備した。厚手断面（ウェブ厚 $tw_0=4\text{mm}$ ）がパススケジュールの中盤の断面に相当し、薄手断面（ $tw_0=2\text{mm}$ ）がパススケジュールの終盤の断面に相当する。複数の T 形素材を準備し、Table 3-2 に示す様々なウェブ圧下率 r_w とフランジ圧下率 r_f の組合せを目標条件として、1 パスの圧延を実施した。目標とするウェブとフランジの圧下率差($r_f - r_w$)は-3%から 9%の範囲に設定した。それぞれの圧延条件で 2 本ずつの圧延を行い、合計で各素材断面とも 12 本の T 形素材を使用した。

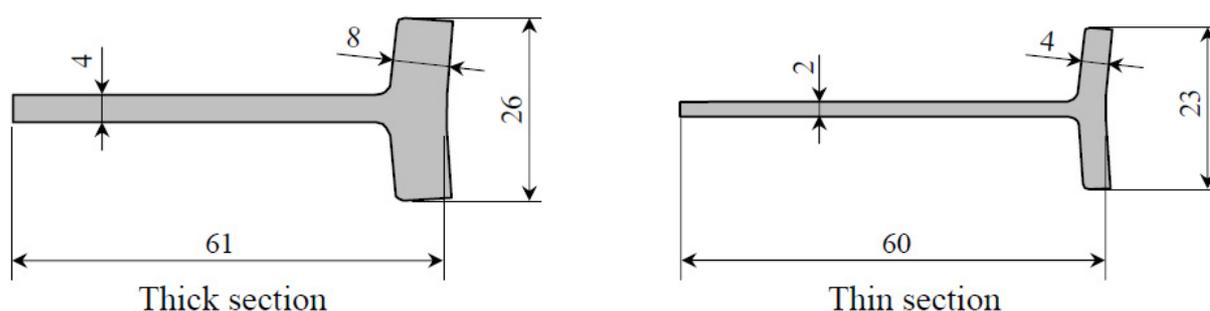


Fig. 3-2 Inlet sections of the rolling experiments

また、実験では圧延材の左右曲がりを抑制するために、**Fig. 3-3** に示す垂直なガイドを圧延材の左右に設けた。圧延機の入側と出側の両方に合計 2 組のガイドを設置して圧延実験を行った。なお、実際のユニバーサル圧延機にも入出側にこのような左右垂直ガイドが設置されており、本実験は実機設備を模擬した実験条件で実施したことになる。

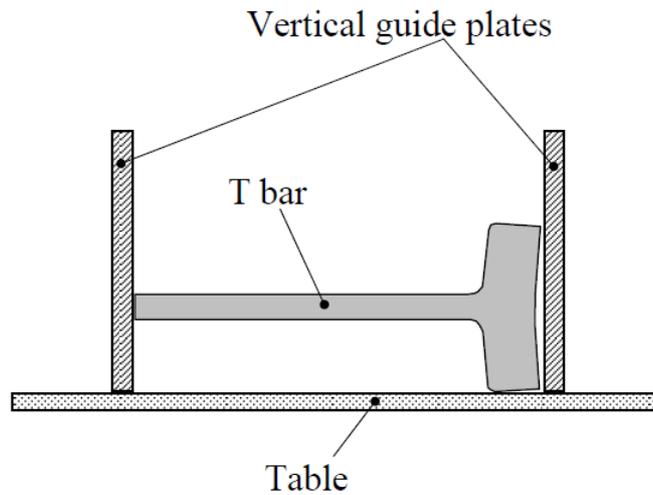


Fig. 3-3 Layout of vertical guide plates

3.3.2 圧延条件が左右曲がりに及ぼす影響

左右曲がりには **Fig. 3-4** に示すウェブ側曲がりとフランジ側曲がりの 2 つのタイプに分類される。目標ウェブ圧下率が 15% の 3 本の圧延材について、圧延後の鉛 T 形材の上面からの外観を、**Fig. 3-5** に示す。下の圧延材ほどフランジ圧下率が大きい条件で圧延したサンプルであり、左側が圧延の先端になっている。圧延材先端の曲がりからわかるように、ウェブ圧下率 r_w がフランジ圧下率 r_f よりも大きい場合には、フランジ側への曲がりが発生した。一方、圧下率が逆の関係の場合には、ウェブ側への曲がりが発生するが多かった。ただし、左右曲がりには圧延材の先端のみで観察され、**Fig. 3-3** の垂直ガイドに接触した後は真っ直ぐな状態で圧延された。**Figure 3-5** の先端曲がりの状態から判断すると、フランジ圧下率がウェブ圧下率よりも 3% 程度大きい条件で、圧延材がほとんど真っ直ぐな状態で圧延できると考えられる。

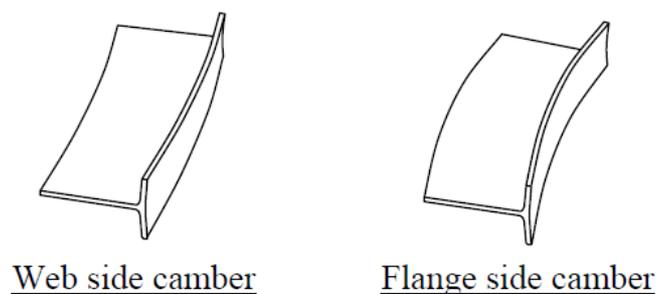


Fig. 3-4 Types of side cambers in T-bar universal rolling

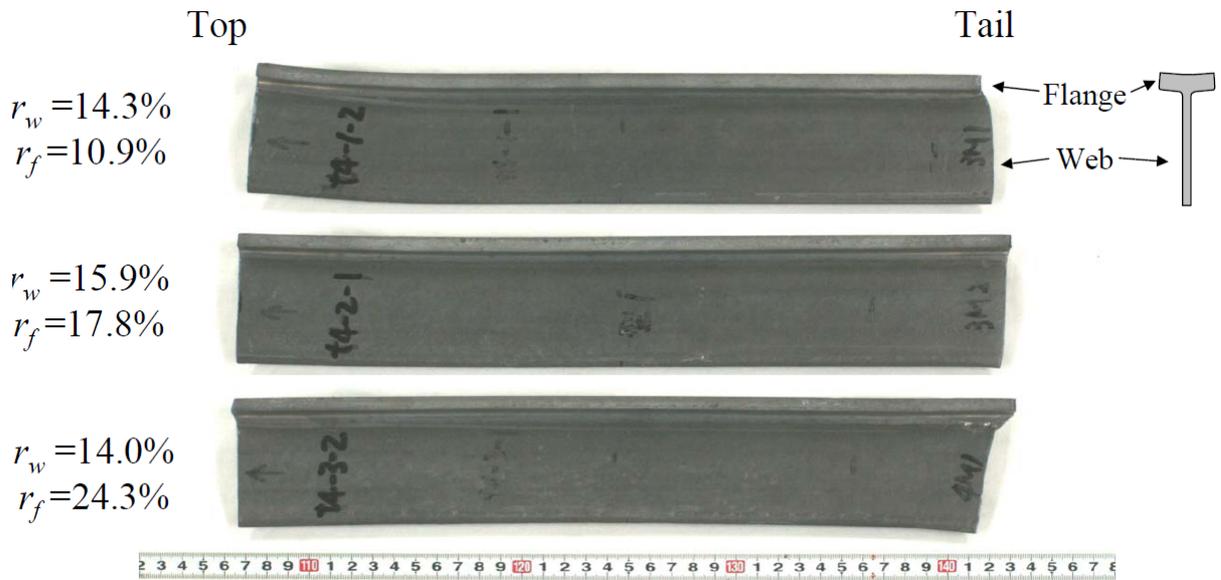


Fig. 3-5 Appearance of rolled T-bar samples

実験ではすべての条件において、大きな問題なしに圧延を実施することができたが、薄手断面の場合には、ウェブ圧下率がフランジ圧下率よりも大きな条件で圧延すると、ウェブ先端に波打ちが発生した。ウェブ先端波打ちの発生状況を **Fig. 3-6** に示す。なお、同じ($r_f - r_w$)の条件で比べると、圧下率が高い条件の方が、ウェブ先端の波打ちが発生しやすい傾向が見られた。

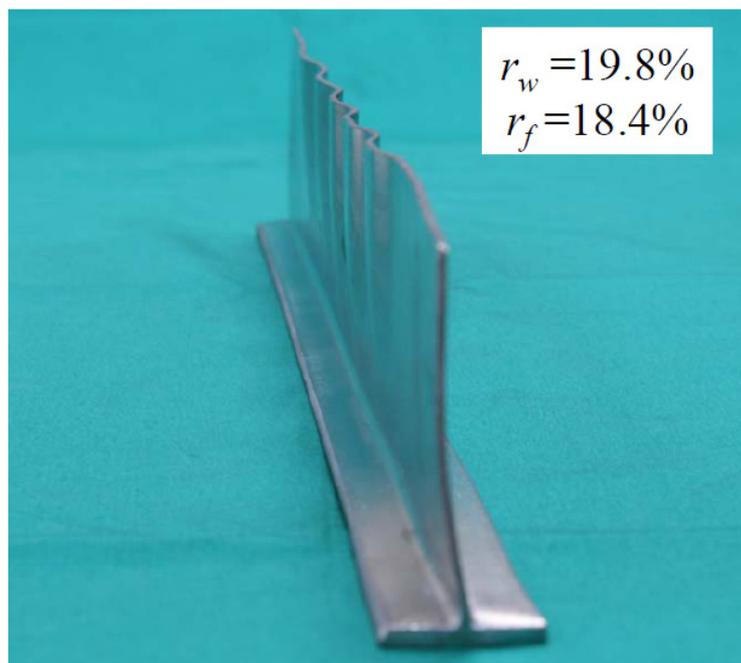


Fig. 3-6 Web buckling of T-bar (thin section)

ウェブ先端の波打ちは、圧延での曲がりフランジ側となる圧延条件で発生した。**Figure 3-7** に示すように、フランジ側への曲がり垂直ガイドで防止することにより、ウェブ先端に圧縮応力が作用したため、剛性が小さい薄手断面で波打ちが発生したものと考えられる。

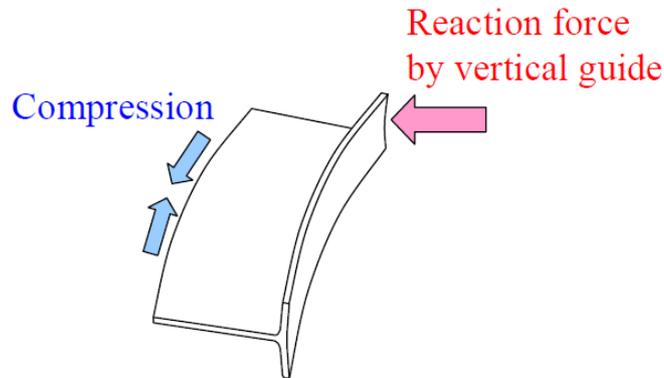


Fig. 3-7 Mechanism of web buckling

一方、曲がりウェブ側の場合には、ウェブ先端の波打ちは、観察されなかった。ウェブ波打ちを除けば、圧延された T 形材の形状は良好であり、また上下の反りは小さく無視できる程度であった。

以上の実験の結果から、T 形材のユニバーサル圧延において、左右の曲がりウェブとフランジの圧下率を適切に調整することによって抑制できることが検証された。また、左右垂直ガイドを用いることによって、薄手断面のフランジ側曲がりを除けば、曲がりを矯正しながら定常部を圧延できることがわかった。結論として、**Fig. 3-1** に示す T 形鋼ユニバーサル圧延が実現可能であることが、この実験によって初めて明らかになった。

3.3.3 幅広がり変形

H 形鋼のユニバーサル圧延では、フランジ幅広がり特性が詳細に調査されており、ウェブとフランジの板厚ひずみの差がフランジ幅広がり大きな影響を及ぼすことが明らかになっている。そこで、T 形材のユニバーサル圧延においても、同様の変形特性が存在するのではないかと予想した。

第 2 章で述べたとおり、H 形鋼ユニバーサル圧延におけるフランジ幅広がり挙動は、以下の式で表される。

$$\ln(B_1 / B_0) = \alpha \cdot (\lambda_f - \lambda_w) + \beta \quad (3-1)$$

ここで、 B_0 と B_1 はそれぞれ圧延前と後のフランジ幅である。 λ_w と λ_f はそれぞれウェブとフランジの板厚ひずみであり、次の式で算出される。

$$\lambda_w = \ln(tw_0 / tw_1) \quad (3-2)$$

$$\lambda_f = \ln(tf_0 / tf_1) \quad (3-3)$$

ここで、 tw はウェブ厚、 tf はフランジ厚である。また、添字の 0 は圧延前、1 は圧延後を示す。また、式(3-1)において、 α と β は H 形鋼の断面寸法と圧延機の仕様によって定まる定数である。ウェブとフランジの板厚ひずみの差である $(\lambda_f - \lambda_w)$ は、ウェブとフランジの相互作用を表すパラメータであり、圧下バランスと呼ばれている。

H 形鋼ユニバーサル圧延では、フランジの先端が自由表面であるため、フランジ幅広がり圧延変形の最も重要なパラメータであった。一方、T 形材のユニバーサル圧延では、ウェブの先端も自由表面となるため、フランジ幅 B とウェブ内法 LH の両方の幅広がり調査することとした。ウェブの幅広がりもフランジ幅広がりと同様に、圧延前後のウェブ内法寸法から $\ln(LH_1/LH_0)$ を計算することによって評価した。

なお、Table 3-2 に示す圧下率は目標値であり、実際の圧下率は目標値と異なる値となる可能性がある。そこで、圧延前後の各部寸法を圧延材の長さ中央で実測し、これらの値から板厚ひずみや幅広がりパラメータを計算した。

実験から求めた圧下バランスと幅広がりパラメータの関係として、厚手断面の結果を Fig. 3-8、薄手断面の結果を Fig. 3-9 に示す。どちらの入側断面の場合でも、フランジおよびウェブの幅広がりパラメータと圧下バランスの間には、線形の関係が認められる。H 形鋼のユニバーサル圧延と同様に、大きな圧下バランスでは大きなフランジ幅広がりが生じた。

一方、ウェブ内法の幅広がりには、フランジ幅と逆の傾向を示した。これは、圧下バランスが大きいほどウェブに大きな張力が作用したため、幅広がり小さくなるものと考えられ、フランジ幅広がりと同じメカニズムで説明できる結果である。また、回帰直線の傾きが比較的小さいが、ウェブ高さがフランジ幅の 2 倍以上の寸法であるため、圧下バランスの影響が相対的に小さくなったものと理解される。以上の結果より、T 形材のユニバーサル圧延においても、幅広がり変形を式(3-1)の形で表すことができることが明らかになった。

断面寸法の影響については、厚手断面のフランジ幅広がり薄手断面よりもやや大きい傾向が見られるものの、その差は小さい。また、ウェブ圧下率 15% と 21% の影響は明瞭でないことから、圧下率の大きさはあまり影響しないものと考えられる。

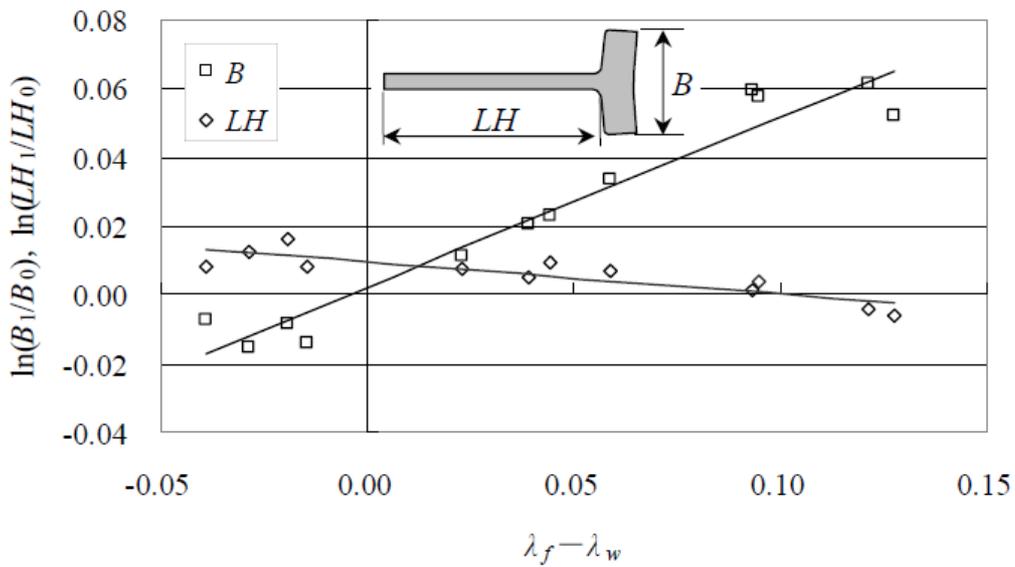


Fig. 3-8 Influence of reduction balance on flange and web spread (experiment, thick section)

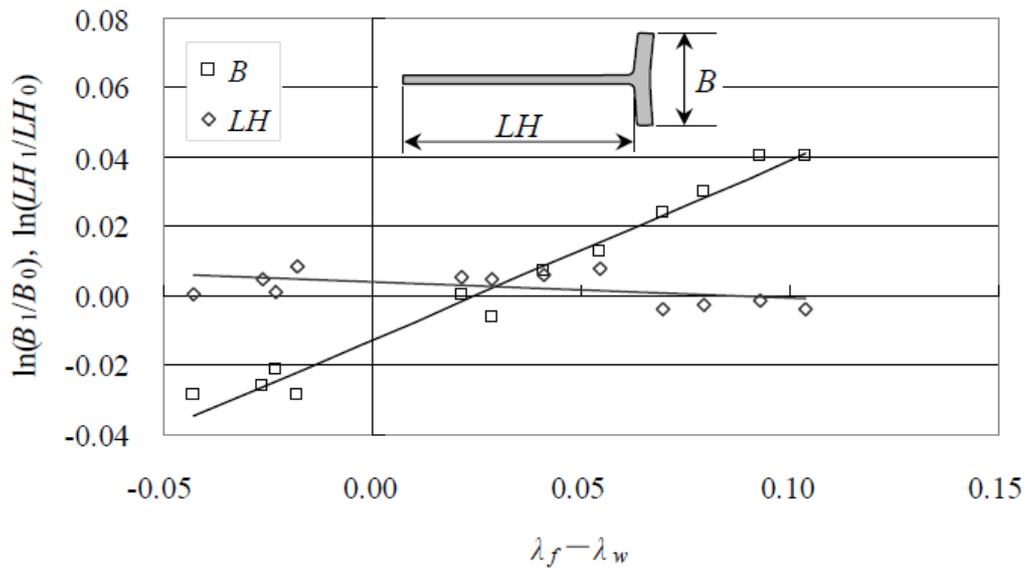


Fig. 3-9 Influence of reduction balance on flange and web spread (experiment, thin section)

以上のように、本実験によって、この T 形鋼ユニバーサル圧延法が実現可能であることが明確に示され、また H 形鋼ユニバーサル圧延の幅広がりモデル式が T 形鋼ユニバーサル圧延にも適用できることが初めて証明された。しかし、実験結果にはある程度のばらつきが見られ、これにより圧下バランスと幅広が

り変形の関係がやや不明瞭になっている。そこで、より詳細に変形挙動を調査する目的で、圧延実験と同じ条件の有限要素解析を実施することにした。

3.4 T形鋼ユニバーサル圧延の有限要素解析

3.4.1 解析モデル

T形鋼ユニバーサル圧延の解析には、第2章のH形鋼ユニバーサル圧延解析と同様に、CORMILL System[37,145,146]を用いた定常圧延解析で実施した。T形鋼の断面の対称性から、上下対称な1/2モデルで解析を行った。ロールは剛体とし、水平ロールが駆動、堅ロールは非駆動とした。

有限要素解析では、モデル圧延実験に対応する実物寸法を適用した。T形鋼の製品寸法としてウェブ高さ300mm、フランジ幅125mmを想定し、厚さの異なる2種類の断面で解析モデルを作成した。ロールと圧延材の寸法やその他の解析条件をTable 3-3に示す。

Table 3-3 Numerical conditions

Condition of inlet section		Thick section	Thin section
Product size of T-bar		300 × 125	
Inlet material size (mm)	Web height, H	330	310
	Flange width, B	136	126
	Web thickness, tw_0	20	10
	Flange thickness, tf_0	40	20
Roll diameter (mm)	Horizontal roll	900	
	Vertical roll	700	
Horizontal roll rotation speed		10 radian/sec	
Flange inclination angle		6 deg.	
Target thickness reduction	Web, r_w	$r_w = 15\%$, $r_f = 12, 15, 18, 21, 24\%$	
	Flange, r_f	$r_w = 21\%$, $r_f = 18, 21, 24, 27, 30\%$	
Friction coefficient		0.3	

解析モデルの要素分割は、第2章のH形鋼の解析条件を参考にして、板厚方向に6分割、板幅方向に30分割とした。厚手断面における断面内要素分割の状況をFig. 3-10に示す。圧延方向の要素分割数もH形鋼と同様に28とした。定常解析の境界条件は、従来の研究[37]や第2章のH形鋼の場合と同様に、入側と出側の境界断面において断面内の圧延方向速度が均一と仮定した。この境界条件によって、圧延されるT形鋼の左右曲がり拘束されるため、モデル圧延

実験で左右に垂直ガイドを設けた場合の定常部の状況に対応した条件で、解析を実施したことになる。



Fig. 3-10 Elements in the section (thick section)

3.4.2 解析条件

鉛を用いた T 形材ユニバーサル圧延のモデル実験では、ウェブとフランジの板厚圧下率の組合せを 6 条件とした。これに対して有限要素解析では、合計 10 条件を実施することにした。Table 3-3 に示すように、実験と同じくウェブ圧下率を 15%と 21%の 2 条件とした。フランジ圧下率はそれぞれのウェブ圧下率に対して 5 条件ずつを設定して解析を行った。

熱間鋼の変形抵抗式は、第 2 章と同様に美坂の式[147]に修正を加えた以下の式を用いた。

$$kf = 113.2 \cdot (0.02 + \varepsilon)^{0.21} \cdot \dot{\varepsilon}^{0.13} \quad (3-4)$$

ここで、 kf は変形抵抗(MPa)、 ε はひずみ、 $\dot{\varepsilon}$ はひずみ速度である。圧延材の温度は全体で均一な 1000°Cを仮定し、炭素量は 0.15%とした。

ロールと材料の摩擦はクーロン則を適用し、すべての解析で摩擦係数は 0.3 とした。

3.4.3 解析結果

Table 3-3 に示す全条件で有限要素解析が問題なく実行できた。Table 3-3 の目標圧下率はロールギャップ設定値を示しており、解析された圧延後の板厚はこの値と異なる可能性がある。そこで、解析結果(FEA)を実験結果(EXP)と比較するにあたり、最下流の断面の寸法を用いて圧下バランス等を計算した。

圧下バランスと幅広がりパラメータの関係を Fig. 3-11 と Fig. 3-12 に示す。どちらの断面も、Fig. 3-8 と Fig. 3-9 に示す実験結果と同様の変化傾向であり、またデータのばらつき範囲が実験結果よりも小さいことがわかる。以上のことから、圧下バランスと幅広がりパラメータの線形関係が有限要素解析でより明確に確認できた。また、厚手断面と薄手断面の違いは小さく、さらにウェブ圧下率の影響も小さいことがわかる。

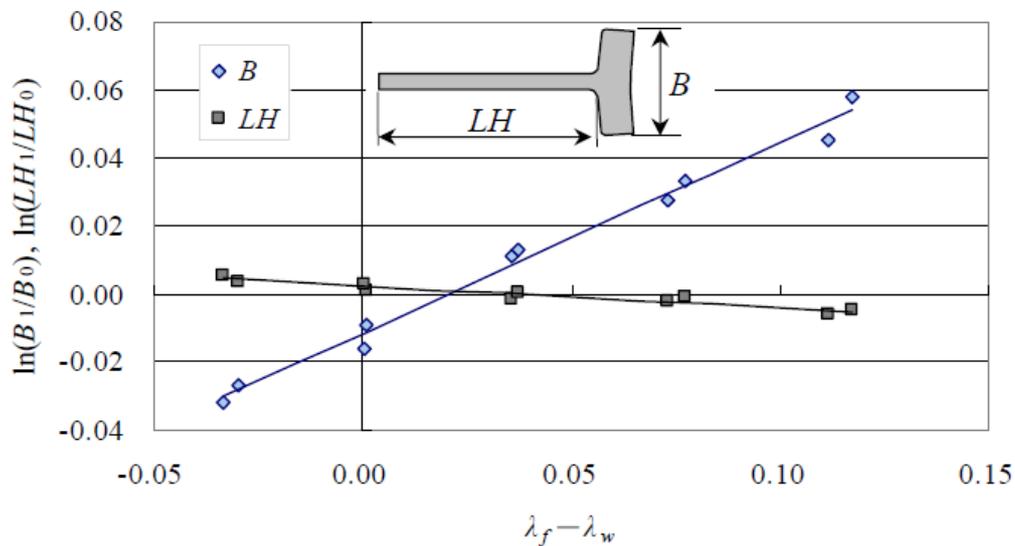


Fig. 3-11 Influence of reduction balance on flange and web spread (FE analysis, thick section)

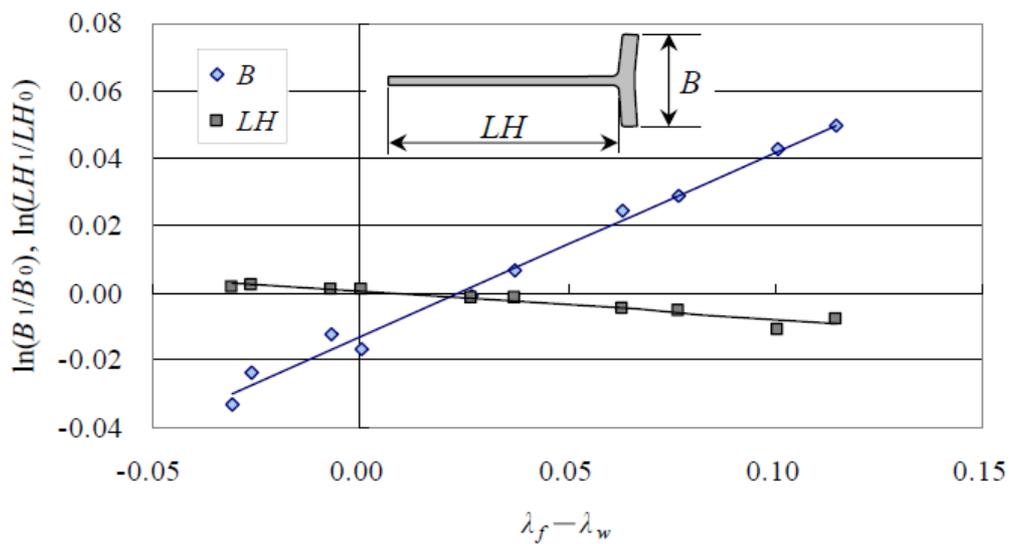


Fig. 3-12 Influence of reduction balance on flange and web spread (FE analysis, thin section)

厚手断面におけるフランジ幅広がり解析結果と実験結果の比較を Fig. 3-13 に、ウェブ内法の比較を Fig. 3-14 に示す。解析結果と実験結果は回帰直線の傾きがほぼ同じであり、切片は実験が解析よりも 0.01 ほど大きな値となった。この切片の違いは先端の自由表面の形状によるものと考えられる。実験に用いた

純鉛 T 形材のフランジ先端は、若干のバルジングがあったが、解析ではフランジ先端を直線としていた。フランジ先端形状が幅広がり量に及ぼす影響をフランジ先端に膨らみを設けた断面の有限要素解析で確認した結果、膨らみがある方が回帰直線の切片が大きくなることがわかった。このような圧延前の断面形状の影響を除けば、解析結果は実験結果と良く一致している。

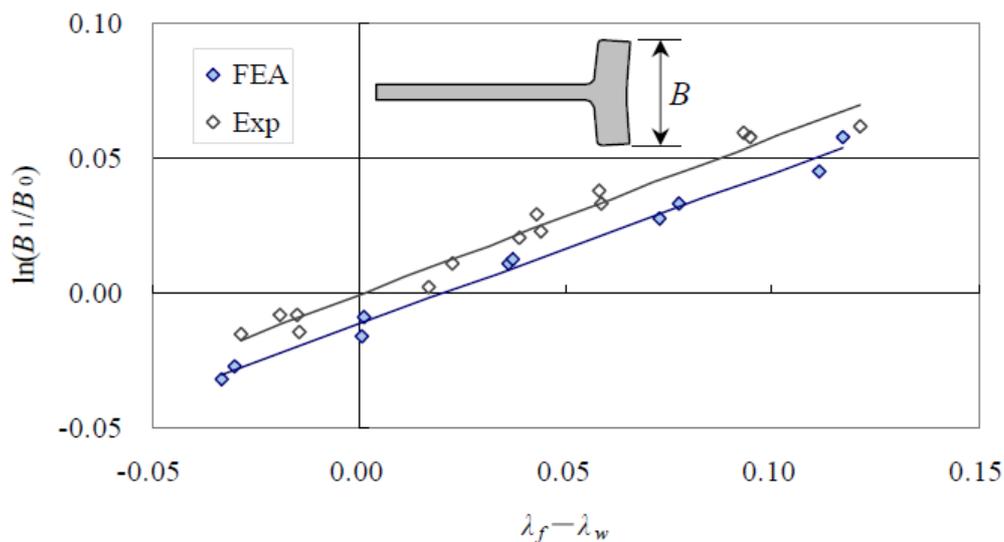


Fig. 3-13 Comparison of flange spread behavior between FE analysis and experiment (thick section)

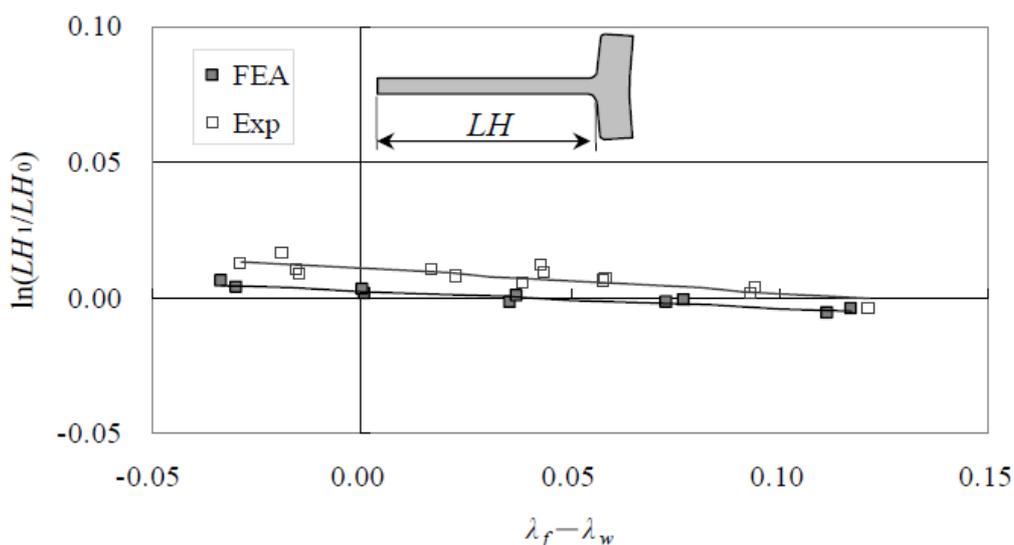


Fig. 3-14 Comparison of web spread behavior between FE analysis and experiment (thick section)

薄手断面のフランジ幅広がりについて解析結果と実験結果の比較を **Fig. 3-15** に、ウェブ内法の広がりについて比較した結果を **Fig. 3-16** に示す。どちらのパラメータも解析結果と実験結果が非常によく一致した。

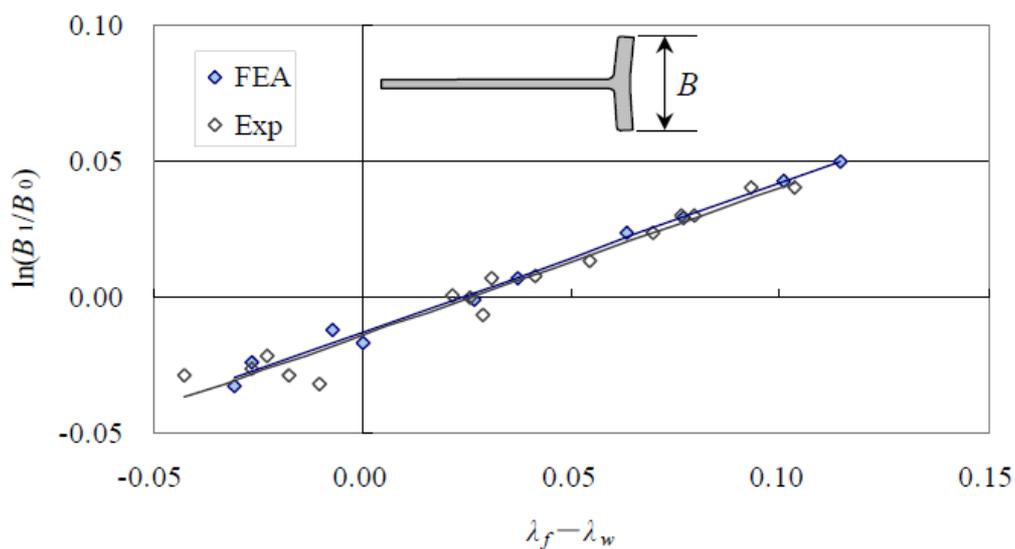


Fig. 3-15 Comparison of flange spread behavior between FE analysis and experiment (thin section)

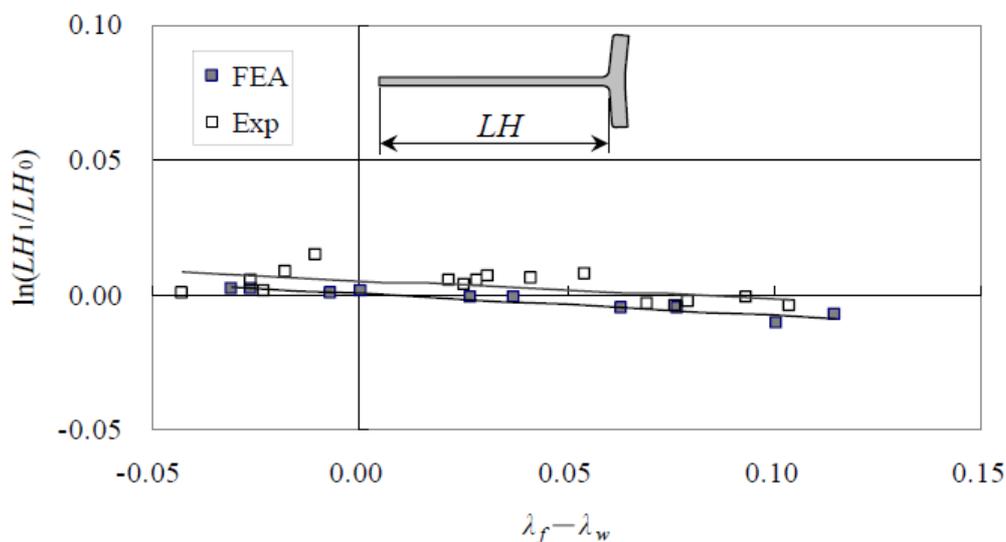


Fig. 3-16 Comparison of web spread behavior between FE analysis and experiment (thin section)

解析結果と実験結果の比較より、本研究の有限要素解析の高い精度が立証された。また、フランジとウェブの幅広がりが式(3-1)に示すように圧下バランス

で予測できることも検証できた。このような簡単な式で圧延変形の予測ができることは、T形鋼のユニバーサル圧延条件の適正化のために非常に有益な知見である。

なお、今回の T 形材圧延の解析では、境界条件によって左右曲がり拘束されているが、曲がりの傾向は解析の出側断面における応力分布から推定することができる[37]。定常圧延解析モデルでは、解析される変形域は入出側断面の両方で変形しない領域に接続されている。そして、真っ直ぐな圧延という条件を満たすために、圧延方向に均一な速度分布という境界条件が入出側断面に付与される。このような境界条件は変形域と非変形域の接続面に曲げモーメントを必要とするので、左右曲がりの大きさを出側断面の曲げモーメントから予測することにした。算出された曲げモーメントがゼロとなる圧延条件が存在すれば、その時に圧延材の左右曲がりなくなるはずである。

厚手断面を対象に、解析結果の圧延方向応力を用いて、出側断面の曲げモーメントを計算した。ウェブの目標圧下率が 15%の条件について、T 形鋼全断面の曲げモーメントを計算した結果を Fig. 3-17 に示す。正の値がフランジ側への曲がりを表す。圧下バランスが 0.04 程度のときに曲げモーメントがゼロになることが、グラフから読み取れる。これは圧下率差に換算すると 3.3%となり、実験で観察された曲がりの状況によく一致する結果である。以上のように、解析結果からも左右曲がりの予測が可能であり、T 形鋼ユニバーサル圧延の適切な圧延条件を調査できることがわかった。

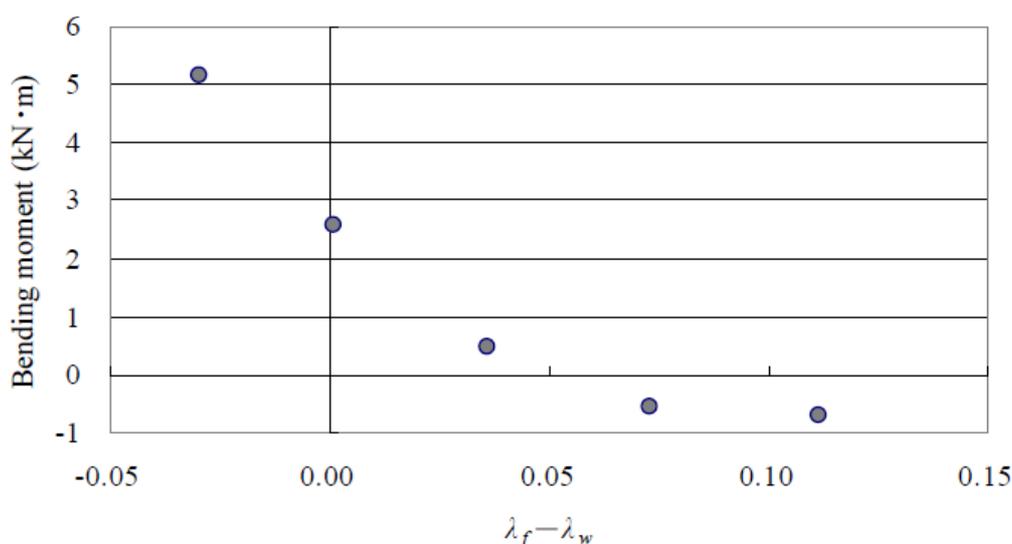


Fig. 3-17 Bending moments of T-bars at the exit sections (thick section, $r_w = 15\%$)

3.5 ユニバーサル圧延機とエッジャ圧延機を用いた T 形鋼製造プロセス

これまでの検討で、Fig. 3-1 に示す T 形鋼ユニバーサル圧延が実現可能との見込みが得られた。実際に T 形鋼をユニバーサル圧延で製造する場合には、Fig. 3-18 に示すように中間圧延工程でユニバーサル圧延機とエッジャ圧延機を近接配置した設備で、往復圧延を行うことを想定している。そこで、ユニバーサル圧延法で実際に T 形鋼を製造する可能性を検証するため、ユニバーサル圧延機とエッジャ圧延機を用いて、T 形断面素材から製品寸法まで多パス圧延するラボ実験を実施した。

3.5.1 実験方法

実験に使用したユニバーサル圧延機とエッジャ圧延機のロール配置と形状は Fig. 3-18 に示す模式図と同様である。ユニバーサル圧延機には、一般的な H 形鋼圧延に使用する形状のロールを組み込んだ。水平ロールの直径は 180mm、堅ロールの直径は 140mm とした。また、水平ロール側面と堅ロール外周には 6° の傾斜を付与した。エッジャ圧延ロールは T 形鋼の形状に合わせて、片側だけにフランジ圧下部を有する孔型とした。上下ロールの外周の直径は 180mm であった。また、フランジ先端を圧下する部分のロール外周に対する深さは 11mm とした。

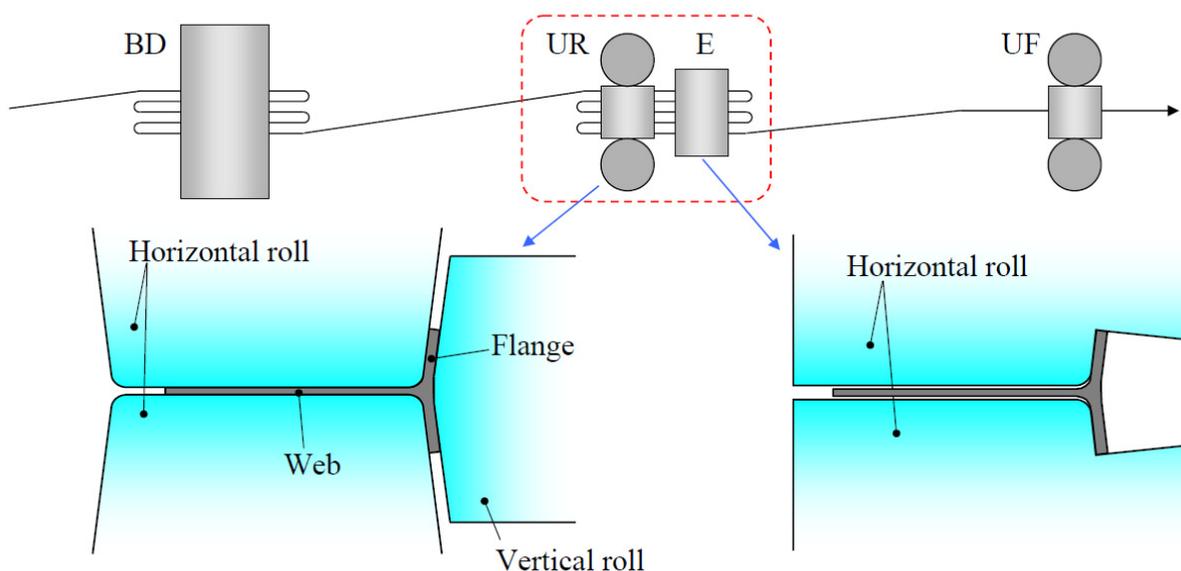


Fig. 3-18 T-bar production with universal and edger mills

また、ユニバーサル圧延機とエッジャ圧延機の圧延ロール入出側には、圧延材を誘導するために圧延材のウェブとフランジ内面に沿った形状の上下ガイドを設けた。

実験のモデル材料には純鉛(99.99%)を使用し、T形断面の素材をユニバーサル圧延機とエッジャ圧延機で目標とする T 形材の寸法まで圧延した。素材と最終目標の断面形状を **Fig. 3-19** に示す。素材の寸法は、ウェブ高さ約 67mm、フランジ幅約 30mm、ウェブ厚約 8mm、フランジ厚約 16mm であった。圧延終了後の目標寸法はウェブ厚 2mm、フランジ厚 3mm、フランジ幅 25mm とした。

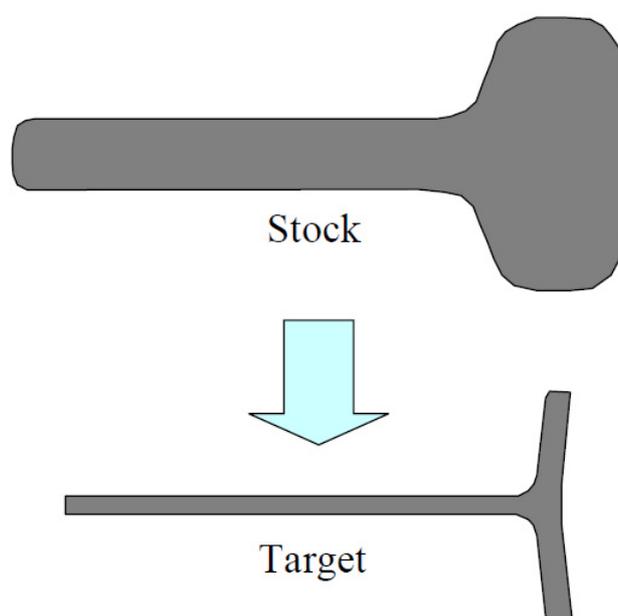


Fig. 3-19 Sections of stock and final target

実験のパススケジュールを **Table 3-4** に示す。ユニバーサル圧延 2 パスごとに 1 パスのエッジャ圧延を行い、合計してユニバーサル圧延 11 パス、エッジャ圧延 5 パスで目標寸法まで圧延することとした。

ユニバーサル圧延のパススケジュールは、フランジ圧下率をウェブ圧下率よりも数%高く設定することにより、圧延材の左右曲がり小さくすることが可能とのこれまでの知見に基づいて設定した。エッジャ圧延はウェブを圧延することがないように、入側ウェブ厚に 0.2mm を加えたロール開度に設定した。

Table 3-4 Draft schedule of T-bar rolling experiment

Pass No.	Thickness /mm		Flange width /mm
	Web	Flange	
U-1	7.4	14.4	
E-1			29.6
U-2	6.5	12.4	
U-3	5.7	10.5	
E-2			27.9
U-4	5.0	9.1	
U-5	4.4	7.7	
E-3			26.6
U-6	3.9	6.6	
U-7	3.4	5.6	
E-4			25.6
U-8	3.0	4.8	
U-9	2.6	4.1	
E-5			24.8
U-10	2.3	3.5	
U-11	2.0	3.0	

圧延実験では、圧延材の曲がり発生状況によって Table 3-4 のパススケジュールを修正して実験を行った。特に、初期のユニバーサル圧延ではフランジ側への曲がりが大きかったため、フランジ圧下率を大きくする調整を実施した。

エッジ圧延はフランジのみが圧下されるため、フランジの延伸によってすべてのパスでウェブ側への曲がりが発生した。ただし、圧延機の前後に設置したガイドによってウェブ側への曲がりが抑えられたため、続くユニバーサル圧延に支障はなかった。最終的に、Table 3-4 で予定したすべてのパスの圧延を完了することができた。

3.5.2 実験結果

各パスのフランジ幅の推移を Fig. 3-20 に、ウェブ高さの推移を Fig. 3-21 に示す。フランジ幅はユニバーサル圧延の幅広がりが増加し、エッジで幅圧下されて減少という変化を示した。板厚が薄くなる後半のパスほどユニバーサル圧延の幅広がりが小さく、フランジ幅変動が少なくなった。ウェブ高さはユニ

バーサル圧延でのフランジ厚の圧下に伴って減少し、エッジヤ圧延ではフランジ幅圧下によってフランジが増厚するため、やや増加する推移を示した。

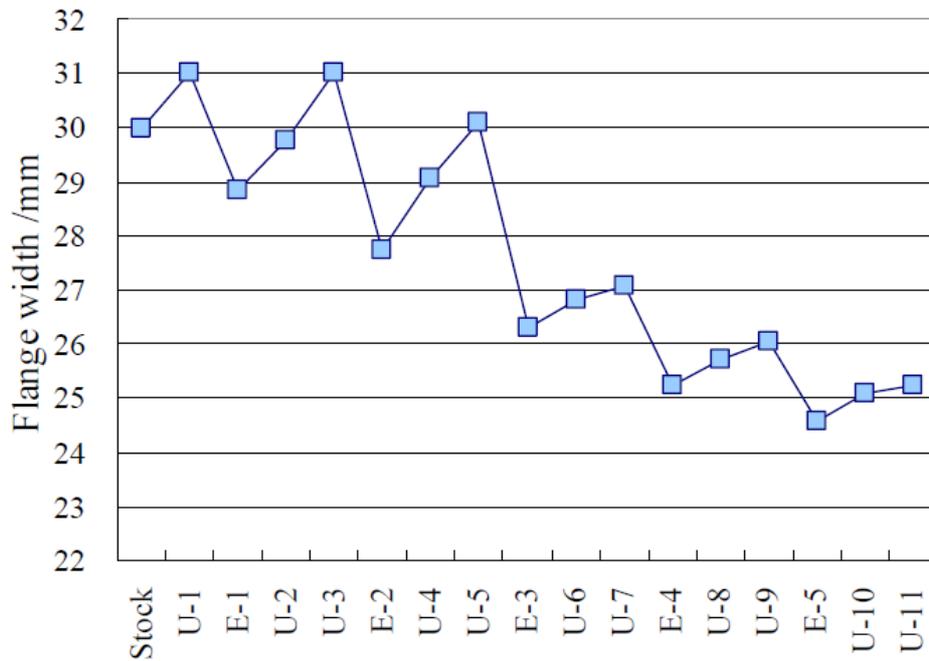


Fig. 3-20 Flange width history

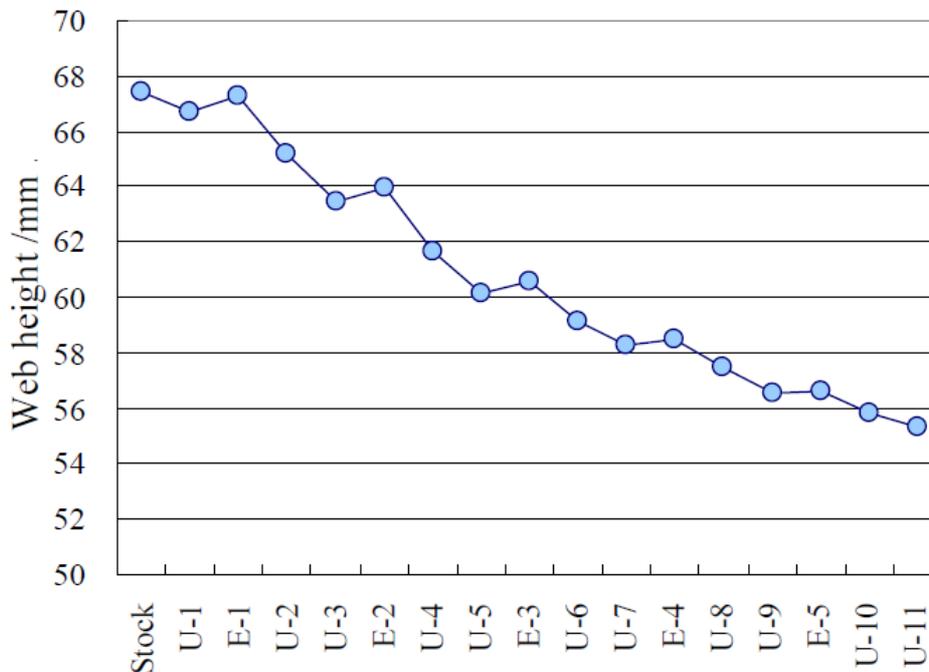


Fig. 3-21 Web height history

U-11 パス終了後の圧延材断面形状を **Fig. 3-22** に示す。ウェブ厚、フランジ厚、フランジ幅とも目標通りの寸法に圧延できた。また、U-11 後の定常部ウェブ高さは約 **55mm** であった。ただし、先尾端のウェブ高さは定常部よりも大きくなった。この T 形材を **Fig. 3-23** に示す仕上ユニバーサル圧延機であと 1 パス圧延することにより、外側に傾斜したフランジを直線化し、T 形断面の形鋼が製造できると考えられる。以上の結果から、本実験で想定したユニバーサル圧延機とエッジャ圧延機を用いた T 形鋼製造プロセスを用いて、実際に T 形鋼が製造できることが明らかになった。



Fig. 3-22 Final section of rolled T-bar

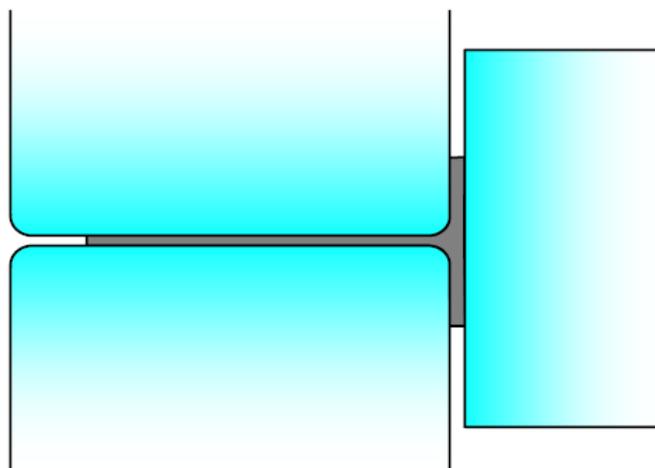


Fig. 3-23 Universal finisher mill

3.6 結言

一般的なユニバーサル圧延機を用いた新しい T 形鋼の圧延法を、モデル実験と有限要素解析によって検討し、さらに、上下対称かつ左右非対称な T 形鋼のユニバーサル圧延の変形特性を調査した。得られた結果を以下に示す。

- ・ 実験結果より、本圧延法でウェブ高さがフランジ幅の 2 倍以上の寸法の、造船用途に適した T 形鋼を、左右曲がり防止しつつ圧延できることが明らかになった。
- ・ T 形鋼ユニバーサル圧延のフランジとウェブの幅広がり挙動を詳細に調査し、圧下バランスと幅広がりパラメータの間に線形関係が存在することを明らかにした。この線形関係により、フランジとウェブの幅広がり予測が可能なモデル式を提案した。
- ・ 有限要素解析による圧延変形はラボ実験結果とほぼ一致した。有限要素法を用いて T 形鋼の圧延変形を詳細に調査できることを立証した。
- ・ ユニバーサル圧延法による T 形鋼製造の可能性を検証するため、鉛をモデル材料として、ユニバーサル圧延機とエッジャ圧延機による多パス圧延によって T 形鋼を素材から製品寸法まで圧延するラボ実験を行った。その結果、この圧延法によって目標断面寸法の T 形材を圧延することが可能であることを明らかにした。
- ・ T 形鋼の多パス圧延中に、フランジ幅はユニバーサル圧延で増加しエッジャ圧延で減少する推移を示し、ウェブ高さはユニバーサル圧延のフランジ厚圧下で減少し、エッジャ圧延ではフランジが幅圧下されることによる増厚でやや増加することがわかった。

第4章 溝形鋼ユニバーサル圧延の変形特性

4.1 緒言

溝形鋼は様々な用途に広く用いられる一般的な形鋼である。溝形鋼は、2Hi 圧延機を用いた熱間の孔型圧延で製造されることが多い。用途に応じて、様々な断面寸法の溝形鋼が製造されており、溝形鋼を圧延するための孔型として、多くの例が公表されている[9,11,20-22]。

さて、H 形鋼のユニバーサル圧延が実現した後に、ユニバーサル圧延の溝形鋼圧延への適用が検討された。これまでに、様々なレイアウトの工場を対象に検討が行われ、多くの事例が報告されている[69-78,156-158]。

溝形鋼のユニバーサル圧延には、生産性と製品品質の両面で多くのメリットがある。まず、表面が平滑な溝形鋼を製造することができる[72,75,76]。孔型圧延で製造された溝形鋼は、フランジの外表面と孔型側壁のすべりが大きいため、表面が荒くなりやすい。一方、ユニバーサル圧延機の縦ロールは溝形鋼の圧延と同じ方向に回転するため、ユニバーサル圧延法で製造された溝形鋼は、フランジ外表面が滑らかである。

次に、ユニバーサル圧延法はロールの摩耗が小さいという特徴がある[72]。圧延材とロールの移動方向が一致しているため、両者の相対すべりが小さいためである。さらに、ユニバーサル圧延法には、縦ロールが摩耗しても、ロール位置の調整によって摩耗量を容易に補正することができるという利点もある。また、ロール摩耗が小さいのと同じ理由によって、圧延動力が孔型圧延よりも小さくなることが報告されている。

さらに、平行フランジ溝形鋼 (PFC) と呼ばれるフランジ厚が均一で厚みテーパーのない製品の製造が可能である[77,78,158]。

このような多くのメリットにも関わらず、実際にはユニバーサル圧延法の形鋼工場への適用はあまり進んでいないように思われる。溝形鋼のユニバーサル圧延では、まるで新たに2つのフランジが生じるような、フランジ外表面コーナー部での突起の発生が観察される[72,76]。このような突起生成を防止することは、寸法精度の良好な溝形鋼を圧延するために非常に重要であるが、溝形鋼ユニバーサル圧延の変形特性はあまり詳しく調査されていない。特に、圧延条件がフランジ変形に及ぼす影響については、報告が見られないのが現状である。

第2章と第3章において、H 形鋼と T 形鋼のユニバーサル圧延条件が変形挙動に及ぼす影響を調査し、ウェブとフランジの圧下率が、ユニバーサル圧延変形の重要な影響因子であることを明らかにした。溝形鋼においても、同様に圧延条件が変形に及ぼす影響の系統的な調査が必要と考えられる。

そこで、本章では、溝形鋼ユニバーサル圧延の基礎的な変形挙動について調

査した結果を述べる。まず、ラボ圧延実験による変形挙動調査を行い、続いて非定常有限要素解析によって外面コーナー部の突起発生メカニズムを調査した。さらに、ウェブとフランジの圧下率が圧延変形に及ぼす影響を、定常有限要素解析の結果に基づいて検討した。最後に、突起の高さを小さくすることが可能な圧延条件について考察を行った。

4.2 溝形鋼ユニバーサル圧延のモデル実験

4.2.1 実験装置および実験方法

まず、基礎的な圧延変形挙動を調査する目的で、モデル圧延実験を実施した。溝形鋼ユニバーサル圧延の概要を **Fig. 4-1** に示す。溝形鋼用の実際のユニバーサル圧延において、ウェブ外面に接触する水平ロールの幅は、一般にウェブ内面側の水平ロールよりも広がっている[75,76]。これは、フランジ外面コーナー部に発生する突起を抑制するための工夫である。しかし、本研究では、コーナー部の突起をより明瞭に観察するため、実験用圧延機の水平ロールの幅は上下で同じ寸法とした。また、**Fig. 4-1** のロールは H 形鋼ユニバーサル圧延と同じ形状であることから、異なる製品で同じロールを共用するという利点が期待できる。

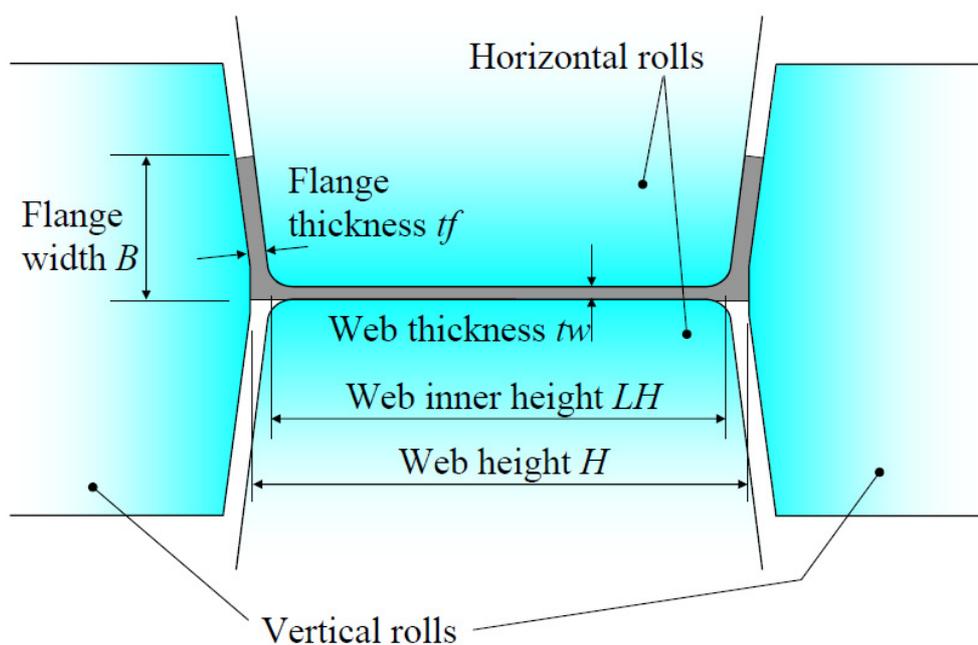


Fig. 4-1 Universal rolling of channel

実験は、純鉛をモデル材料として使用した。また、室温で実験を実施したため、圧延材の温度は均一であり、温度分布の影響がない条件であった。実験は実際の 1/5 のモデル寸法を仮定した。ユニバーサル圧延機の水平ロールは駆動、縦ロールは無駆動とした。圧延ロールと圧延材断面の寸法を **Table 4-1** と **Fig. 4-2** に示す。圧延材の長さは 300mm とした。実験で使用した各部寸法は、平行フランジ溝形鋼 PFC400×130（ウェブ高さ 400mm，フランジ幅 130mm）の中盤の圧延パスに近い値に設定した。

圧延実験において、圧延材が圧延機出側で上反りすることが予想された。そこで、**Fig. 4-3** に示すウェブガイドを圧延機の入出側に設置し、圧延された溝形鋼の上反りを防止した。

Table 4-1 Experimental conditions of laboratory universal mill

Roll diameter (mm)	Horizontal roll	180
	Vertical roll	140
Horizontal roll rotation speed		7rpm
Flange inclination angle		6 deg.

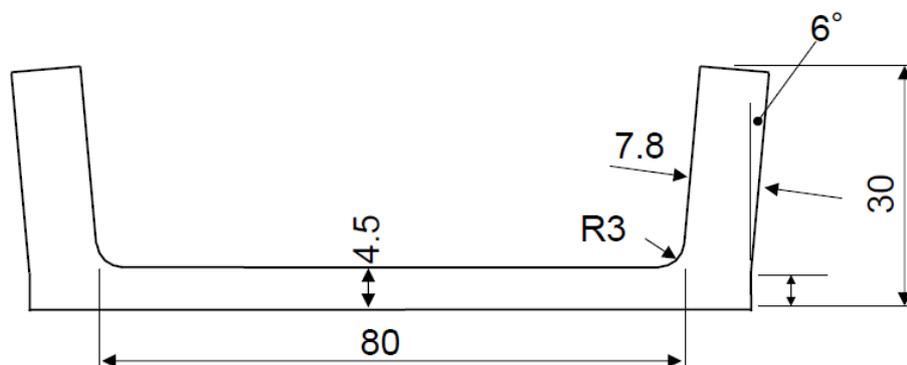


Fig. 4-2 Dimensions of inlet section for rolling experiment

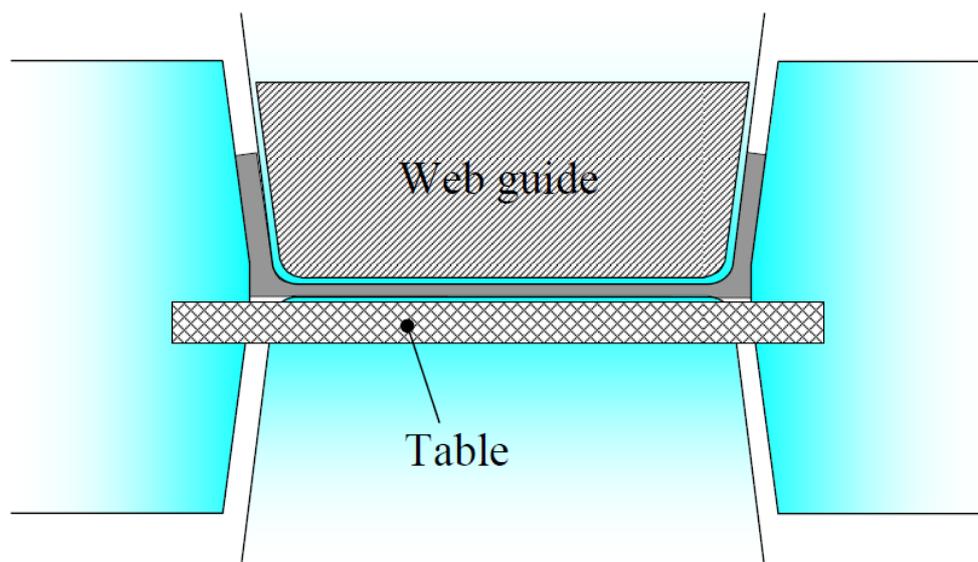


Fig. 4-3 Guide and table for rolling experiment

4.2.2 実験条件

圧延条件が溝形鋼の変形に及ぼす影響を調査するため、ウェブ圧下率 r_w とフランジ圧下率 r_f を変化させた複数の条件で実験を行った。目標とするウェブ圧下率 r_w は 15% とし、目標フランジ圧下率 r_f は 12%, 18%, 24% の 3 条件とした。その結果、目標とする圧下率差 ($r_f - r_w$) は -3%, 3%, 9% となった。

4.2.3 溝形鋼ユニバーサル圧延の変形モデル

H 形鋼と T 形鋼のユニバーサル圧延では、ウェブとフランジの板厚ひずみの差がフランジ幅がり変形に大きく影響していた。同様の関係が溝形鋼ユニバーサル圧延にも存在することが予想される。

H 形鋼や T 形鋼のユニバーサル圧延におけるフランジ幅がりモデルは、第 2 章および第 3 章で述べたとおり、以下の式で表される。

$$\ln(B_1 / B_0) = \alpha \cdot (\lambda_f - \lambda_w) + \beta \quad (4-1)$$

ここで、 B_0 と B_1 はそれぞれ圧延前と後のフランジ幅である。 λ_w と λ_f はそれぞれウェブとフランジの板厚ひずみであり、次の式で算出される。

$$\lambda_w = \ln(tw_0 / tw_1) \quad (4-2)$$

$$\lambda_f = \ln(tf_0 / tf_1) \quad (4-3)$$

ここで、 tw はウェブ厚、 tf はフランジ厚である。また、添字の 0 は圧延前、1

は圧延後を示す。また、式(4-1)において、 α と β は H 形鋼の断面寸法と圧延機の仕様によって定まる定数であり、ウェブとフランジの板厚ひずみの差($\lambda_f - \lambda_w$)は、圧下バランスである。

H 形鋼と異なり、溝形鋼のフランジはウェブの片側だけに位置している。2つの新しいフランジが発生するような独特の変形が報告されていることから、**Fig. 4-4**に示すフランジ外面コーナー部の突起 (Bulge) の発生を予想した。このような非対称なフランジの変形を定量的に調査するため、フランジ幅 B に加えてフランジ深さ d と突起高さ h を圧延前後で測定した。圧下バランスとこれらの部位の寸法との関係を調べ、式(4-1)に示す変形モデルの適用可能性を評価した。

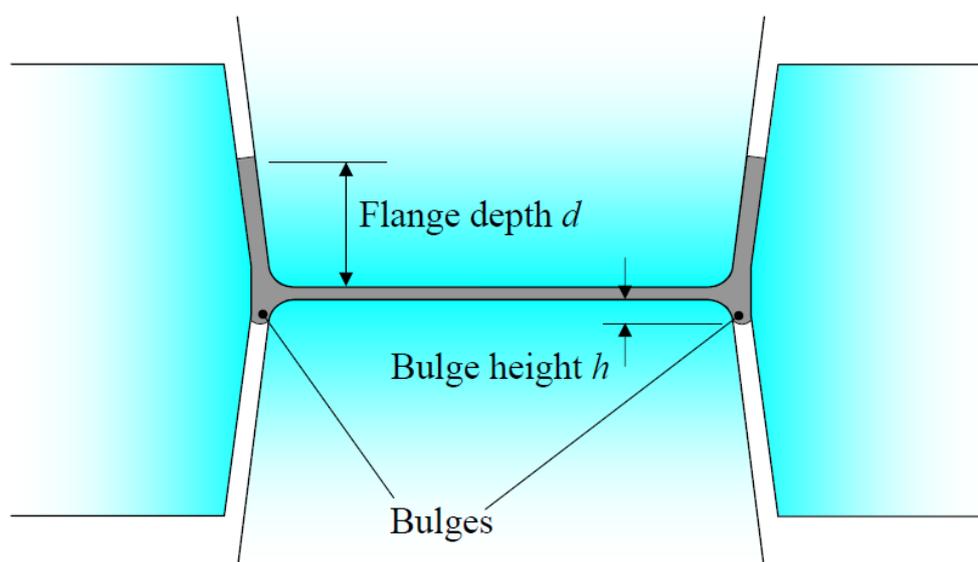


Fig. 4-4 Bulges at outside corners

4.2.4 実験結果

圧延実験はすべての条件で問題なく実施することができた。各目標圧下率に対し、3~4本の圧延を行い、合計11本の溝形材をラボユニバーサル圧延機で圧延した。すべての圧延材の先端に上反りが発生したが、ウェブガイドが反りを抑制した状態で尾端までの圧延が進行した。圧延された鉛材の外観の一例を **Fig. 4-5**に示す。

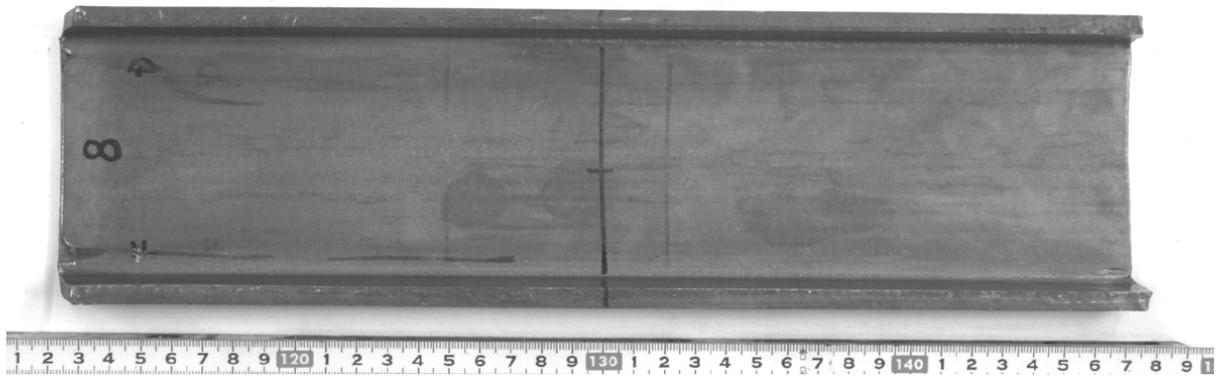


Fig. 4-5 Example of rolled pure lead specimen ($r_w=14.8\%$, $r_f=18.5\%$)

圧延前後の溝形材の各部寸法を圧延材の長さ中央で測定し、この測定値を用いて実績の圧下率や板厚ひずみ、フランジ変形の各パラメータを算出した。ウェブとフランジの実績圧下率を **Fig. 4-6** に示す。実績圧下率の範囲は、 r_w が $14.0\% \sim 17.5\%$ 、 r_f が $11.1\% \sim 24.0\%$ であった。これらの圧下率は3つの目標圧下率の条件と、 $-4.7\% \sim 9.6\%$ という広い($r_f - r_w$)の範囲をカバーできている。

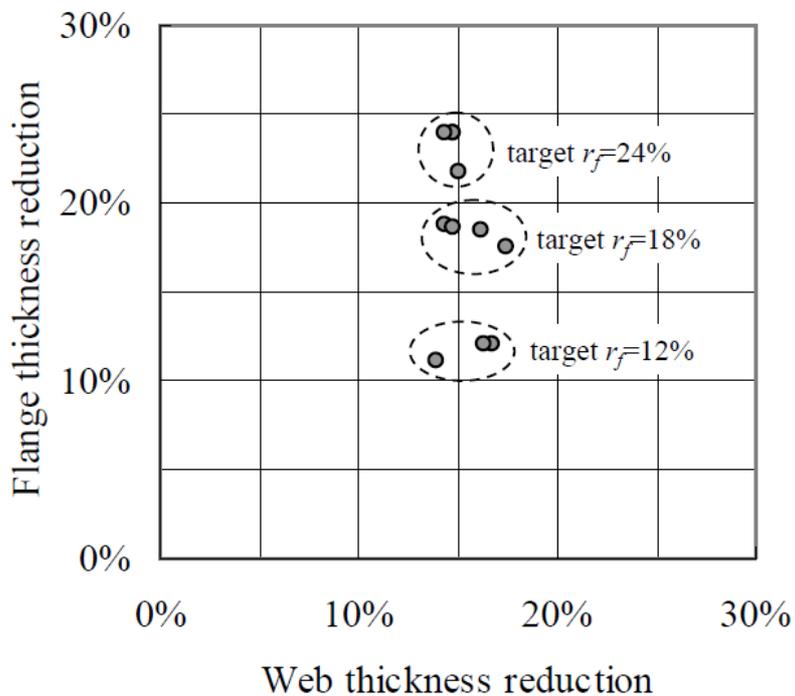


Fig. 4-6 Actual thickness reductions in experiment

圧延前と圧延後の鉛溝形材断面形状を **Fig. 4-7** に示す。この図から分かるように、ユニバーサル圧延でフランジ外面コーナー部に突起が発生しており、また突起はフランジ圧下率が大きな条件ほど大きくなっている。

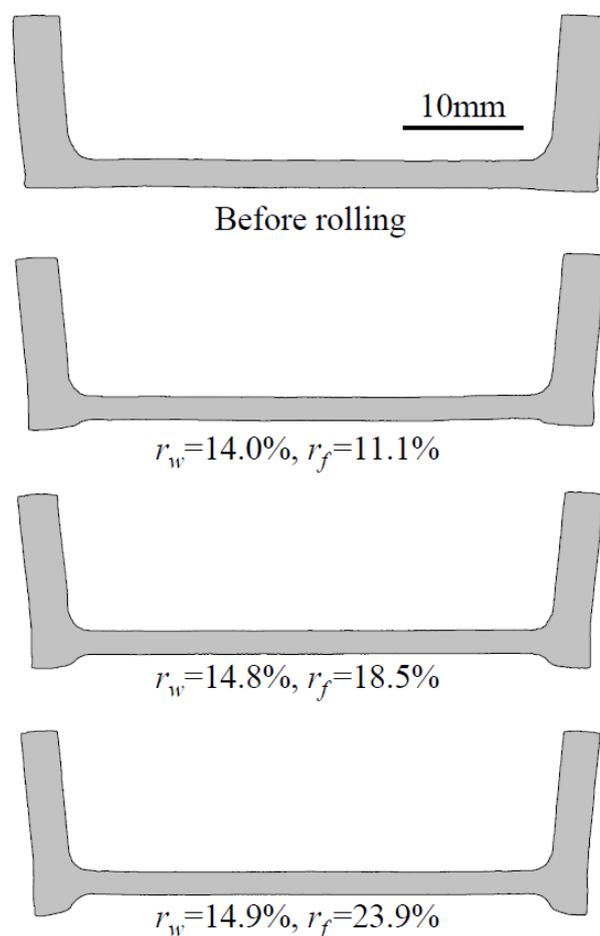


Fig. 4-7 Sections before and after rolling

圧下バランスとフランジ幅広がりパラメータ $\ln(B_1/B_0)$ の関係を **Fig. 4-8** に示す。両者の間には線形の関係が存在することが確認できる。したがって、溝形鋼ユニバーサル圧延でもフランジ幅広がりモデルとして式(4-1)が適用できることが明らかになった。

次に、上下非対称なフランジ変形を調査するため、フランジ深さの変化量 Δd と突起高さの変化量 Δh の調査を実施した。これらの値と圧下バランスの関係を **Fig. 4-9** に示す。

フランジ深さ変化量 Δd はユニバーサル圧延で減少した。圧下バランスによる影響は非常に小さくほぼ一定の値であるが、高圧下バランスほどわずかに減少しているように見える。一方、突起高さ変化量 Δh はユニバーサル圧延によって

増加し、圧下バランスに対する変化が線形になっている。この結果から、圧下バランスが Δd と Δh に及ぼす影響は、式(4-1)の右辺で表すことができることが明らかになった。回帰直線の傾き α と切片 β の値は、**Table 4-2**に示す通りである。

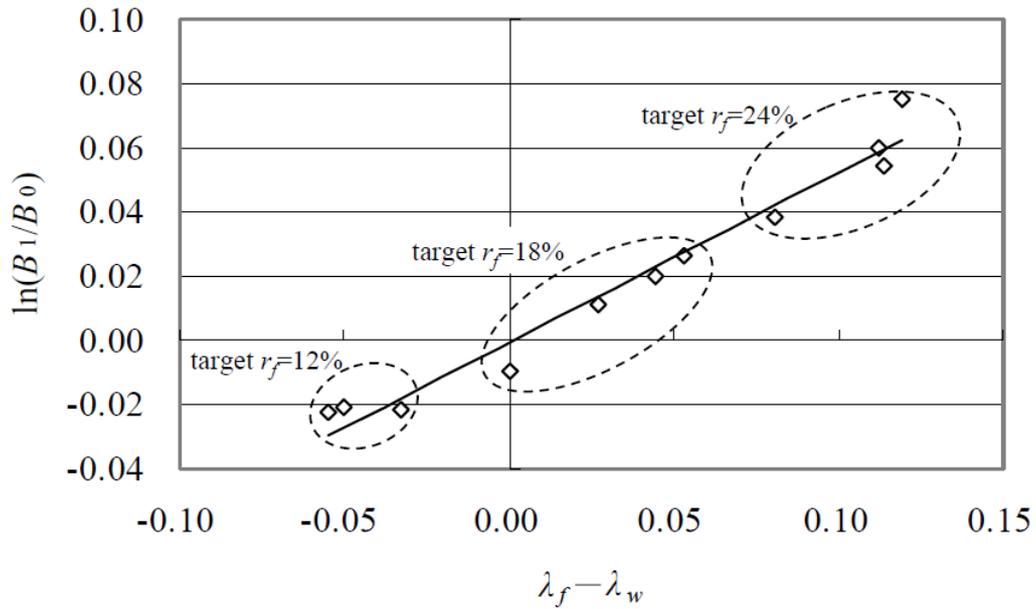


Fig. 4-8 Reduction balance and flange spread parameter

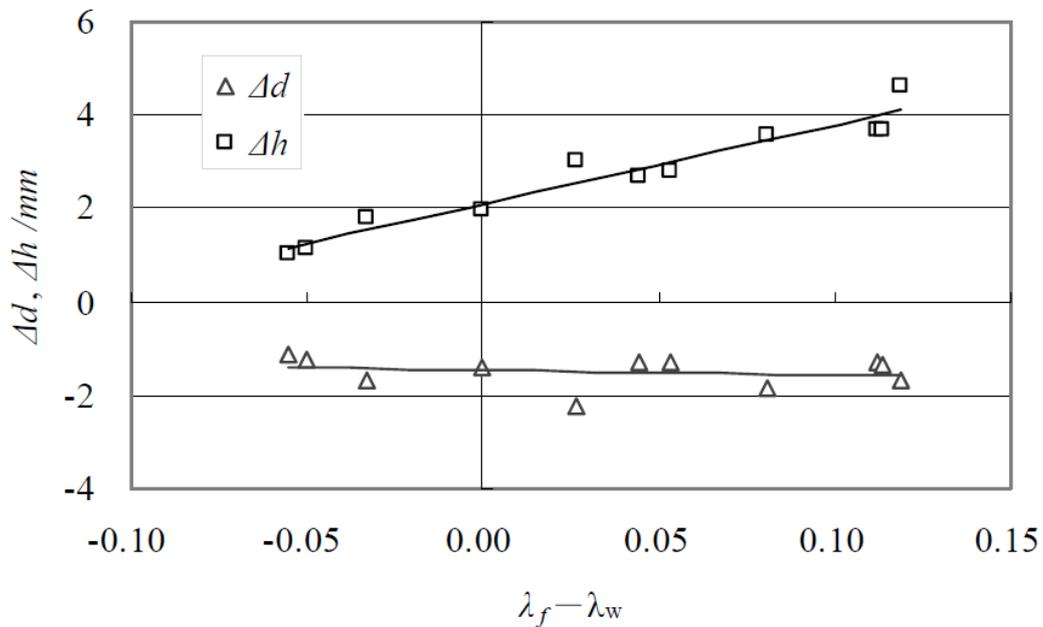


Fig. 4-9 Reduction balance and variations of flange depth and bulge height

Table 4-2 Inclinations and intercepts of flange deformations

	α (inclination)	β (intercept)
Width spread parameter $\ln(B_1/B_0)$	0.528	-0.001
Flange depth Δd	-1.06	-1.46
Bulge height Δh	16.84	2.10

以上の実験によって、過去の研究で観察されたフランジ外面コーナー部の突起発生を明確に再現することができた。さらに、突起高さやフランジ深さに及ぼす圧下バランスの影響が定量的に明らかになった。これらの溝形材のユニバーサル圧延変形は従来判明していなかった本研究の新たな知見である。

しかし、このような非対称変形が発生する原因を、実験結果から考察することは困難である。そこで、溝形鋼ユニバーサル圧延に特有な変形のメカニズムを解明するため、数値解析を実施することにした。

4.3 溝形鋼ユニバーサル圧延の非定常有限要素解析

4.3.1 解析条件

溝形鋼ユニバーサル圧延の変形挙動を詳細に調査するため、3次元数値解析を実施した。動的陽解法の汎用有限要素プログラムである Abaqus Explicit Ver.6.11 を用いて解析を行った。溝形鋼は左右対称な断面形状であることから、1/2モデルで解析した。溝形鋼にはソリッド8節点低減積分要素(C3D8R)を用い、要素数は約 470,000 とし、ロールは解析的剛体として作成した。解析はすべてのケースで非定常解析として実施した。動的陽解法解析のマスメーキングは50未満となるように設定した。水平ロールを 40rpm で駆動する条件とし、縦ロールは無駆動の自由回転パートとした。

モデル圧延実験の寸法を 5 倍することによって実機寸法に変換し、この実機寸法を用いて解析を実施した。非定常の 3 次元圧延解析は計算時間が比較的長いことから、3つの条件で解析することにした。解析に用いた圧延条件を、各部の寸法や他の解析条件とともに **Table 4-3** に示す。圧延材とロールの摩擦条件はクーロン摩擦を仮定し、摩擦係数は 0.4 とした。解析で大きな上反りが発生するのを防止するため、**Fig. 4-3** に示すウェブガイドとテーブルを解析モデルでも設置した。

熱間鋼の変形抵抗は、美坂の式[147]を用いて圧延温度 1000°C、炭素量 0.15% として以下の式を作成した。

$$kf = 113.2 \cdot \varepsilon^{0.21} \cdot \dot{\varepsilon}^{0.13} \quad (4-4)$$

ここで、 kf は変形抵抗 (MPa) であり、 ε はひずみ、 $\dot{\varepsilon}$ はひずみ速度である。こ

の式を用いて、解析で使用する変形抵抗のテーブルデータを作成した。なお、式(4-4)においてひずみを 0.002 にした値を塑性変形開始の変形抵抗とした。

Table 4-3 Numerical conditions of FE simulation

Product size of channel		400 × 130
Inlet material size (mm)	Web height; H	477
	Flange width; B	150
	Web thickness; t_w	22.5
	Flange thickness; t_f	39
Roll diameter (mm)	Horizontal roll	900
	Vertical roll	700
Horizontal roll width (mm)		400
Horizontal roll rotation speed		40rpm
Flange inclination angle		6 deg.
Target thickness reduction	Web; r_w	$r_w = 15\%$
	Flange; r_f	$r_f = 12, 18, 24\%$
Friction coefficient	Stock – roll	0.4
	Stock – table & guide	0.0
Young's modulus		100000N/mm ²
Poisson ratio		0.3

4.3.2 解析結果

計画した 3 条件の解析は、いずれも問題なく完了した。目標フランジ圧下率 18%の条件における解析での変形状況を **Fig. 4-10** に示す。解析において、目標圧下率はロールギャップに対応しており、圧延後の板厚はこのロールギャップと異なる可能性がある。そこで、圧下率や圧延変形のパラメータの値は、実験と同様に圧延前後の圧延材の寸法に基づいて算出した。

解析で得られたフランジ幅広がりパラメータ $\ln(B_1/B_0)$ と圧下バランスの関係を、実験結果とともに **Fig. 4-11** に示す。解析結果は実験とよく一致していることがわかる。次に、圧下バランスとフランジ深さ変化量 Δd の関係を **Fig. 4-12** に、突起高さ変化量 Δh との関係を **Fig. 4-13** に示す。実験結果は 5 倍して実験寸法に換算した値をプロットした。これらのグラフにおいて、有限要素解析の結果は実験結果のばらつきの中央付近に位置しており、圧下バランスに対する変化傾向も同じである。実験と解析の結果の一致によって、有限要素解析の精

度の高さを立証することができた。

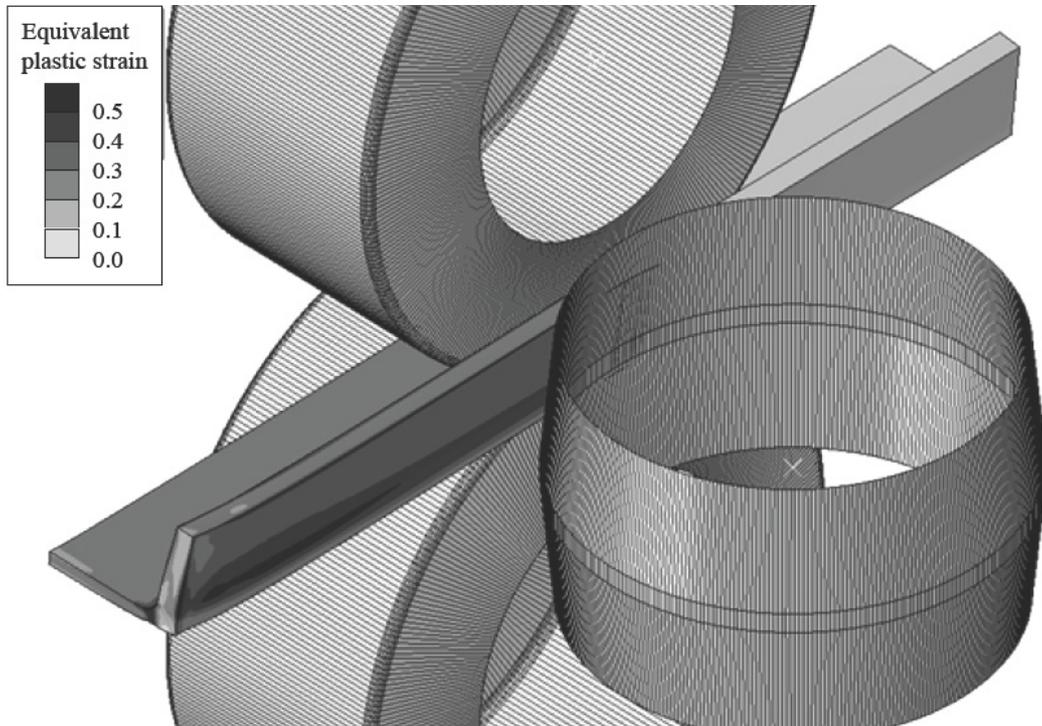


Fig. 4-10 Rolling deformation and equivalent plastic strain (non-steady-state FEM)

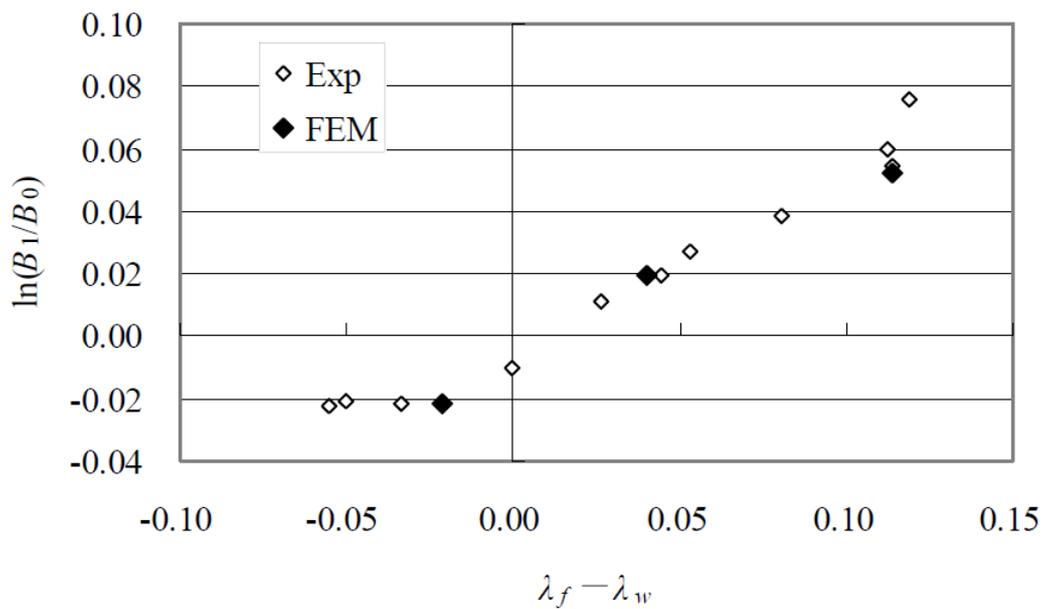


Fig. 4-11 Flange spread parameter (non-steady-state FEM)

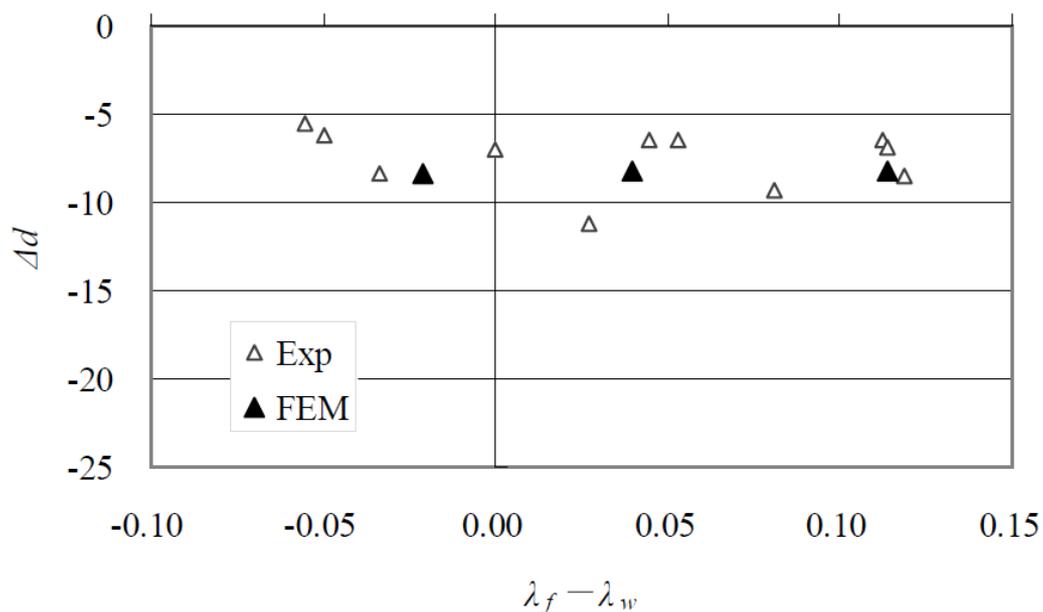


Fig. 4-12 Change of flange depth (non-steady-state FEM)

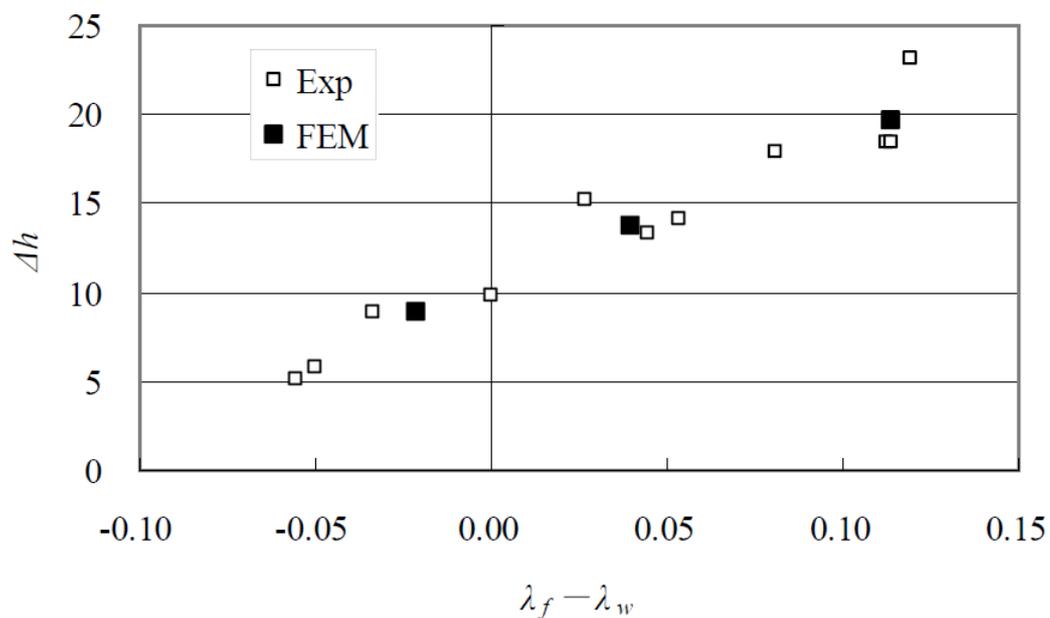


Fig. 4-13 Change of bulge height (non-steady-state FEM)

さて、実験と解析のどちらのデータも、フランジ深さが減少し突起高さが増加する結果となった。このような変形挙動は、フランジに対する下向きの力の存在を示唆している。この下方向の力は、フランジの内側表面が上水平ロールの側面に接触することによって発生していると予想した。H 形鋼ユニバーサル

圧延のかみ止め試験による研究[159]によると、水平ロール側面は、圧延入側においてロールの回転によって前方向と下方向の両方の速度成分を有する。一方、溝形鋼のフランジはほとんど前方向のみに移動する。結果として、フランジは水平ロール側面との接触領域において下方向への摩擦力を受けることになる。大きな下方向の摩擦力が発生する条件で、外面コーナー部の突起高さが大きくなることが予想される。

そこで、垂直方向の摩擦力を解析結果から算出した。接触領域における節点剪断力の垂直成分を抽出し、その合計を垂直方向の摩擦力とした。圧下バランスと垂直摩擦力の関係を **Fig. 4-14** に示す。負の値が下方向、正の値が上方向の摩擦力である。圧下バランスが大きな条件で、下向きの摩擦力が大きくなっていることがわかる。これに対して **Fig. 4-13** では、圧下バランスが大きいほど Δh が大きくなっていた。以上のことから、フランジ内面と水平ロール側面の摩擦力がフランジの下方向への変形を引き起こしているという仮説が、立証されたものと考えられる。

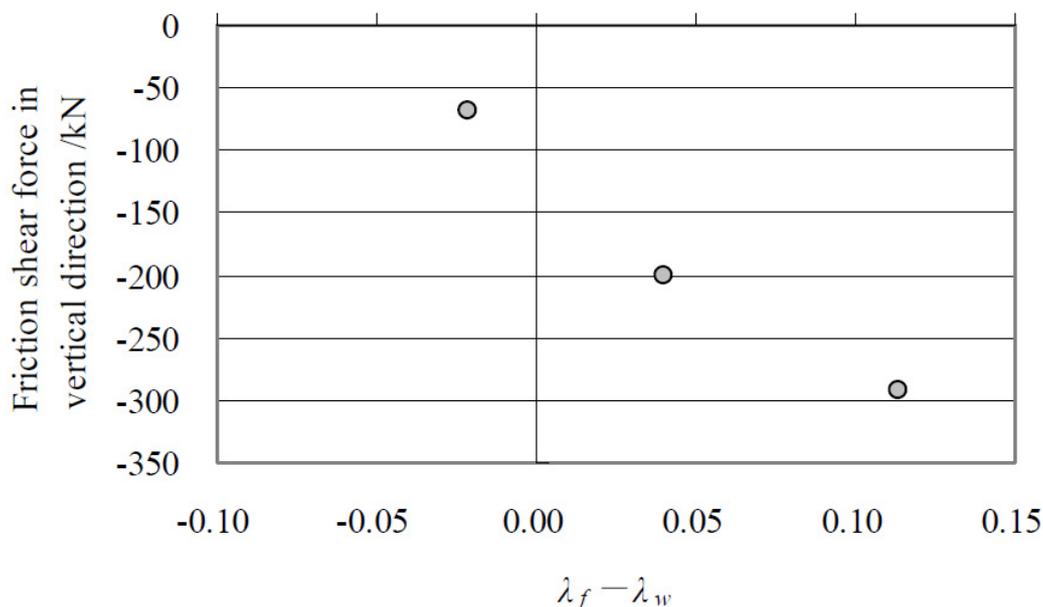


Fig. 4-14 Vertical friction shear force by non-steady-state FEM

4.4 溝形鋼ユニバーサル圧延の定常有限要素解析

動的陽解法による非定常 3 次元有限要素解析では、解析結果が実験結果と非常によく一致していた。しかし、この解析は 1 ケースあたり数日の計算時間が必要であり、多数の条件を解析するには長い時間を要するという問題がある。

これまでの H 形鋼や T 形鋼のユニバーサル圧延変形の研究には、定常有限要

素解析を用いており、定常解析の場合は 1 ケースの解析時間が数時間と短い。そこで、より広い圧延条件での変形挙動を調査することを目的として、定常有限要素解析を溝形鋼ユニバーサル圧延に適用する検討を行った。

4.4.1 定常解析モデルと解析条件

定常解析には、H 形鋼および T 形鋼と同様に CORMILL System[37,145,146]を用いた。断面の対称性から、溝形鋼の 1/2 をモデル化して解析を実施した。H 形鋼ユニバーサル圧延の解析において検討した結果に基づき、要素分割は板厚方向に 6 分割、幅方向に 30 分割とした。また、圧延方向の要素分割数も同じく 28 分割とした。

定常解析の解析条件は、基本的に非定常解析と同じであるが、Table 4-4 に示すようにウェブとフランジの圧下率の条件を増やしている。すなわち、定常解析の条件では、2 グループの圧下率条件を計画した。ウェブ圧下率 r_w が一定でフランジ圧下率 r_f が異なる 5 つの条件は、実験と非定常解析に対応した解析である。一方、 r_f が一定のグループは、 r_f を 18% に固定して r_w を 9%~21% の間で 5 条件設定した。以上を合計した 9 条件の圧延解析を実施した。

Table 4-4 Numerical conditions of steady state FE simulation

Product size of channel		400 × 130
Inlet material size (mm)	Web height; H	477
	Flange width; B	150
	Web thickness; t_w	22.5
	Flange thickness; t_f	40
Roll diameter (mm)	Horizontal roll	900
	Vertical roll	700
Horizontal roll width (mm)		400
Horizontal roll rotation speed		40rpm
Flange inclination angle		6 deg.
Target thickness reduction Web; r_w , Flange; r_f	r_w constant	$r_w=15\%$, $r_f=12, 15, 18, 21, 24\%$
	r_f constant	$r_w=9, 12, 15, 18, 21\%$, $r_f=18\%$
Friction coefficient		0.4

定常解析の変形抵抗(MPa)には、非定常解析と同様に美坂の式[147]を基にした以下の式を用いた。

$$k_f = 113.2 \cdot (0.02 + \varepsilon)^{0.21} \cdot \dot{\varepsilon}^{0.13} \quad (4-5)$$

ここで、0.02 は定常解析の予変形域において異常に小さな変形抵抗が計算されることを避けるため、元の式(4-4)に加えられた定数である。圧延材温度は1000°Cの均一温度とした。

4.4.2 定常解析モデルの境界条件

定常解析の境界条件はこれまでの研究[37]と同様、入出境界断面における速度が一樣という条件を設定した。この境界条件は、圧延される溝形鋼の反りを、ガイドやテーブルなしで防止することができる。また、力の釣り合いを保つために、入出境界断面には力と曲げモーメントが働くことになる。

定常解析においては、入側境界断面の高さを予め解析条件として設定する必要がある。入側断面高さの決定方法を検討した結果、入側境界断面に作用する垂直力の絶対値が最小になる高さが、入側境界断面の最適な高さであると仮定した。各条件の高さ設定値を **Table 4-5** および **Table 4-6** に示す。

Table 4-5 Inlet section heights of r_w constant conditions

r_w	r_f	Inlet section height /mm
15%	12%	-1.0
	15%	-2.0
	18%	-3.4
	21%	-5.0
	24%	-6.0

Table 4-6 Inlet section heights of r_f constant conditions

r_w	r_f	Inlet section height /mm
9%	18%	-5.0
12%		-4.5
15%		-3.4
18%		-2.1
21%		-1.5

4.4.3 定常解析結果

定常解析の圧延変形の一例を相当塑性ひずみ分布とともに **Fig. 4-15** に示す。解析で得られた板厚とフランジ変形の値を用いて、板厚ひずみとフランジ変形パラメータを算出した。

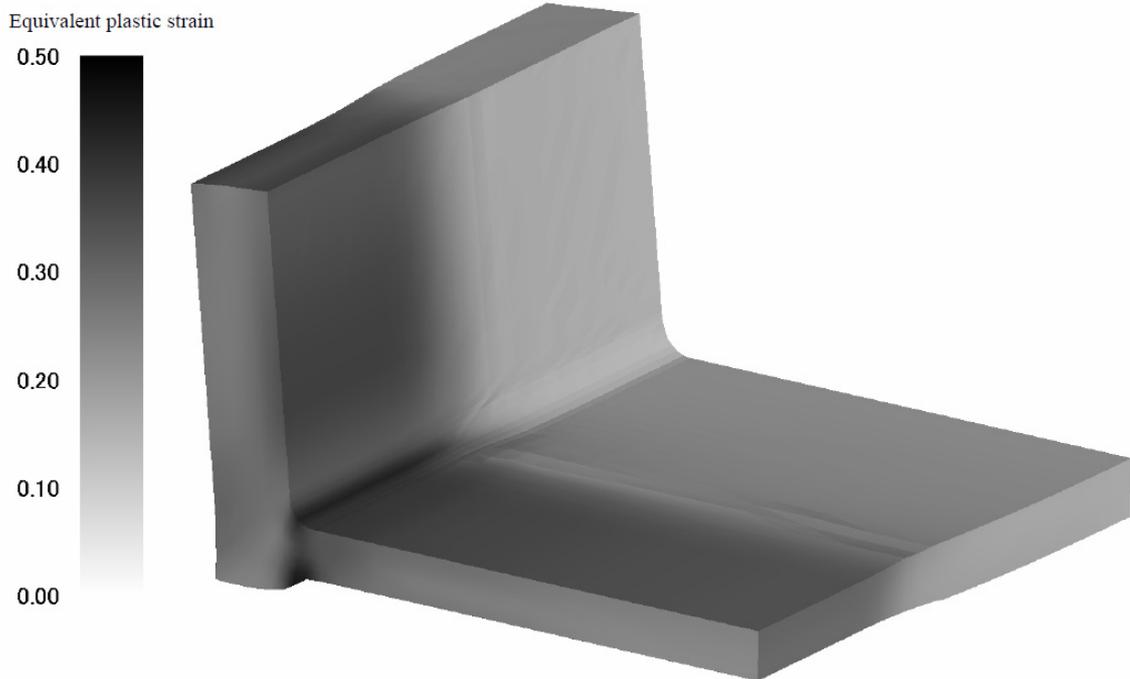


Fig. 4-15 Deformation in steady state FE simulation ($r_w=15\%$, $r_f=18\%$)

ウェブ圧下率 r_w が一定のグループでのフランジ幅広がりパラメータ $\ln(B_1/B_0)$ と圧下バランスの関係を、実験結果と合わせて **Fig. 4-16** に示す。解析結果は実験結果と同様に、圧下バランスに対して線形に変化する傾向を示した。

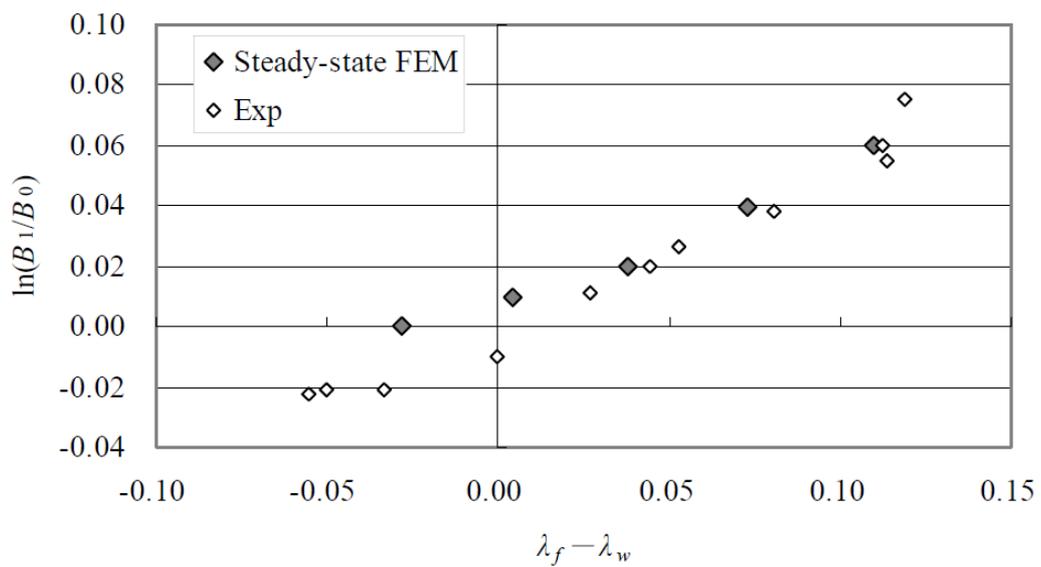


Fig. 4-16 Flange spread parameter (steady-state FEM and experiment)

また、圧下バランスに対する Δd と Δh の変化を **Fig. 4-17** および **Fig. 4-18** に示す。どちらのパラメータも実験と同じ傾向を示しているものの、解析と実験では約 **5mm** の乖離が見られる。これらの差は、入側境界断面の高さの設定が不適切であったために発生したものと考えられる。解析結果を実験結果に近づけるためには、入側境界断面をより低くする必要があるが、低くし過ぎると解析が収束せず、また入側境界断面高さを決定する妥当な基準を定めることも困難である。

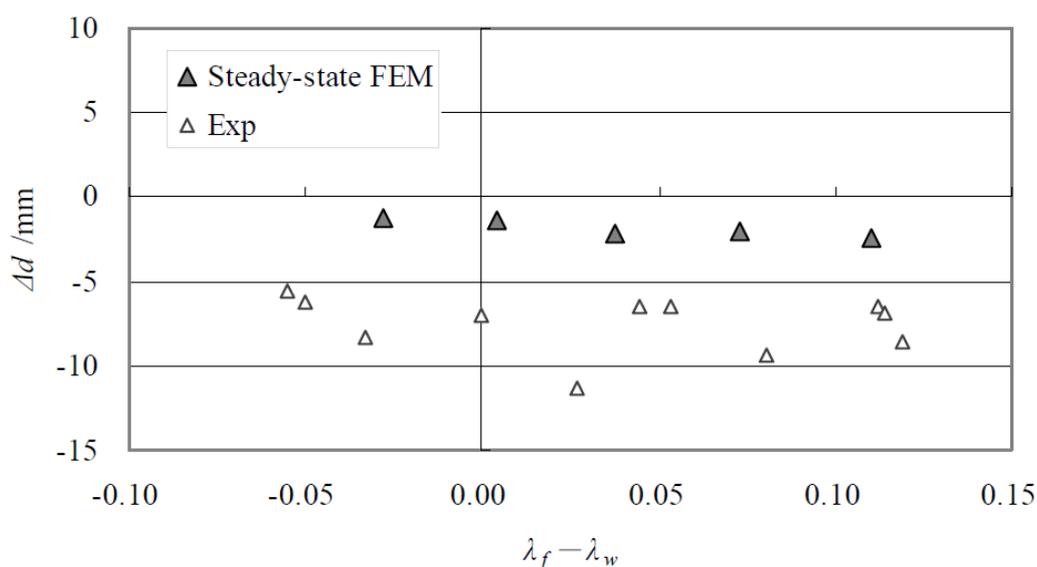


Fig. 4-17 Flange depth variation (steady-state FEM and experiment)

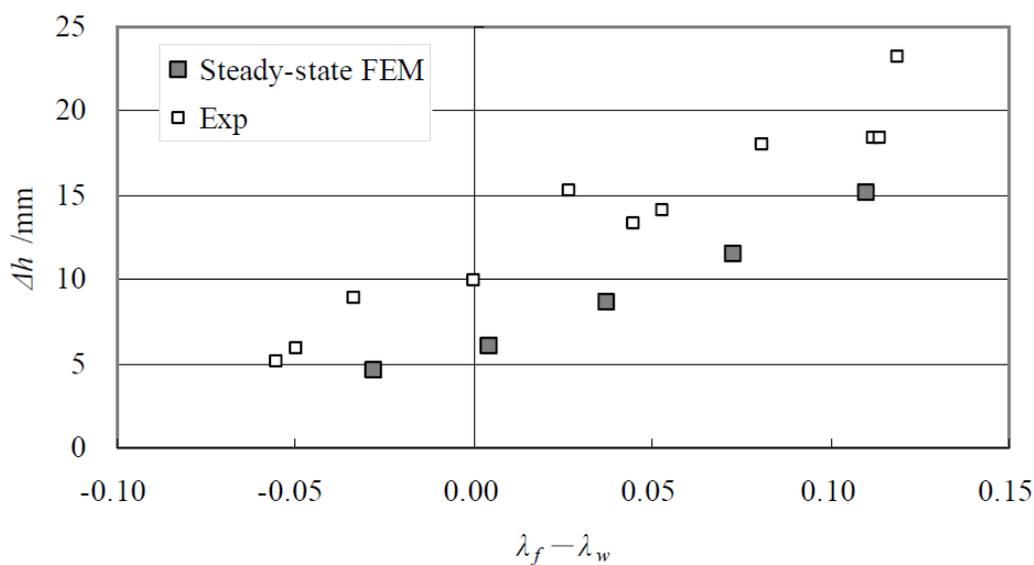


Fig. 4-18 Bulge height variation (steady-state FEM and experiment)

ある程度の乖離は存在するものの、定常解析結果は基本的に実験結果と同様の変化傾向を示していることから、この解析結果を用いて変形挙動の特徴を調査することは可能であると考えられる。そこで、引き続きフランジ圧下率 r_f が一定のグループの解析を行い、ウェブ圧下率 r_w 一定のグループと解析結果を比較することにした。

定常解析で実施した 9 条件すべての $\ln(B_1/B_0)$ の結果を **Fig. 4-19** に、また、 Δd と Δh の結果を **Fig. 4-20** と **Fig. 4-21** に示す。2 つのグループの解析結果は、いずれのパラメータでもよく一致している。

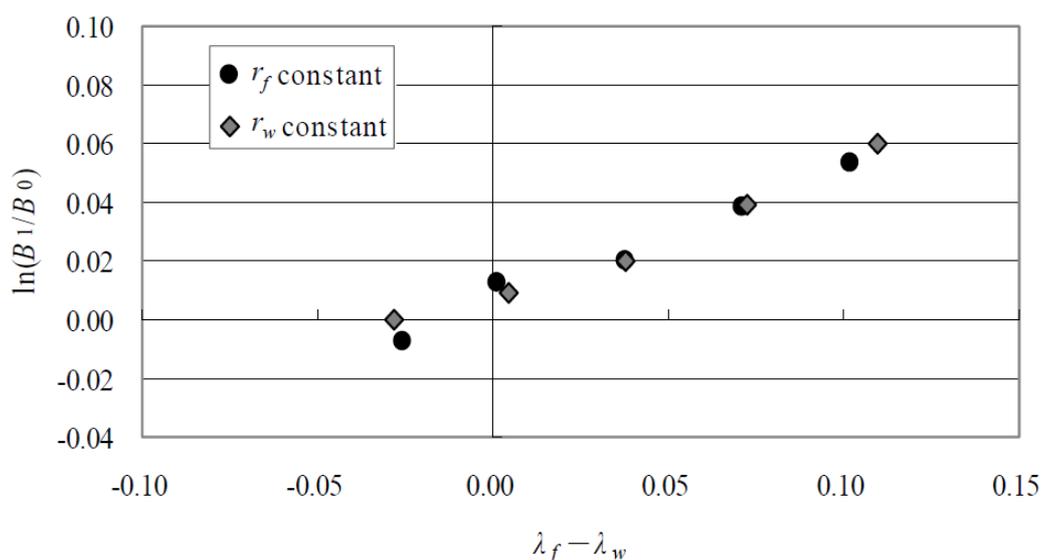


Fig. 4-19 Flange spread parameter (steady-state FEM)

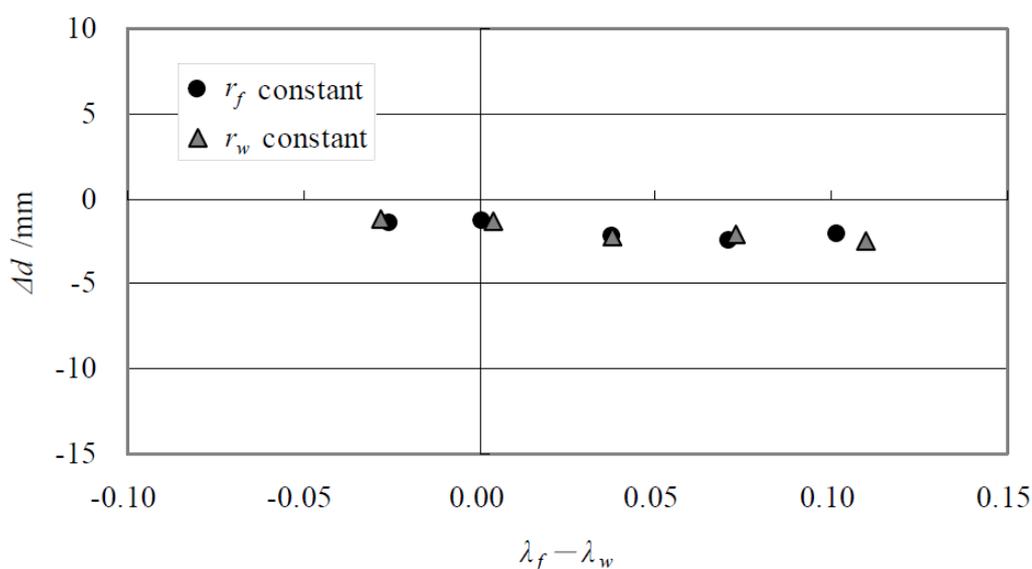


Fig. 4-20 Flange depth variation (steady-state FEM)

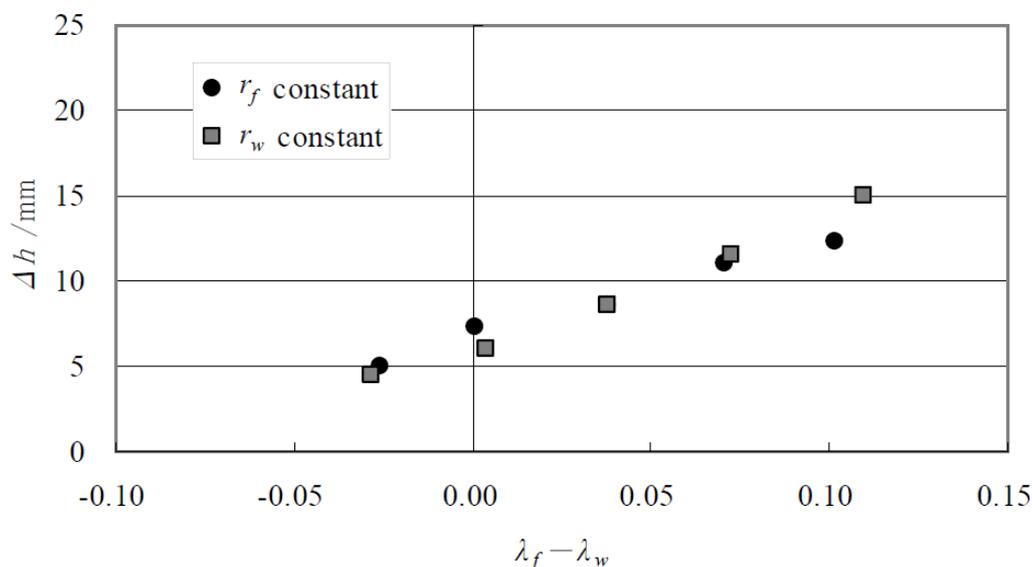


Fig. 4-21 Bulge height variation (steady-state FEM)

このことから、個々の圧下率の値に関わらず、圧下バランス($\lambda_f - \lambda_w$)は圧延変形に関する最も重要なパラメータであることがわかる。結果として、溝形鋼のユニバーサル圧延変形に対する圧下バランスの重要性が明確になった。同時に、式(4-1)が溝形鋼ユニバーサル圧延の変形を予測するための有用なモデルであることが明らかになった。

4.5 考察

実験と有限要素解析の結果より、圧下バランスが溝形鋼ユニバーサル圧延変形に及ぼす影響が明らかになった。これによると、フランジ外面コーナー部の突起高さを減少させるためには、小さな圧下バランスで圧延することが有効である。しかし、適切な圧延条件を設定するためには、圧下バランスが他の現象に及ぼす影響を考慮する必要がある。圧下バランスがゼロよりも小さい場合には、 λ_w が λ_f よりも大きいためウェブの延伸がフランジよりも大きくなる。結果として、圧延出側における圧延材の上方向の反りが大きくなるため、Fig. 4-3に示すウェブガイドの破損を防止する観点からは、極端に小さな圧下バランスは不適切と考えられる。

また、H形鋼ではウェブ圧下率がフランジ圧下率よりも大きい場合、ウェブの波打ち(座屈)が発生する場合があることがわかっており[50,125]、圧下バランスが小さくなるほどウェブ波打ちの可能性が高まることになる。ユニバーサル圧延の一般常識では、負の圧下バランスは避けるべき条件である。

しかし、ウェブ座屈の発生限界は圧延される溝形鋼のウェブ厚等の断面寸法に影響される。本章で実施した溝形鋼ユニバーサル圧延の鉛モデル実験では、どのような圧延条件でもウェブ波打ちは観察されなかった。また、圧延材の上反りについては、上下水平ロールの直径の比率を適切に選択することによって、反りの大きさを制御できることが報告されている[76]。

したがって、適切な圧下バランスの範囲を決定する際に、負の圧下バランスで圧延する可能性を検証することが重要である。適切な範囲の中でのより小さな圧下バランスが、突起高さを小さくする適切な圧延条件になると考えられる。

4.6 結言

ラボ鉛モデル圧延実験と 2 種類の有限要素法を用いた解析によって、溝形鋼ユニバーサル圧延の変形挙動を詳細に調査した。得られた知見を以下に示す。

- ・ 実験結果より、フランジ幅広がり挙動は H 形鋼と T 形鋼のユニバーサル圧延変形と同じ傾向であることが示された。また、上下非対称なフランジの変形であるフランジ外面コーナー部の突起高さやフランジ深さの変化量を調査し、これらの変形量が圧下バランスに対し線形に変化することを明らかにした。
- ・ 非定常 3 次元有限要素解析を実施し、実験と圧延変形を比較した結果、両者がよく一致することが明らかになった。また、フランジ内面と水平ロール側面の摩擦力の解析結果から、下方向の摩擦力がフランジ深さや突起高さの変形量に影響していることがわかった。
- ・ 定常有限要素解析を溝形鋼ユニバーサル圧延に適用する検討を行った結果、フランジ深さと突起高さの解析結果には実験結果からのある程度の乖離が見られたものの、圧下バランスが変形に及ぼす影響は実験と同じ傾向であることから、変形特性調査が可能と判断した。
- ・ 9 種類の圧延条件で定常有限要素解析を実施し、圧延条件が変形に及ぼす影響を詳細に調査した。その結果、溝形鋼ユニバーサル圧延の変形挙動には、ウェブとフランジの個々の圧下率よりも圧下バランスの影響が支配的であることが明確になった。

第5章 不等辺不等厚山形鋼ユニバーサル圧延の変形特性

5.1 緒言

前章までに、H形鋼、T形鋼、溝形鋼について、ユニバーサル圧延の変形特性を明らかにしてきた。これらの形鋼は、断面形状に対称性を有するという共通の特徴がある。まず、H形鋼の断面は上下左右対称であり、ユニバーサル圧延中のT形鋼は上下対称でH形鋼の右または左半分に近い断面形状となっている。溝形鋼の断面は左右対称であり、H形鋼の上または下半分に類似の形状である。

このような断面形状の対称性はユニバーサル圧延変形の重要な影響因子のひとつである。例えば、H形鋼は通常、圧延出側で曲がりや反りが発生しないが、T形鋼は左右曲がりが発生しやすく、溝形鋼は上方向に反りやすい特性がある。

前章までの研究によって、断面に対称性を有する形鋼のユニバーサル圧延変形について有益な知見が得られた。しかし、非対称断面の多ロール圧延についての研究はごくわずかし報告されていない[41,71,160,161]。そこで、非対称ユニバーサル圧延の変形特性を調査するため、本章では不等辺不等厚山形鋼を研究対象として選定した。

不等辺不等厚山形鋼はL形断面を有し、H形鋼の1/4、T形鋼と溝形鋼の半分に類似した断面形状を有している。不等辺不等厚山形鋼は、一般に2Hi圧延機を用いた孔型圧延法で製造され[20,21,162]、その用途は主に船舶の補強部材である[154,163]。孔型圧延は製品ごとに専用の孔型ロールを必要とするため、現状では不等辺不等厚山形鋼の製品寸法の品揃えは限られている。もし、不等辺不等厚山形鋼の製造にユニバーサル圧延が適用できれば、同じロールで板厚が異なる製品を製造することが可能となり、ロール費用を増やすことなく製品サイズを増やすことができると考えられる。

そこで、本章では、不等辺不等厚山形鋼ユニバーサル圧延の基礎的な変形特性を調査する。ラボ圧延機を用いたモデル実験と有限要素解析を複数のウェブ圧下率とフランジ圧下率の組み合わせで実施し、フランジ幅やウェブ高さ、フランジ深さ、突起高さの変形を詳細に検討する。

5.2 不等辺不等厚山形鋼ユニバーサル圧延のモデル実験

5.2.1 実験方法

不等辺不等厚山形鋼ユニバーサル圧延の概要を Fig. 5-1 に示す。従来の不等辺不等厚山形鋼の多ロール圧延に関する研究 [71,160,161]は、H形鋼ユニバーサル圧延とは異なるロール形状やロール配置が用いられていた。本章では、H形鋼で使用される水平ロールと縦ロールをそのまま使ったユニバーサル圧延法

について検討した。ロール形状と配置が同じであれば、異なる製品でロールが共用できるという思想は、第3章、第4章と同様である。

実験では、純鉛をモデル材料として用いた。実験は室温で実施し、圧延材の温度が均一な状態で圧延を行った。実験のモデル比はすべて 1/5 と一定にした。ロールと試験片断面の寸法を、Table 5-1 と Fig. 5-2 に示す。実験に使用したユニバーサル圧延機は、実機と同様に水平ロールが駆動され、縦ロールは無駆動である。試験片の長さは 300mm とした。実験で用いた各部寸法は、ウェブ高さが 300mm、フランジ幅が 90mm である不等辺不等厚山形鋼 (300×90) を圧延する場合に、中盤のパスに相当する値である。

T形鋼や溝形鋼の実験結果から、圧延材には圧延出側で上反りと左右曲がりが発生することが予想された。そこで、反りや曲がりを抑えて真っ直ぐな圧延を実施する目的で、圧延機の入出側に Fig. 5-3 に示すテーブルとウェブガイド、垂直サイドガイドを設置した。

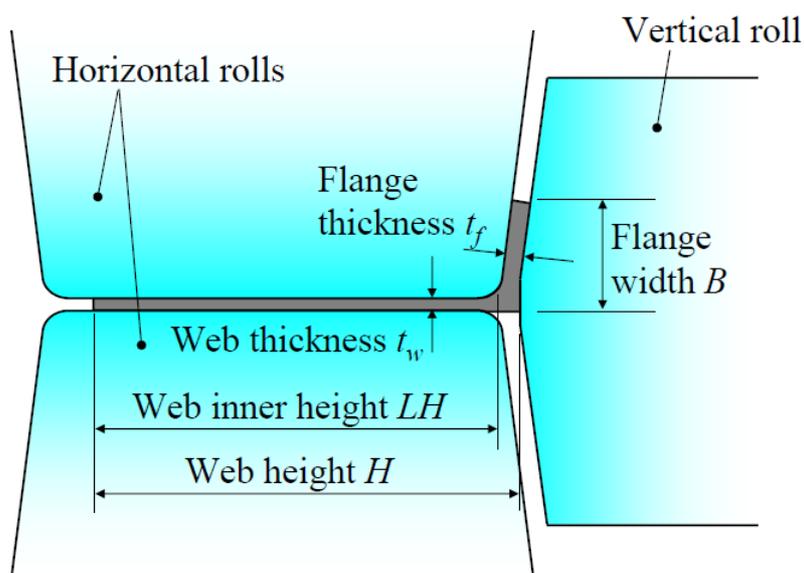


Fig. 5-1 Universal rolling of unequal-leg angle

Table 5-1 Experimental conditions of laboratory universal mill

Roll diameter (mm)	Horizontal roll	180
	Vertical roll	140
Horizontal roll rotation speed		7 rpm
Flange inclination angle		6°

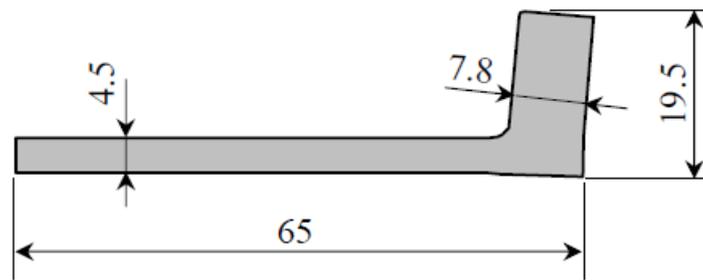


Fig. 5-2 Inlet section for rolling experiment

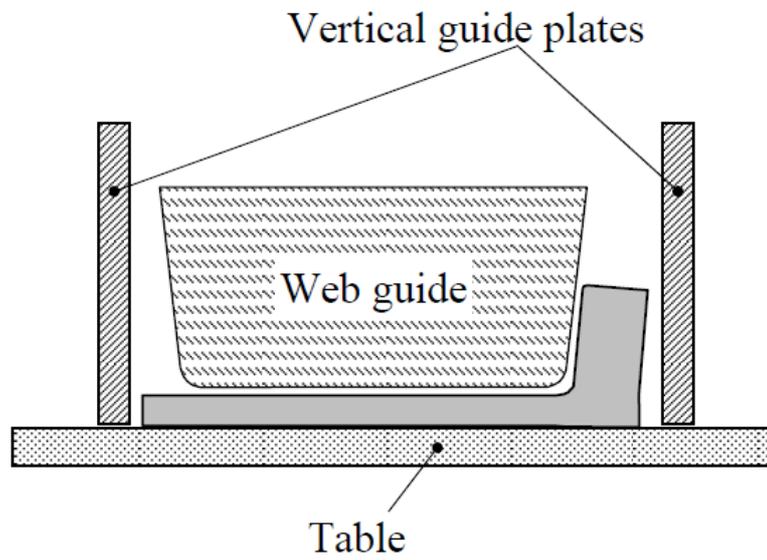


Fig. 5-3 Guide and table for rolling experiment

5.2.2 ユニバーサル圧延の変形モデル

前章までに述べたとおり、形鋼のユニバーサル圧延では、ウェブとフランジの圧下率差がフランジ幅広がり大きく影響することがわかっている。H形鋼、T形鋼および溝形鋼のユニバーサル圧延における幅広がり挙動は、次の式で表すことができた。

$$\ln(B_1 / B_0) = \alpha \cdot (\lambda_f - \lambda_w) + \beta \quad (5-1)$$

ここで、 B_0 と B_1 はそれぞれ圧延前と後のフランジ幅である。 λ_w と λ_f はそれぞれウェブとフランジの板厚ひずみであり、次の式で算出される。

$$\lambda_w = \ln(tw_0 / tw_1) \quad (5-2)$$

$$\lambda_f = \ln(tf_0 / tf_1) \quad (5-3)$$

ここで、 t_w はウェブ厚、 tf はフランジ厚である。また、添字の 0 は圧延前、1 は圧延後を示す。また、式(5-1)において、 α と β は形鋼の断面寸法と圧延機の仕様によって定まる定数である。ウェブとフランジの板厚ひずみの差である($\lambda_f - \lambda_w$)は、圧下バランスと呼ばれる。

そこで、不等辺不等厚山形鋼のユニバーサル圧延においても、同様の圧延条件の影響があることを前提として、圧延変形調査のための実験を実施することにした。

5.2.3 実験条件

圧延条件が変形に及ぼす影響を調査するため、ウェブ圧下率 r_w とフランジ圧下率 r_f の複数の組合せで実験を行うことにした。目標とするウェブ圧下率 r_w を 15% とし、フランジ圧下率 r_f の目標値は 12% から 24% の間で変化させた。結果として、圧下率差($r_f - r_w$)の目標範囲は -3% から 9% とした。

T 形鋼ユニバーサル圧延はウェブ先端が自由表面であることから、圧延によるウェブ内法寸法の変化が観察された。同様のウェブ内法変化が不等辺不等厚山形鋼の圧延においても想定される。そこで、圧延実験ではフランジ幅に加えてウェブ高さも圧延前後の寸法測定を行った。

また、不等辺不等厚山形鋼のフランジはウェブに対して片側のみに位置している。溝形鋼ユニバーサル圧延において、フランジ外面コーナー部に突起が発生する独特の変形が観察された。これと同様の突起が不等辺不等厚山形鋼の圧延でも発生する可能性があると考え、Fig. 5-4 に示すフランジ深さ d と突起高さ h を圧延前後で測定することにした。そして、圧下バランスと測定した寸法変化から、式(5-1)に示す変形モデルの適用可能性を調査した。

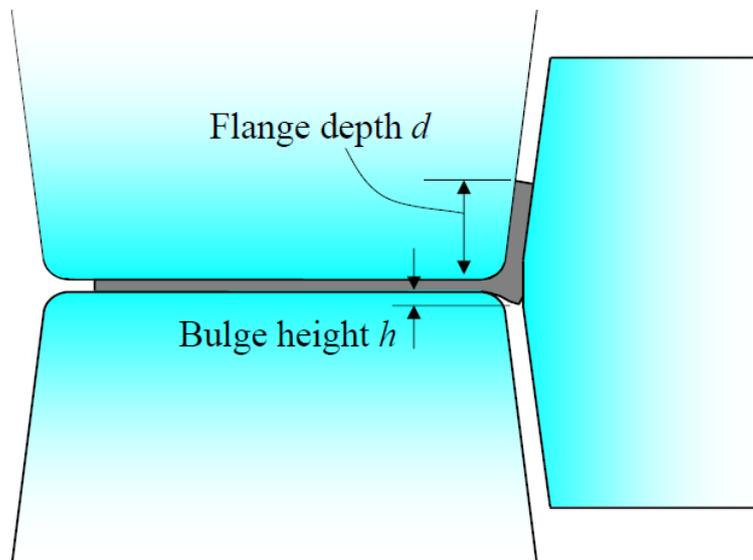


Fig. 5-4 Flange depth and bulge at outside corner

5.2.4 実験結果

上下左右が非対称な断面のユニバーサル圧延はやや不安定さが見られたものの、ガイドの誘導効果もあって大きな問題が発生することなく圧延実験を終了することができた。異なる圧延条件で 7 本の鉛材を圧延した。圧延された純鉛試験片の外観例を **Fig. 5-5** に示す。圧延された不等辺不等厚山形鋼は、すべて先端で上反りとフランジ側への曲がりが発生したが、ウェブガイドと垂直サイドガイドにより尾端にかけては真っ直ぐな状態で圧延が実施された。



Fig. 5-5 Example of rolled pure lead specimen ($r_w=15.6\%$, $r_f=17.8\%$)

圧延前後の不等辺不等厚山形鋼の断面寸法を長さ中央で測定し、その結果から実績圧下率や板厚ひずみ、幅広がりパラメータを計算した。ウェブとフランジの実績圧下率を **Fig. 5-6** に示す。ウェブ圧下率 r_w は 14.9% から 16.6% の狭い範囲に収まっており、フランジ圧下率 r_f は 11.5% から 24.9% の広範囲で変化さ

せることができていたことから、計画した (r_f-r_w) の範囲を十分に満足する実験が実現できた。フランジとウェブの幅広がりパラメータと、フランジ深さおよび突起高さの変化量も、同様に実測した圧延前後の寸法から計算した。

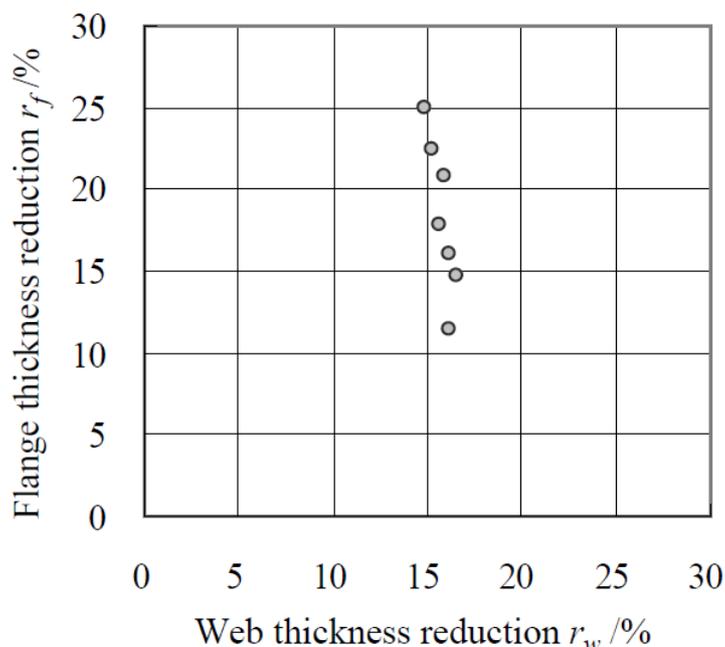


Fig. 5-6 Actual thickness reductions in experiment

長さ中央における 3 つの純鉛圧延材の断面形状を **Fig. 5-7** に示す。フランジ外面コーナー部に突起が発生しており、突起高さはフランジ圧下率が大きいほど大きくなっていることがわかる。

圧下バランスに対するフランジ幅広がりパラメータ $\ln(B_1/B_0)$ とウェブ内法変化パラメータ $\ln(LH_1/LH_0)$ の変化を、**Fig. 5-8** に示す。これら 2 つのパラメータと圧下バランスの間に、線形関係が認められる。しかし、予想外の結果として、圧下バランスの増加に伴い LH が増加していた。ユニバーサル圧延変形のみか、T 形鋼ユニバーサル圧延で観察されたように、圧下バランスが高い条件では LH が減少するはずである。このようなウェブ内法寸法の予想外の傾向が発生した原因については、有限要素解析の結果を用いて 5.4 で考察する。

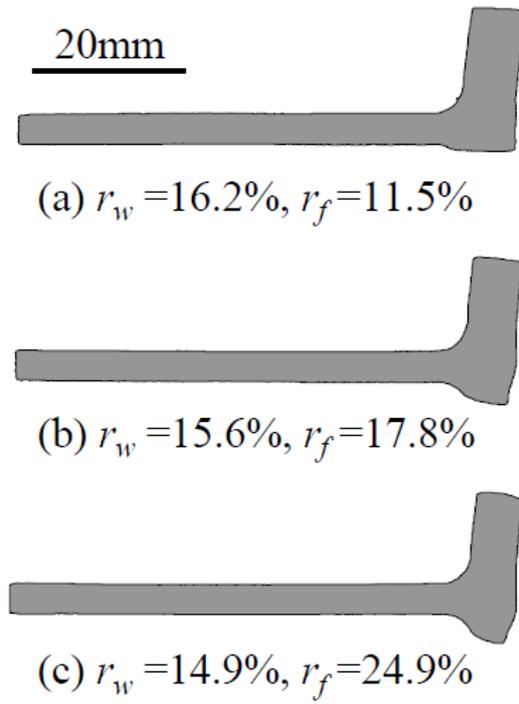


Fig. 5-7 Sections after rolling in experiment

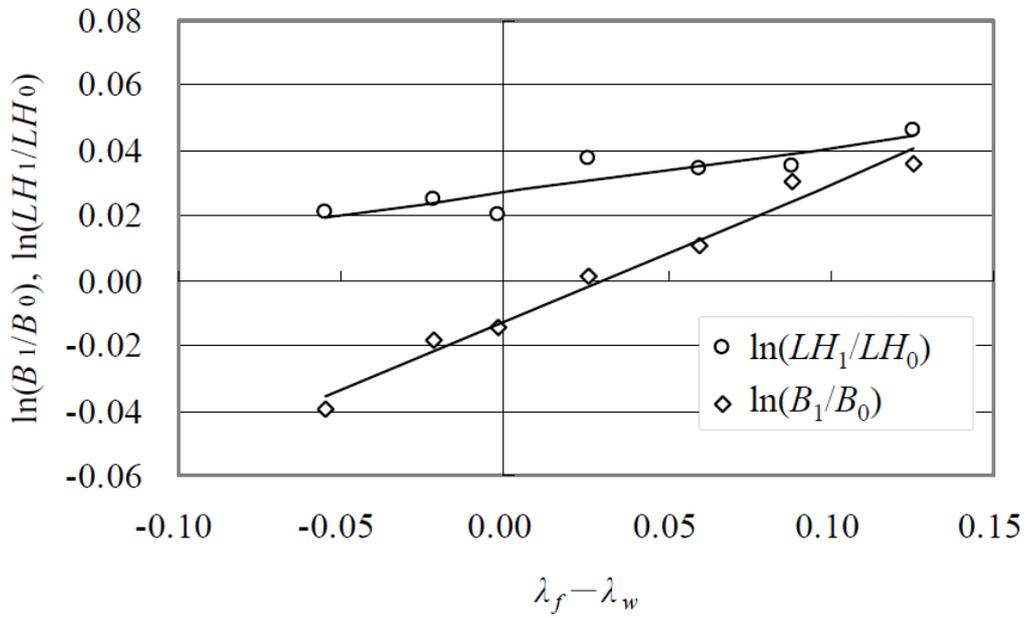


Fig. 5-8 Influence of reduction balance on flange and web spread (experiment)

フランジ深さ変化 Δd および突起高さ変化 Δh と圧下バランスの関係を **Fig. 5-9** に示す。フランジ深さ Δd がユニバーサル圧延により減少するのに対し、突起高さ Δh は増加した。これらの値は圧下バランスに対して線形に変化しているように見える。

したがって、実験からは、圧下バランスが $\ln(B_1/B_0)$, $\ln(LH_1/LH_0)$, Δd および Δh に及ぼす影響は、式(5-1)の右辺で表すことができるという結果が得られた。

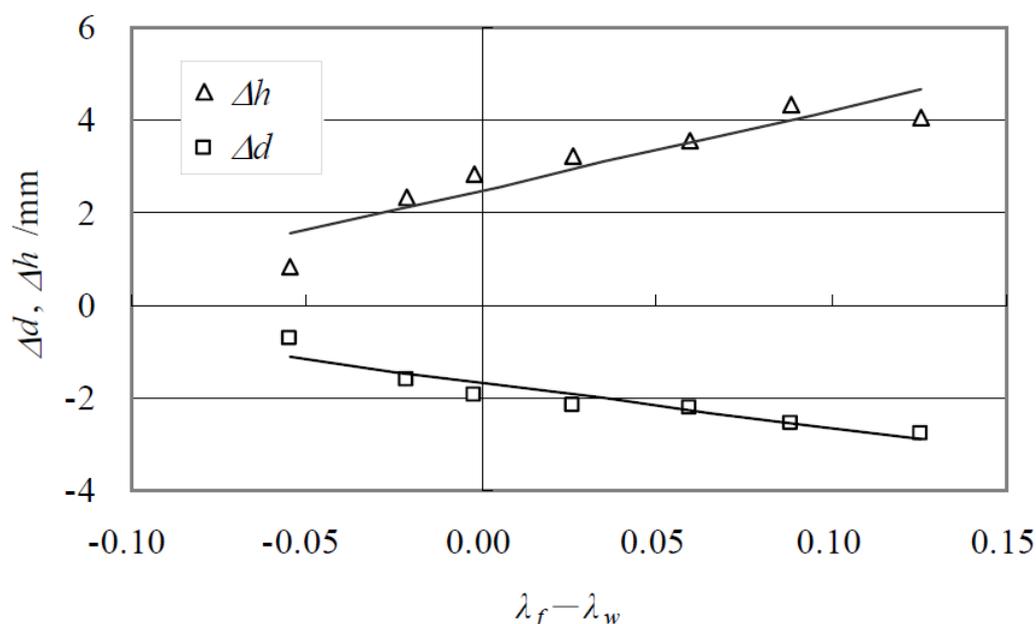


Fig. 5-9 Influence of reduction balance on flange depth and bulge height (experiment)

5.3 不等辺不等厚山形鋼ユニバーサル圧延の有限要素解析

5.3.1 解析条件

不等辺不等厚山形鋼ユニバーサル圧延の変形挙動を詳細に調査する目的で、3次元数値解析を実施した。解析には、動的陽解法の汎用有限要素プログラムである Abaqus Explicit Ver.6.12 を使用した。不等辺不等厚山形鋼にはソリッド8節点低減積分要素(C3D8R)を用い、要素数は断面内の分割数が1228、長さ方向が376とし、全部で約460,000の要素数とした。また、ロールは解析的剛体として作成した。解析はすべてのケースで非定常解析として実施した。水平ロールを40rpmで駆動する条件とし、縦ロールは無駆動の自由回転パートとした。マススケーリングは50未満となるよう設定した。

不等辺不等厚山形鋼のモデル圧延実験に対応した実際の寸法を用いて、有限要素解析を行った。実験の寸法を5倍することによって、実物の圧延寸法に変

換した。圧延前の断面寸法を **Fig. 5-10** に、解析条件を **Table 5-2** に示す。一連の解析において、ウェブ圧下率 r_w は 15% とし、フランジ圧下率 r_f を 12%, 15%, 18%, 21% および 24% の 5 条件で設定した。上反りや左右曲がり解析でも発生することを想定し、実験に用いた **Fig. 5-3** に示すウェブガイドや垂直サイドガイド、テーブルを、解析モデルでも構築して設置した。

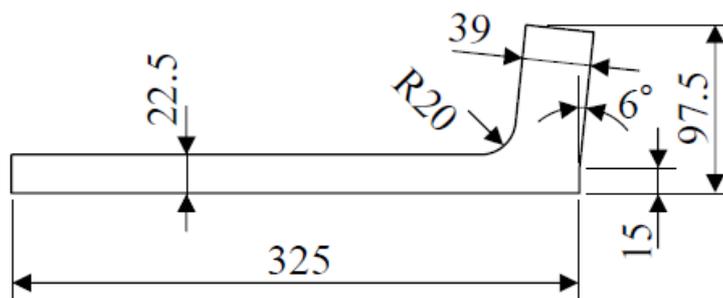


Fig. 5-10 Inlet section for FE analysis

Table 5-2 Numerical conditions of FE simulation

Product size of unequal-leg angle		300 × 90
Inlet stock size (mm)	Web height; H	325
	Flange width; B	97.5
	Web thickness; t_w	22.5
	Flange thickness; t_f	39
Roll diameter (mm)	Horizontal roll	900
	Vertical roll	700
Horizontal roll rotation speed		40 rpm
Flange inclination angle		6°
Target thickness reduction	Web; r_w	$r_w = 15\%$
	Flange; r_f	$r_f = 12, 15, 18, 21, 24\%$
Friction coefficient	Stock – roll	0.4
	Stock – table & guide	0.0
Young's modulus		100000N/mm ²
Poisson ratio		0.3

熱間鋼の変形抵抗式である美坂の式[147]を用い、圧延温度 1000℃、炭素量 0.15%として以下の変形抵抗式を作成した。

$$kf = 113.2 \cdot \varepsilon^{0.21} \cdot \dot{\varepsilon}^{0.13} \quad (5-4)$$

ここで、 k_f は変形抵抗 (MPa) であり、 ε はひずみ、 $\dot{\varepsilon}$ はひずみ速度である。この式を用いて、解析で使用する変形抵抗データを作成した。なお、式(5-4)においては、ひずみを 0.002 にした値を塑性変形開始の変形抵抗とした。

5.3.2 解析結果

不等辺不等厚山形鋼ユニバーサル圧延の有限要素解析は、すべての条件で全長の圧延解析が実行できた。目標フランジ圧下率が 18%の条件における圧延変形の様子を、相当塑性ひずみ分布とともに **Fig. 5-11** に示す。解析の目標圧下率は前章までと同様にロールギャップの設定値であり、圧延後の厚さはロールギャップと異なる可能性がある。そこで、圧下率や変形パラメータは実験と同じく圧延前後の寸法を用いて算出した。圧下バランスに対するフランジ幅広がりパラメータ $\ln(B_1/B_0)$ の解析結果(FEA)を、実験結果(Exp)とともに **Fig. 5-12** に示す。解析結果は実験結果と同じ傾向を示しているが、高圧下バランスの領域で実験結果よりも大きな値となり、結果として回帰直線の傾きが実験よりも大きくなっている。

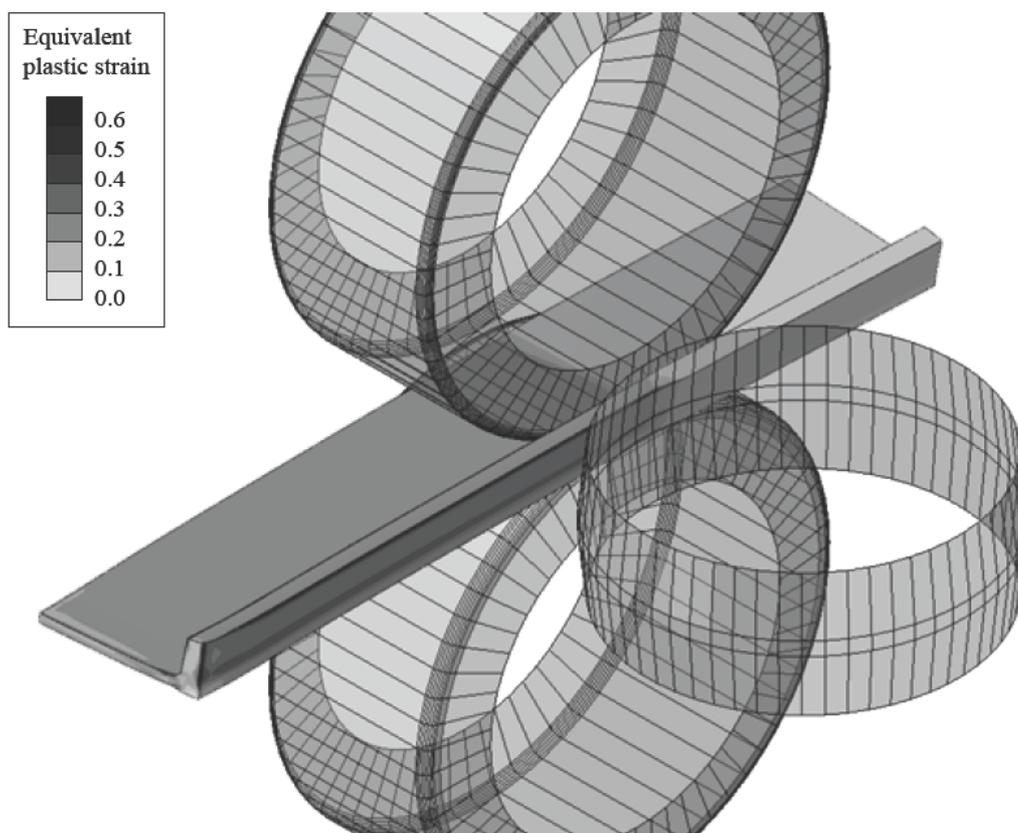


Fig. 5-11 Rolling deformation and equivalent plastic strain ($r_w=15\%$, $r_f=18\%$)

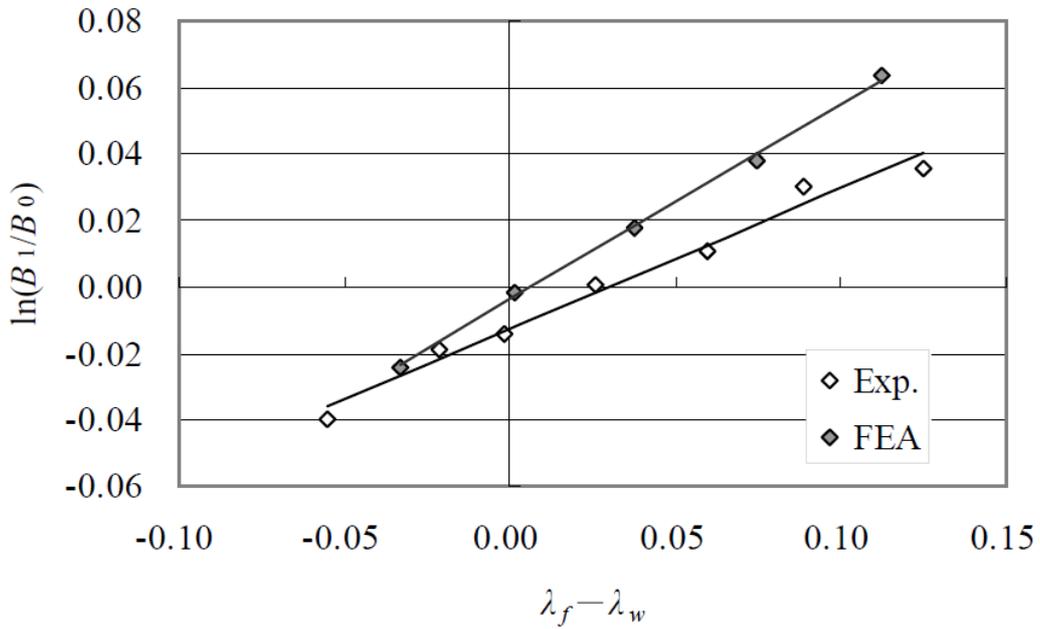


Fig. 5-12 Comparison of flange spread behavior between FE analysis and experiment

次に、解析と実験で得られたウェブ内法変化パラメータ $\ln(LH_1/LH_0)$ の圧下バランスに対する変化を **Fig. 5-13** に示す。解析結果は圧下バランスに対して正の相関という点を含め、実験結果とよく一致している。

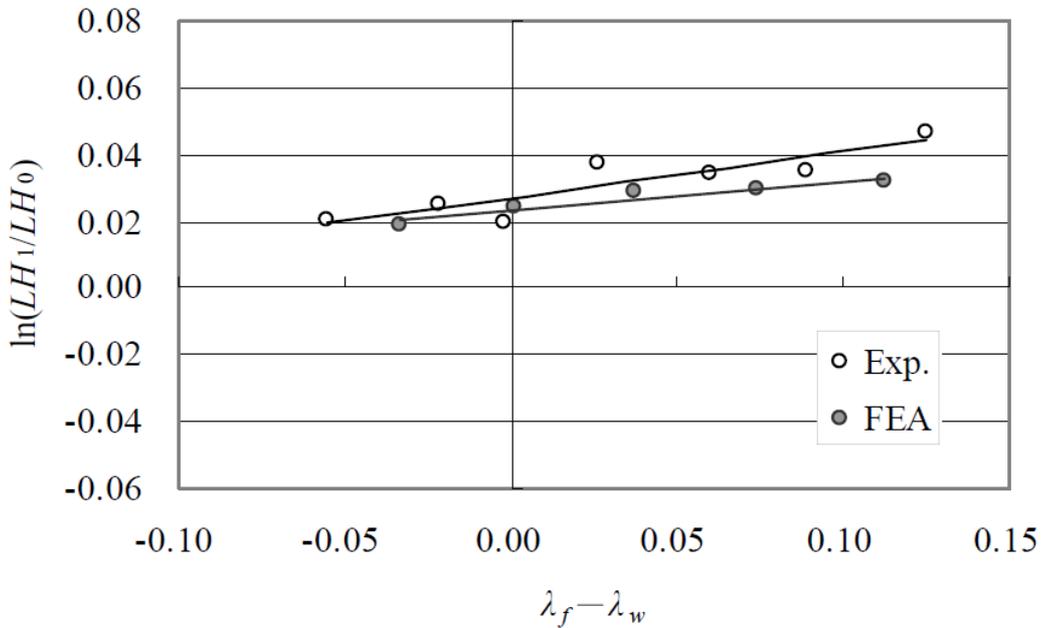


Fig. 5-13 Comparison of web spread behavior between FE analysis and experiment

実験と解析で Δd と Δh の値を比較するため、実験結果の寸法を 5 倍して実際の寸法に換算した。圧下バランスと Δd の関係を **Fig. 5-14** に示す。

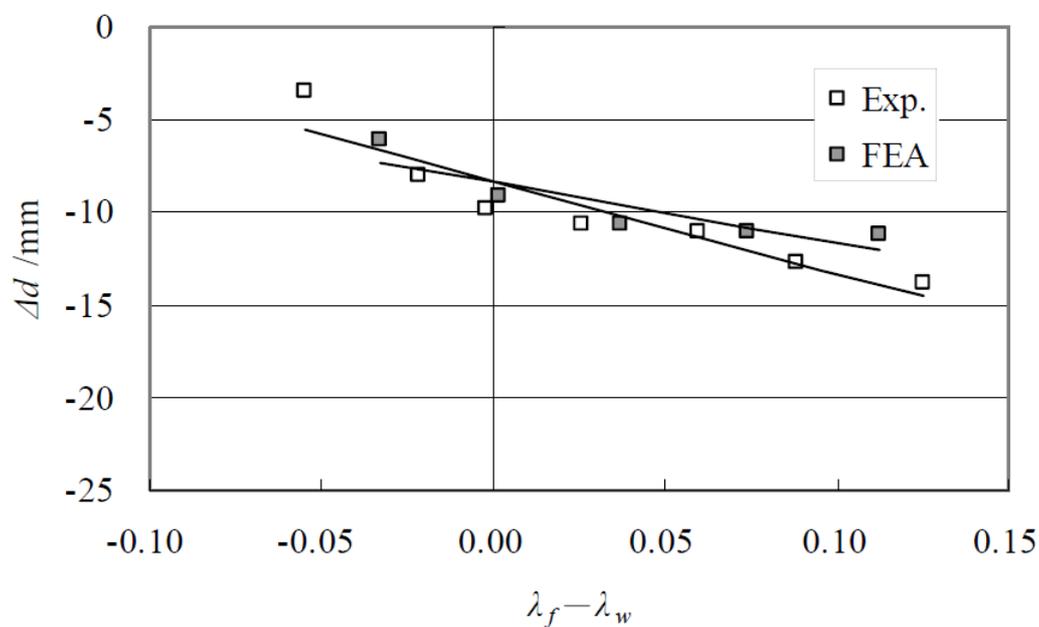


Fig. 5-14 Comparison of flange depth variation between FE analysis and experiment

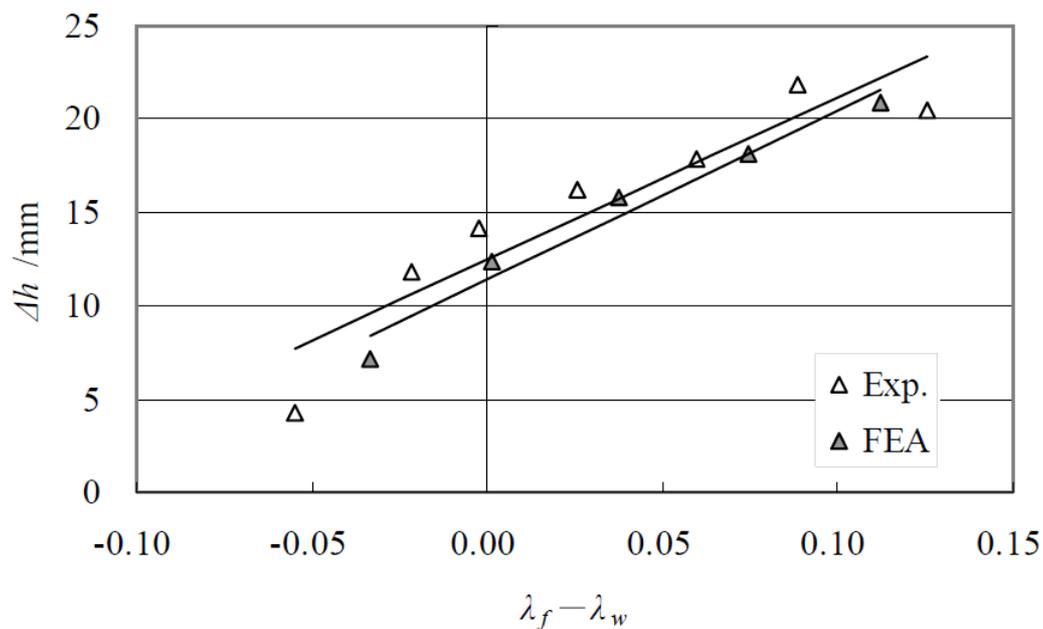


Fig. 5-15 Comparison of bulge height variation between FE analysis and experiment

解析結果は実験に近い値であるが、圧下バランスが 0.05 を超える領域での Δd は、実験と異なりほぼ一定の値で圧下バランスに対する変化が見られないという相違点があった。Figure 5-15 には Δh の結果を示す。解析結果が実験結果よりも若干小さいものの、両者の傾向はよく一致した。

以上の解析の結果をまとめると、全体的には変形挙動が実験結果に対応しているものの、以下の点で違いが見られた。まず、フランジ幅広がりやの回帰直線の傾きが実験よりも大きく、さらにフランジ深さの変化量が高圧下バランスの領域で線形にならなかった。これらの原因について調査するため、有限要素解析結果を詳細に分析することにした。

5.4 考察

圧延材の変形開始から終了までの挙動を、有限要素解析結果のデータを用いて調査した。その結果、フランジ圧下率 r_f がウェブ圧下率 r_w よりも大きな圧延条件において、圧延材が圧延機の入側でねじれるように変形していることが判明した。そこで、圧延条件が圧延機入側の変形挙動に及ぼす影響を解明するため、 $r_f = 12\%$, 18% , 24% の条件で、圧延ロールの軸心から上流に 150mm 離れた位置での断面姿勢を比較した。その結果を Fig. 5-16 に示す。

フランジ圧下率 12% の条件では、圧延前の不等辺不等厚山形鋼が水平姿勢を保っているのに対し、フランジ圧下率が 18% と 24% の条件では、フランジが下がる方向に回転していることがわかる。これに伴い、ウェブ先端の位置もフランジ圧下率が高いほどフランジと反対方向の上側に移動している。さらに、フランジ圧下率 12% と 18% の回転角度の差に比べて、18% と 24% の回転角度の差は小さくなっていった。

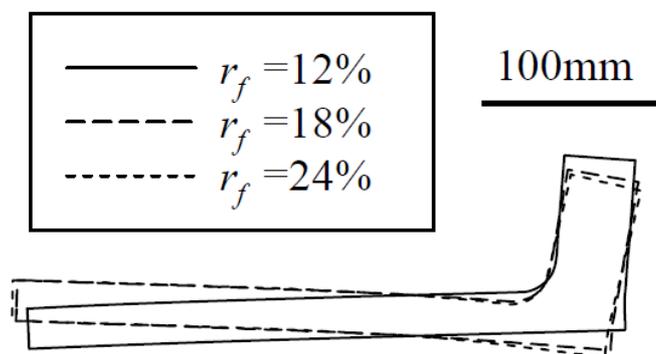


Fig. 5-16 L-sections at 150mm upstream from roll axes plane

フランジ圧下率が高いほどフランジが下がる方向に回転する理由は、第 4 章で溝形鋼のフランジ内面に作用していた下方向の摩擦力が原因と考えられる。この力はフランジ圧下率がウェブ圧下率よりも大きくなるほど強いので、フランジ圧下率が高いほど回転角度が大きくなるという現象をうまく説明できる。

圧延材の回転がフランジ内面摩擦力によって生じていることを検証する目的で、追加の解析を実施した。フランジ圧下率が 24%の解析条件において、水平ロール側面とフランジ内面の摩擦係数だけを 0.4 から 0.2 に下げ、摩擦力が小さくなるようにした解析を行った。得られた結果の 150mm 上流の断面形状を元の解析と比較して Fig. 5-17 に示す。

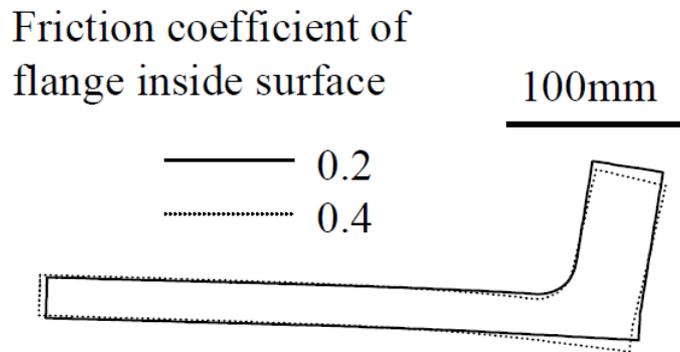


Fig. 5-17 L-sections at 150mm upstream from roll axes plane with different friction coefficient at flange inside surface

フランジ内面の摩擦係数を 0.2 にした実線の断面は、点線で示す元の摩擦係数の断面よりも回転が小さくなっていることが明瞭に確認できる。この結果から、不等辺不等厚山形鋼のユニバーサル圧延に特有の圧延入側での圧延材の回転が、フランジ内面に作用する摩擦力によって発生していることが裏付けられた。また、この結果から、不等辺不等厚山形鋼や溝形鋼の突起高さを小さくする手段として、潤滑等によるフランジ内面摩擦力の低減が有効であることが明らかになった。

それでは、なぜ解析では高フランジ圧下率で回転角度が飽和傾向になるであろうか。この理由は、解析で設定したテーブル位置の影響と考えられる。前述のように、解析においても実験と同様に Fig. 5-3 に示すテーブルを設置した。しかし、実験と解析では、テーブルの高さや剛性が異なっていた。実験のガイドは剛性が低く、フランジを下向きに回転させようという力に応じて、テーブル高さが変化していた。これに対し解析では、テーブルは剛体かつ完全に変位を固定しており、どれだけ大きな力が働いてもまったく動かない条件とした。

解析のテーブル高さは、下水平ロールの上面から 30mm 下がった位置に設定したので、フランジ圧下率が 12%の条件では圧延材が接触しない状態、18%以上の条件では突起先端がテーブルに接触してそれ以上の下方向への変位が抑制された状態になっていた。このテーブルによる拘束の影響で、高フランジ圧下率での回転角度が飽和したことが、フランジ深さが変化しなくなる原因と推定される。一方、実験ではテーブルが弾性変形によって変位するので、フランジ圧下率に応じて圧延機入側での圧延材回転角度が変化した可能性が高い。そのために、フランジ圧下率が高くなるほどフランジ深さが減少する結果になったと考えられる。

この仮定を検証するため、実験のようにテーブルの剛性が小さい状況を模擬した解析として、テーブル高さをさらに下げた条件の解析を追加で実施した。下水平ロールの上面から 45mm 下がった位置にテーブル高さを設定し、フランジ圧下率が 24%の圧延解析を実施した。得られた結果の 150mm 上流の断面形状を元のテーブル高さ (-30mm) の断面と比較して Fig. 5-18 に示す。また、ロール出口の断面形状を同様に比較した結果を Fig. 5-19 に示す。

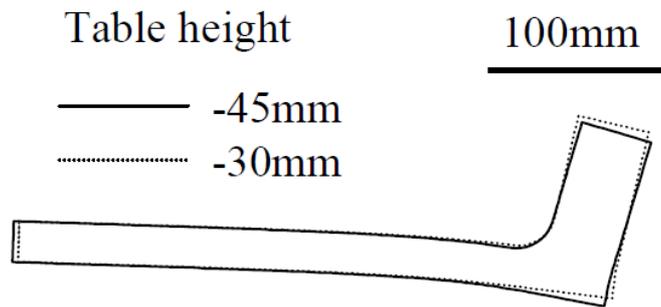


Fig. 5-18 L-sections at 150mm upstream from roll axes plane with different table height

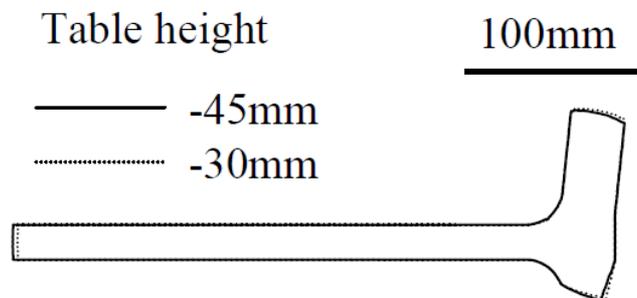


Fig. 5-19 L-sections at roll axes plane with different table height

実線で示すテーブル高さを低くした条件の圧延入側断面は、点線で示す元のテーブル高さの断面よりも回転角度が大きくなった。これにより、圧延後断面ではフランジ深さが減少し、突起高さが増加している。以上のことから、テーブルの拘束条件が圧延変形に影響を及ぼすことが確認され、解析と実験の変形に違いが生じた原因が特定できたと考えられる。なお、フランジ幅変化の圧下バランスに対する変化の傾きが一致しなかった理由も、ガイドやテーブルの拘束条件の違いによるものと考えられるが、この原因はまだ明確にわかっていないので、今後さらに詳細な調査を進める必要がある。

以上のまとめとして、上下左右が非対称断面の形鋼をユニバーサル圧延する場合に、断面に対称性を有する形鋼には見られない圧延材の回転が圧延変形に大きく影響しているという、独特の変形特性が明らかになった。

5.5 結言

上下左右非対称な断面を有する形鋼のユニバーサル圧延変形の特徴を調査するため、鉛を用いた圧延実験と非定常 3 次元有限要素解析を実施した。得られた知見を以下に示す。

- ・ 圧下バランスがフランジ幅、ウェブ内法、フランジ深さ、突起高さの変化に及ぼす影響を詳細に調査した結果、これらの寸法の圧延変形量が、圧下バランスに対して線形に変化するモデル式で表現できる可能性を見いだした。
- ・ 不等辺不等厚山形鋼の場合には、対称性を有する断面形状の形鋼とは異なり、実験と解析の結果にいくつかの相違が見られた。解析結果では、圧下バランスに対するフランジ幅変化の傾きが実験よりも大きく、またフランジ深さの減少量が高圧下バランスの領域で飽和する傾向があった。
- ・ 有限要素解析結果を用いて圧延方向の変形進行状況を詳細に観察し、解析と実験の変形傾向に相違が生じる原因を詳細に調査した。その結果、圧延機入側でフランジが下がりウェブ先端が上がる方向に、圧延材が回転していることが明らかになった。
- ・ 解析では圧延機入側のテーブルが完全固定となっていたため、高圧下バランスの領域で圧延材の回転が抑制されていた。これに対して実験ではテーブルが弾性変形によって下降する様子が観察されており、圧延材の回転を抑制する効果が解析よりも小さかった。このテーブル拘束の違いが、高圧下バランスの条件でフランジ深さの変化傾向が異なった原因と考えられる。
- ・ 不等辺不等厚山形鋼ユニバーサル圧延変形の調査結果から、上下左右が非対称断面の形鋼をユニバーサル圧延する場合の課題が明確に示された。すなわち、断面に対称性を有する形鋼には見られない圧延材の回転が、圧延変形に大きく影響しているという独特の変形特性が明らかになった。

第 6 章 断面の対称性とユニバーサル圧延変形の特徴

6.1 緒言

ユニバーサル圧延は、H 形鋼、溝形鋼、レールなど、様々な形鋼の製造に広く適用されている。本研究では、上下左右が対称な断面の H 形鋼、上下対称かつ左右非対称断面の T 形鋼、左右対称かつ上下非対称断面の溝形鋼、上下左右非対称断面の不等辺不等厚山形鋼について、ユニバーサル圧延の変形特性を明らかにした。これらの形鋼は、**Fig. 6-1** に示すように 4 種類の断面对称条件をすべて網羅している。前章までの結果から、断面形状の対称性はユニバーサル圧延変形の重要な影響因子であると考えられる。例えば、H 形鋼は通常、圧延出側で曲がりや反りが発生しないが、第 3 章で述べたように T 形鋼は左右曲がりが発生しやすく、第 4 章の結果から溝形鋼は上方向に反りやすい特性がある。上下左右非対称な断面を有する不等辺不等厚山形鋼は、第 5 章で述べたように上反りとフランジ側曲がりの両方が発生した。

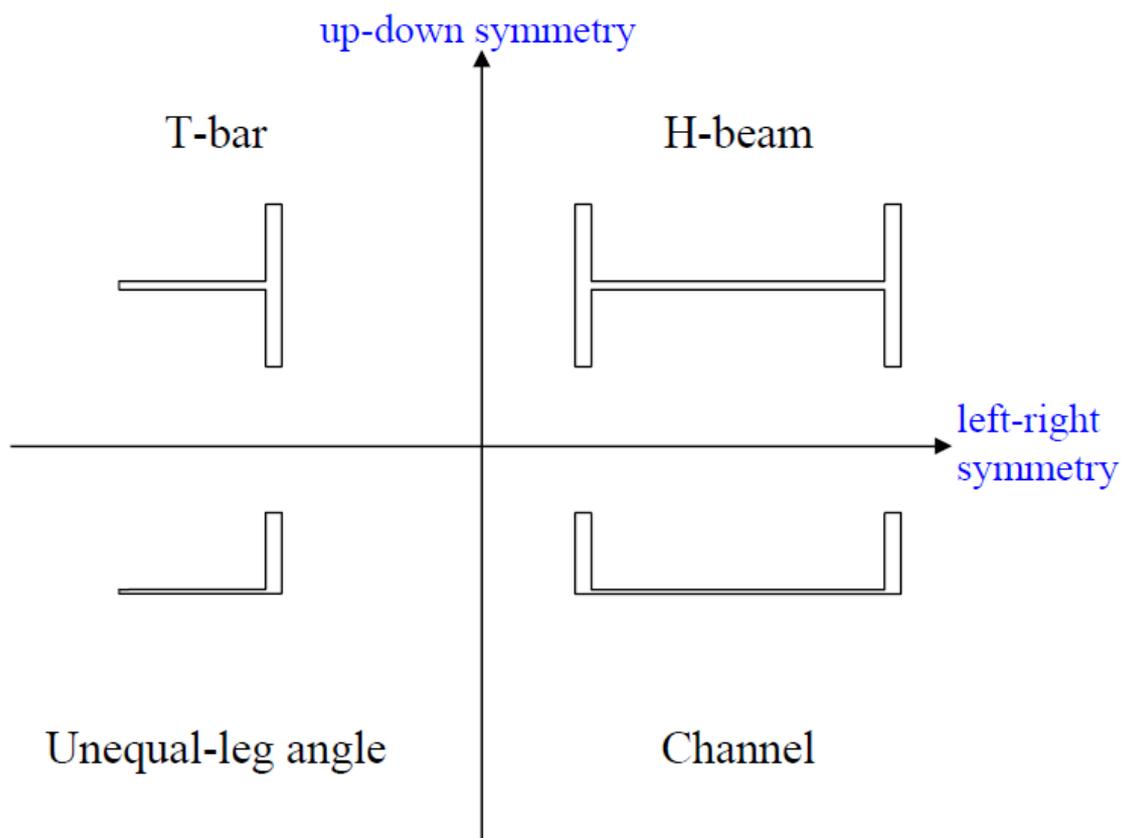


Fig. 6-1 Four types of section symmetries

それでは、断面の対称性は断面寸法の変化そのものにどのような影響を及ぼすのであろうか。本研究で取り上げたどの断面の形鋼でも、フランジ幅広がりには圧下バランスに対して線形に変化するという特性を示した。しかし、幅広がりの変形量そのものに何らかの関連性があるかどうかについては、未検討であった。例えば、T形鋼はH形鋼の1/2に類似した断面を有しており、両者の圧延変形量には何らかの共通する特性が存在する可能性がある。H形鋼ユニバーサル圧延は実際の形鋼製造に広く用いられており、適切な圧延機の設定や操業条件について多くの知見がある。もし、H形鋼と他の形鋼のユニバーサル圧延に変形の類似性が認められるのであれば、H形鋼ユニバーサル圧延の知識を転用することが可能である。このような技術移転は、新たにT形鋼や溝形鋼、不等辺不等厚山形鋼のユニバーサル圧延を実際の工場で実施する場合に、非常に有益な情報になると考えられる。

そこで、H形鋼とT形鋼のユニバーサル圧延変形を、有限要素解析を用いて比較することを試みた。さらに、溝形鋼の1/2断面に類似した不等辺不等厚山形鋼についても、同様の調査を実施した。以上の結果から、断面の対称性がユニバーサル圧延変形に及ぼす影響について検討する。

6.2 T形鋼とH形鋼のフランジ幅広がり変形の比較

H形鋼ユニバーサル圧延では、ウェブの中央は対称面になっている。また、T形鋼ユニバーサル圧延では、ウェブ内法寸法の変化量が小さいことが第3章で確認された。そこで、H形鋼の半分の断面を有するT形鋼が、元のH形鋼のフランジ幅広がり変形と同様の特性を示すのではないかと予想した。このような仮定に基づき、第3章のT形鋼ユニバーサル圧延を左右対称に2倍にしたH形鋼を想定したユニバーサル圧延の有限要素解析を実施することにした。

6.2.1 解析条件

H形鋼ユニバーサル圧延の解析は、T形鋼のユニバーサル圧延解析と同様に、CORMILL System[37,145,146]を用いた定常圧延解析で実施した。この解析では、Fig. 3-10に示すT形解析の断面と要素分割をそのまま用い、これをFig. 6-2に示すように上下左右対称とすることにより、H形鋼の1/4断面とした。したがって、解析されたH形鋼の製品断面寸法はウェブ高さ660mm、フランジ幅136mmに相当する。左右対称の境界条件以外の解析条件は、Table 3-3に示す値をそのままH形鋼ユニバーサル圧延解析にも適用した。解析条件を改めてTable 6-1にまとめて示す。

また、変形抵抗式もT形鋼ユニバーサル圧延解析と同じ式[147]を用いた。

$$kf = 113.2 \cdot (0.02 + \varepsilon)^{0.21} \cdot \dot{\varepsilon}^{0.13} \quad (6-1)$$

ここで、 kf は変形抵抗(MPa)、 ε はひずみ、 $\dot{\varepsilon}$ はひずみ速度である。圧延材の温度は全体で均一な 1000℃を仮定し、炭素量は 0.15%とした。



Fig. 6-2 Initial section and elements of T-bar and H-beam

Table 6-1 Numerical conditions

Condition of inlet section		Thick section
Product size of H-beam		600 × 125
Inlet material size (mm)	Web height, H	660
	Flange width, B	136
	Web thickness, tw_0	20
	Flange thickness, tf_0	40
Roll diameter (mm)	Horizontal roll	900
	Vertical roll	700
Horizontal roll rotation speed		10 radian/sec
Flange inclination angle		6 deg.
Target thickness reduction	Web, r_w	$r_w = 15\%$, $r_f = 12, 15, 18, 21, 24\%$
	Flange, r_f	$r_w = 21\%$, $r_f = 18, 21, 24, 27, 30\%$
Friction coefficient		0.3

6.2.2 解析結果

T形鋼の2倍断面H形鋼のユニバーサル圧延解析は、すべての条件で問題なく終了した。解析で得られた板厚とフランジ幅を用いて、圧下バランスやフランジ幅広がりパラメータ $\ln(B_1/B_0)$ を算出した。圧下バランスとフランジ幅広がりパラメータの関係を、対応するT形鋼の解析結果と合わせて Fig. 6-3 に示す。2つの異なる断面の回帰直線の傾きはH形鋼で 0.624、T形鋼で 0.560 であり、H

形鋼が T 形鋼よりも若干大きい。しかし、このような小さな傾きの違いを除けば、T 形鋼とこの 2 倍の断面を有する H 形鋼のフランジ幅広がり変形特性は、よく一致していることがわかる。

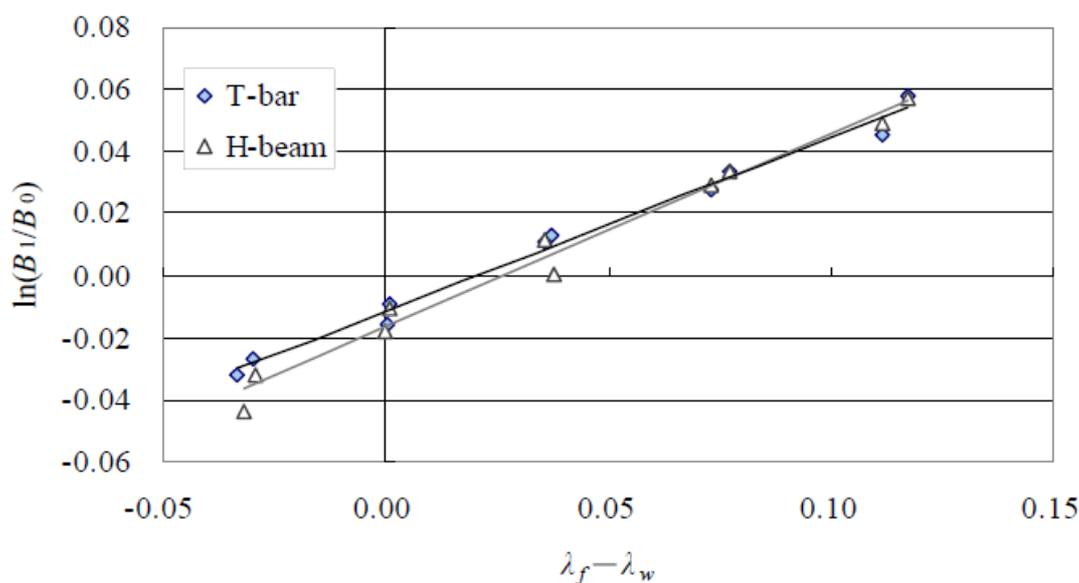


Fig. 6-3 Flange spread behavior of T-bar and H-beam

この傾きの差は境界条件の違いによるものと考えられる。有限要素モデルにおいて、T 形鋼のウェブの端部は H 形鋼のウェブ中央になる位置にある。H 形鋼のウェブ中央は対称面であるため、幅方向の変位が完全に拘束されているが、T 形鋼のウェブ先端は自由表面のため水平方向に変位することができる。ウェブ先端の変位がウェブとフランジの相互作用を緩和し、これにより T 形鋼の回帰直線の傾きが若干小さくなったものと推測される。

以上の解析結果から、ウェブとフランジの相互作用にこのような小さな違いがあるものの、T 形鋼のフランジ幅広がりにはウェブ先端を対称面にして断面を 2 倍にした H 形鋼とほとんど同じ挙動となることが、定量的に確認できた。

6.3 溝形鋼と不等辺不等厚山形鋼のユニバーサル圧延変形比較

不等辺不等厚山形鋼の断面形状は L 形であり、溝形鋼を左右に半分にした片方の断面に類似している。そこで、T 形鋼と H 形鋼の比較と同様に、第 5 章の解析に用いた不等辺不等厚山形鋼の断面を左右対称に 2 倍にした溝形鋼を想定し、ユニバーサル圧延の有限要素解析を実施した。

6.3.1 解析条件

解析には、第 4 章の溝形鋼や第 5 章の不等辺不等厚山形鋼の非定常圧延解析で使用したものと同一プログラムを用いた。解析の圧延材断面形状と境界条件を **Fig. 6-4** に示す。断面形状は **Fig. 5-10** に示す不等辺不等厚山形鋼と同じであり、**Fig. 6-4** 中の破線の位置（ウェブ先端）に垂直な対称面を設定し、左右対称な 1/2 モデルとして溝形鋼ユニバーサル圧延解析を実施した。左右対称の境界条件以外は、**Table 5-2** にまとめた不等辺不等厚山形鋼と同じ解析条件を用いた。2 倍断面溝形鋼のユニバーサル圧延の解析条件を **Table 6-2** に示す。

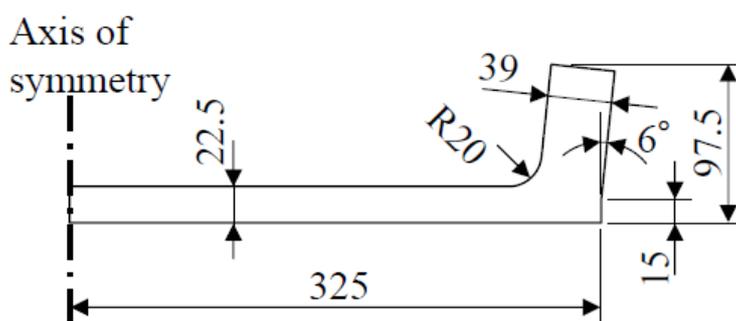


Fig. 6-4 Channel section before rolling

Table 6-2 Numerical conditions of channel rolling simulation

Product size of channel		600 × 90
Inlet stock size (mm)	Web height; H	650
	Flange width; B	97.5
	Web thickness; t_w	22.5
	Flange thickness; t_f	39
Roll diameter (mm)	Horizontal roll	900
	Vertical roll	700
Horizontal roll rotation speed		40 rpm
Flange inclination angle		6°
Target thickness reduction	Web; r_w	$r_w = 15\%$
	Flange; r_f	$r_f = 12, 15, 18, 21, 24\%$
Friction coefficient	Stock – roll	0.4
	Stock – table & guide	0.0
Young's modulus		100000N/mm ²
Poisson ratio		0.3

熱間鋼の変形抵抗式である美坂の式[147]を用い、圧延温度 1000°C、炭素量 0.15%として以下の変形抵抗式を作成した。

$$kf = 113.2 \cdot \varepsilon^{0.21} \cdot \dot{\varepsilon}^{0.13} \quad (6-2)$$

ここで、 kf は変形抵抗 (MPa) であり、 ε はひずみ、 $\dot{\varepsilon}$ はひずみ速度である。この式を用いて、解析で使用する変形抵抗データを作成した。なお、式(6-2)においては、ひずみを 0.002 にした値を塑性変形開始の変形抵抗とした。

6.3.2 解析結果

溝形鋼の圧延解析は、すべての条件で問題なく実施できた。フランジ圧下率 r_f が 12%、18%、24%の 3 条件で解析した圧延後の断面形状を、不等辺不等厚山形鋼 (L 形) と溝形鋼 (U 形) で比較して Fig. 6-5 に示す。2つの製品で、フランジの垂直方向の位置が異なっており、不等辺不等厚山形鋼のフランジ上端位置が r_f の上昇につれて下方向に変化していることがわかる。

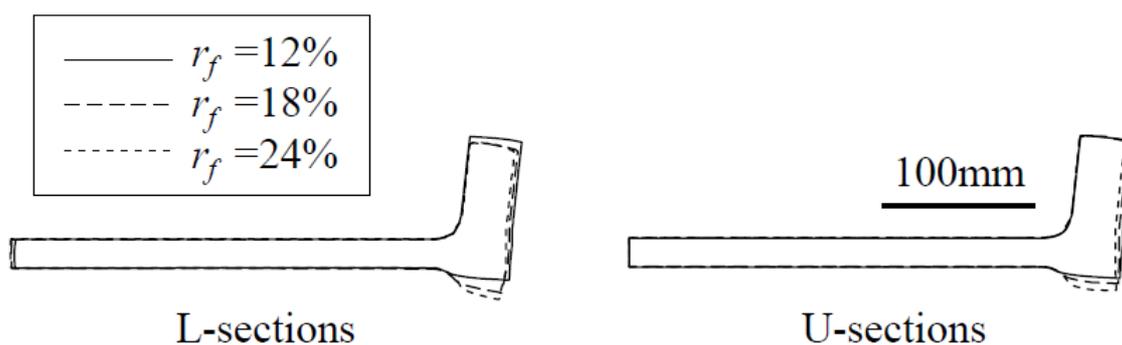


Fig. 6-5 Sections after rolling in FE analysis

不等辺不等厚山形鋼と溝形鋼のフランジ幅広がり と 圧下バランスの関係を Fig. 6-6 に示す。不等辺不等厚山形鋼のフランジ幅広がり は、常に溝形鋼よりも大きかった。また、溝形鋼は左右対称であるため、ウェブ内法 LH の変化はゼロである。これに対して、不等辺不等厚山形鋼は Fig. 5-13 から分かるように、いずれの圧延条件でも LH が増加した。

フランジ深さの変化量である Δd は、Fig. 6-7 に示すように明瞭な変化傾向の相違があった。どちらの製品でも Δd は減少しているが、不等辺不等厚山形鋼では圧下バランスの増加に伴い Δd がより減少するのに対し、溝形鋼は圧下バランスによらずほぼ一定の減少量を維持していた。溝形鋼の Δd が圧下バランスによらずほぼ一定の値を示すことは第 4 章でも指摘されていたが、より扁平な断面寸法の溝形鋼でも同様の变形挙動を示すことがわかった。

突起高さ Δh は、**Fig. 6-8**に示すように圧下バランスが-0.02付近でほぼ同じ値である。しかし、不等辺不等厚山形鋼は圧下バランスの上昇に伴う Δh の増加が大きく、回帰直線の傾きが溝形鋼の2倍程度であった。

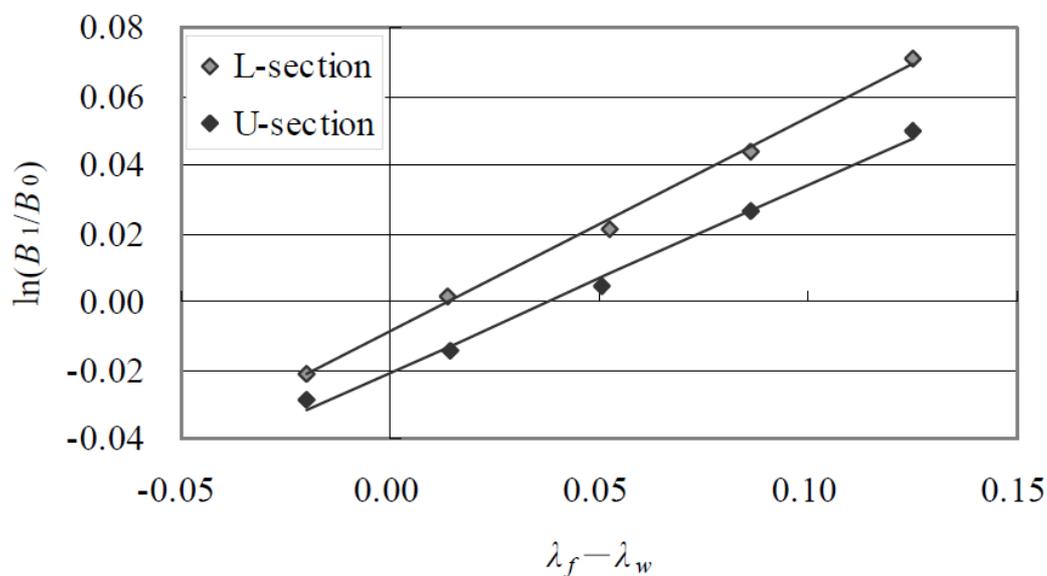


Fig. 6-6 Flange spread behavior of L and U-sections

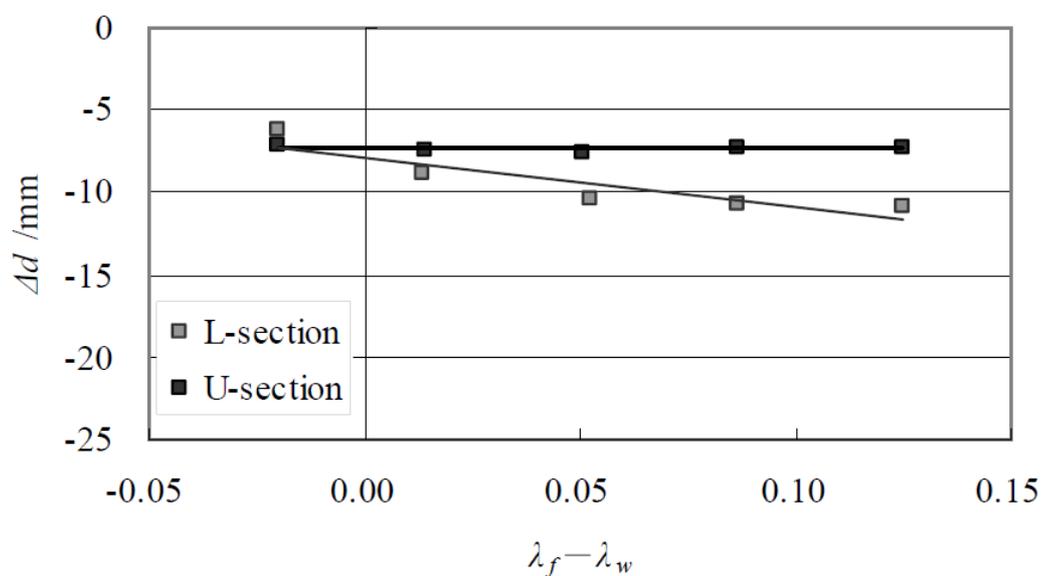


Fig. 6-7 Flange depth behavior of L and U-sections

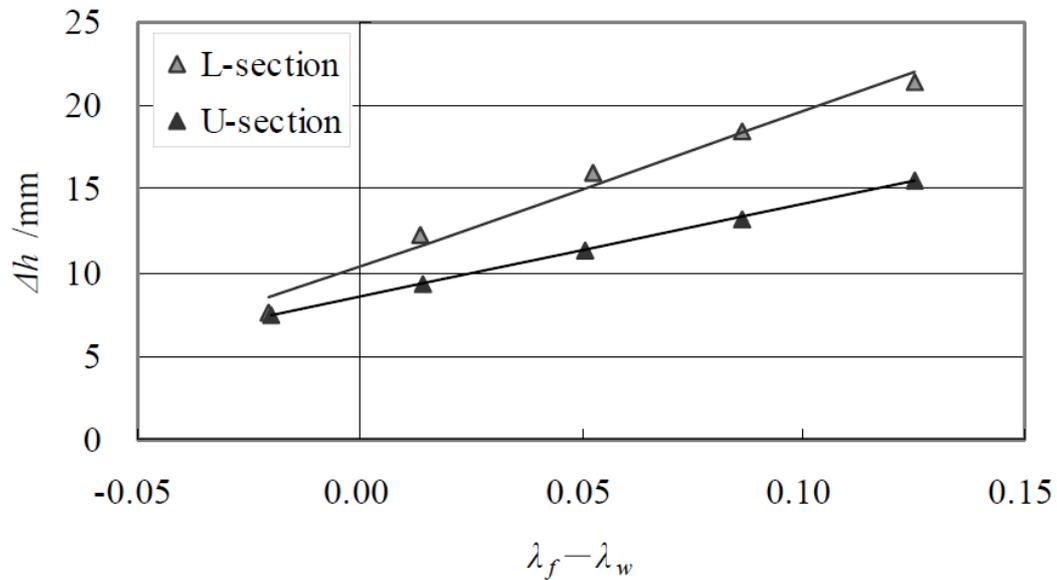


Fig. 6-8 Bulge height behavior of L and U-sections

以上の結果から、不等辺不等厚山形鋼と溝形鋼の間には、H形鋼とT形鋼で見られたようなユニバーサル圧延変形の類似性が小さいことが明らかになった。そこで、変形の類似性が小さい理由を検証するため、圧延方向の変形履歴を詳細に調査した。ロール軸心位置から150mm上流の不等辺不等厚山形鋼と溝形鋼の断面姿勢を比較して、Fig. 6-9に示す。3種類のフランジ圧下率 r_f に対する断面の輪郭を表しており、不等辺不等厚山形鋼の断面はFig. 5-16と同じ図である。

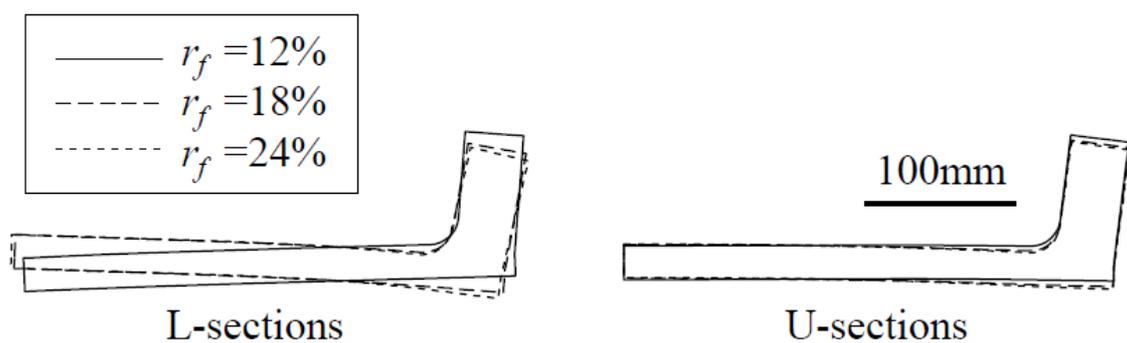


Fig. 6-9 Sections at 150mm upstream from roll axes plane

不等辺不等厚山形鋼の断面は r_f によって異なる回転角度となったが、溝形鋼の断面位置はより安定しており、若干のウェブの湾曲が見られる程度である。溝形鋼の左右の対称性が圧延変形での断面姿勢の安定性を高め、その結果とし

て変形量が少ないレベルに抑えられていると考えられる。

また、不等辺不等厚山形鋼は r_f の増加に伴う断面の回転によってウェブ先端が左方向に移動しているが、溝形鋼はこの位置が対称面であるため、左右方向の変位がゼロである。このことから、不等辺不等厚山形鋼ユニバーサル圧延で観察された、圧下バランスが大きいほどウェブ内法の幅広がり量が大きくなるという予想外の変形挙動が、圧延機入側における圧延材の回転に起因していることが明らかになった。

以上をまとめると、不等辺不等厚山形鋼と溝形鋼のユニバーサル圧延変形が定量的に一致しない理由として、不等辺不等厚山形鋼の断面が上下左右非対称であり、圧延入側の回転が生じやすいことが大きく影響していると考えられる。

6.4 考察

形鋼の断面の対称性が圧延変形に及ぼす影響を、T 形鋼と H 形鋼および不等辺不等厚山形鋼と溝形鋼の 2 ケースで定量的に調査した結果、前者の組合せでは変形特性に定量的な相関があったのに対し、後者の組合せでは定量的な相関があまり見られなかった。Fig. 6-1 に示すように、どちらの組合せも左右対称断面とその 1/2 という関係は同じであるにも関わらず、なぜこのような違いが生じたのか、以下にその要因を考察する。

第 4 章において、溝形鋼ユニバーサル圧延ではフランジ内面と水平ロールの摩擦によって下方向の力が発生しており、これがフランジ深さの減少やコーナー部外面の突起が生じる原因となっていることを明らかにした。また第 5 章では、不等辺不等厚山形鋼のユニバーサル圧延において、圧延入側で発生する圧延材の回転の大きさにフランジ内面の摩擦力が影響していることを示した。同様の摩擦力は、他の断面でも発生しているはずであるが、それが変形に影響するのは溝形鋼と不等辺不等厚山形鋼の上下非対称断面であった。その理由を考察するため、各形鋼のユニバーサルにおいて、フランジ内面の摩擦力が作用する場所と方向を Fig. 6-10 にまとめた。図中の矢印がフランジ内面摩擦力を示す。

H 形鋼と T 形鋼は上下対称な断面形状であることから、フランジ内面の摩擦力は上下のフランジに同じ大きさで発生する。上フランジには下方向、下フランジには上方向の同じ大きさの力が作用するため、上下の力が釣り合って、圧延変形への影響が顕在化しない。これに対して、上下非対称な断面の形鋼は、フランジが上下の片方のみであるため、ウェブ方向の摩擦力がフランジに作用し、形鋼断面が上下対称に近づく方向にフランジが変形する。その結果、フランジ深さが減少し、外面の突起が生じると考えられる。さらに、対称面を持たない不等辺不等厚山形鋼は、摩擦力の釣り合いが取れないため、断面の回転が生じることが分かる。

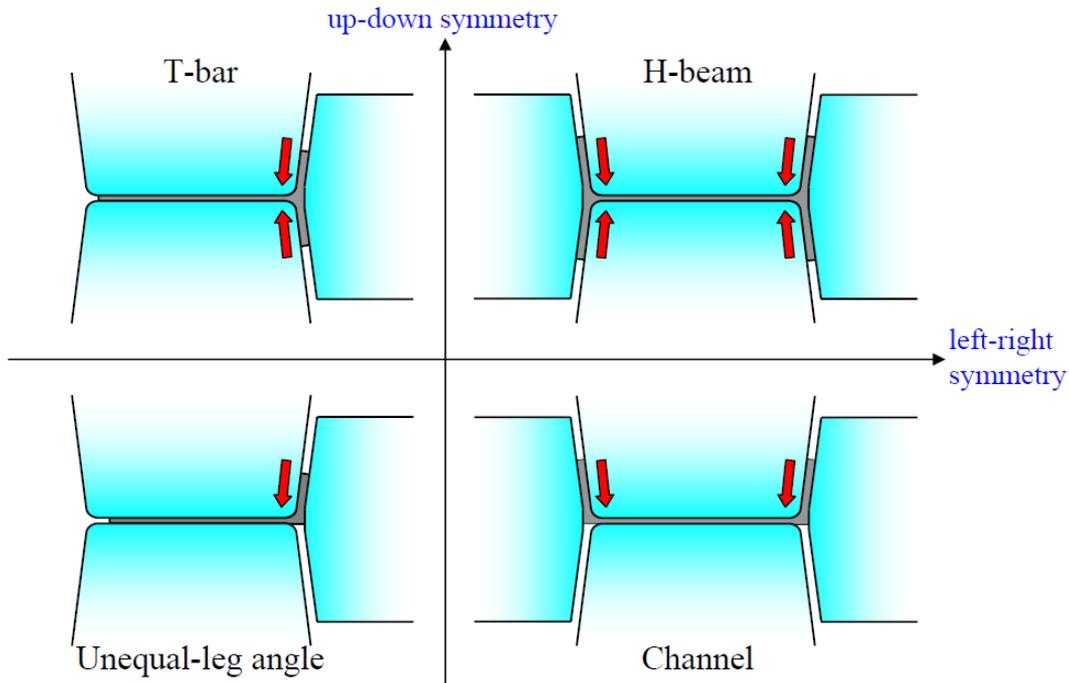


Fig. 6-10 Friction force at flange inside surface in universal rolling

以上のことから、H形鋼とT形鋼はどちらも上下対称な断面形状であることから、変形量が比較的良好で一致し、圧延の安定性が良好であったものと考えられる。一方、上下非対称な溝形鋼と不等辺不等厚山形鋼の場合には、左右の対称性の有無によって完全に非対称な断面の場合が生じることになる。対称面がない不等辺不等厚山形鋼には圧延機入側での断面の回転が発生するため、変形量が溝形鋼と定量的に一致しなかったものと考えられる。以上のように、形鋼断面の対称性は、断面の圧延変形に大きな影響を及ぼすことが明確に示された。

なお、本研究では、上下の対称性が異なる組合せ（H形鋼と溝形鋼、T形鋼と不等辺不等厚山形鋼）についての比較を実施しなかったが、上下の対称性の有無によってフランジの変形が異なることが明らかになったことを踏まえて、変形量の定量的な一致は見られないと予想する。必要があれば、有限要素解析を用いてこれらの形鋼の変形を詳細に調査できることが、本研究のこれまでの結果から分かっているため、ここではこれ以上の検討は行わないことにする。

以上の検討結果から、断面の対称性のパターンとユニバーサル圧延の安定性についてまとめると、上下左右対称の断面が最も圧延が安定し、上下対称、左右対称、非対称の順番に安定性が悪化すると考えられる。上下左右が非対称な断面形状の製品は、孔型圧延でも孔型形状の設計難易度が高いことが知られているが、本研究ではユニバーサル圧延でも同様の特徴があることが明らかにな

った。さらに、第 1 章で述べたように近年ユニバーサル圧延法が広く普及しているレールは、断面形状が上下対称かつ左右非対称である。H 形鋼に次いで圧延安定性が高い断面形状であることが、ユニバーサル圧延法普及の大きな要因と考えられる。

6.5 結言

断面の対称性がユニバーサル圧延変形に及ぼす影響を調査するため、有限要素解析を用いて、T 形鋼とこれを左右対称な 2 倍の断面にした H 形鋼のユニバーサル圧延変形を比較した。また、不等辺不等厚山形鋼とこれを左右対称な 2 倍の断面にした溝形鋼についても、有限要素解析による変形比較を実施した。得られた知見を以下に示す。

- T 形鋼と 2 倍断面 H 形鋼のフランジ幅広がり変形はよく似た傾向を示し、定量的にもほぼ一致することが明らかになった。
- 不等辺不等厚山形鋼と 2 倍断面溝形鋼の間では、フランジ幅、ウェブ内法、フランジ深さ、突起高さの変形量の関連性が小さいことがわかった。
- 不等辺不等厚山形鋼と溝形鋼の変形量が異なる原因を有限要素解析で得られた変形推移から調査した。非対称断面の圧延材は圧延入側で生じる断面の回転が圧延変形に大きく影響しており、これが溝形鋼の圧延変形との顕著な相違であることがわかった。
- 上下対称な断面形状の圧延ではフランジ内面と水平ロール側面の間で作用する摩擦力が上下で打ち消しあうのに対し、上下非対称な断面の圧延ではフランジを上下対称な方向に変形させる力が働くことが、上下対称断面との大きな違いと考えられる。
- 断面の対称性のパターンとユニバーサル圧延の安定性について考察した結果、上下左右対称の断面が最も圧延が安定し、上下対称、左右対称、非対称の順番に圧延安定性が悪化すると推定した。
- 上下非対称や上下左右非対称な断面形状の形鋼製品をユニバーサル圧延で工業生産するためには、フランジの上下移動や断面の回転を抑制する効果の高いロール形状、適切なガイド装置等の開発が非常に重要と考えられる。

第7章 結論

形鋼のユニバーサル圧延法は、孔型圧延法に対して多くの優位性を持っており、圧延変形をより詳細に理解することができれば、さらなる適用品種の拡大や生産性の向上が期待できる。そこで、本研究では、断面の対称性が異なる4種類の形鋼についてユニバーサル圧延の可能性と変形特性を詳細に調査し、圧延変形に及ぼす圧延条件の影響と、断面对称性が変形に及ぼす影響を明らかにした。以下に、各章で得られた結論を総括する。

第1章では、代表的な形鋼圧延法である孔型圧延法とユニバーサル圧延法についての従来研究を整理するとともに、形鋼ユニバーサル圧延の課題を明らかにし、本研究の目的を述べた。

第2章では、H形鋼ユニバーサル圧延変形に関する過去の研究を整理した上で、モデル圧延実験と定常3次元有限要素解析を実施し、幅広い圧延条件におけるフランジ幅広がり変形を詳細に調査した。その結果、H形鋼ユニバーサル圧延の詳細な変形データが得られるとともに、有限要素解析でウェブの肉引けやウェブ厚の回復のようなユニバーサル圧延特有の現象を再現し、定量的に評価できることを明らかにした。

また、フランジ幅広がりモデルを数値解析により決定する方法を検討した。解析のフランジ幅広がり挙動は、モデル圧延実験と非常に良く一致し、有限要素解析の精度の高さが確認できた。目標とした、解析結果によるモデル定数の決定が可能であることも、立証された。

数値解析のデータから、ウェブとフランジの間のメタルフローを定量的に調査した結果、メタルフローがフランジ幅広がりを抑制する効果があることが明らかになった。また、メタルフロー率はウェブとフランジの応力状態によって変化していることを確認し、さらにウェブ中央の圧延方向応力がメタルフローに及ぼす影響を明らかにした。

以上の結果から、有限要素解析がH形鋼ユニバーサル圧延の正確な変形予測モデルを得るために有益なツールとなり得ることが明らかになった。フランジ幅広がり正確な予測は、H形鋼ユニバーサル圧延のパススケジュールの適正化に大きく貢献する技術である。例えば、圧延パス数を最小化することによって、より高い生産性と消費エネルギーの削減を実現することができる。また、ユニバーサル圧延の変形モデルの高精度化によって、寸法制御技術やユニバーサル圧延機の自動制御技術の発展に貢献することが可能と考えられる。有限要素解析を用いた高精度変形モデルの開発が、H形鋼製造技術の発展に大きなイ

ンパクトをもたらすことが期待される。

第3章では、一般的なユニバーサル圧延機を用いた新しいT形鋼の圧延法を、モデル実験と定常3次元有限要素解析によって検討した。実験結果より、本圧延法によるT形鋼製造の実現可能性が高いこと、また左右曲がり圧延条件の適正化やガイド適用によって防止できることを明確に示した。

また、フランジとウェブの幅広がり挙動を詳細に調査し、圧下バランスと幅広がりパラメータの線形関係を新たに明らかにした。この線形関係に基づいて、フランジとウェブの幅広がり予測が可能なモデル式を提案した。また、有限要素解析がT形鋼の圧延変形を調査する有益な方法であることも立証された。

さらに、鉛をモデル材料に用いて素材から製品までの多パス圧延実験を行い、ユニバーサル圧延法によるT形鋼製造の可能性を検証した。多パス圧延実験において、フランジ幅はユニバーサル圧延で増加し、エッジ圧延で減少するパターンで推移した。また、ウェブ高さはユニバーサル圧延のフランジ厚圧下で減少し、エッジ圧延ではフランジが幅圧下されることによる増厚でやや増加する推移を示した。結論として、ユニバーサル圧延とエッジ圧延の繰り返しにより、目標断面寸法のT形材を圧延することが可能であることを明らかにした。

以上の結果より、この新しいT形鋼ユニバーサル圧延法の実用化の可能性を立証することができた。ユニバーサル圧延によるフレキシブルなT形鋼製造方法は、造船用T形鋼だけでなく、従来溶接T形鋼が使われていた様々な用途の製品に適用が可能であることから、大きな発展性を持つ技術であると考えられる。

第4章では、モデル圧延実験と2種類の有限要素法によって、溝形鋼ユニバーサル圧延の変形挙動を詳細に調査した。

実験結果より、フランジ幅広がり挙動はH形鋼とT形鋼のユニバーサル圧延変形と同じ傾向であることが示された。また、上下非対称なフランジの変形であるフランジ外面コーナー部の突起高さやフランジ深さの変化量を調査し、圧下バランスがこれらの非対称変形に及ぼす影響を明らかにした。

続いて非定常3次元有限要素解析を実施し、解析結果が実験の変形とよく一致することを示した。さらに、フランジ内面と水平ロール側面の摩擦力の解析結果から、下方向の摩擦力が突起高さに及ぼす影響を明らかにした。

また、定常3次元有限要素解析の溝形鋼ユニバーサル圧延への適用も試みた。フランジ深さと突起高さの解析結果には実験結果からのある程度の乖離が見られたものの、圧下バランスに対する変形挙動の傾向は実験と同様であることがわかった。この結果に基づき、9種類の圧延条件で定常解析を実施し、圧下率の

影響を詳細に調査した。その結果、溝形鋼ユニバーサル圧延の変形挙動の予測における圧下バランスの重要性を明確に示した。

以上の結果によって、ユニバーサル圧延における溝形鋼の変形挙動に圧下バランスが及ぼす影響を定量的に明らかにした。これらの新たな知見は、適切な圧延条件の決定を通じて、ユニバーサル圧延法を溝形鋼の製造により広く適用するための一助になることが期待される。

第 5 章では、上下左右非対称な断面を有する形鋼のユニバーサル圧延変形の特徴を明らかにするため、鉛を用いたモデル圧延実験と非定常 3 次元有限要素解析を実施した。圧下バランスがフランジ幅、ウェブ内法、フランジ深さ、突起高さの変化に及ぼす影響を詳細に調査した結果、これらの寸法の圧延変形量が、圧下バランスに対して線形に変化するモデル式で表現できる可能性を見いだした。

ただし、前章までの対称性を有する断面形状の形鋼とは異なり、実験と解析の結果にいくつかの相違が見られた。解析結果では、圧下バランスに対するフランジ幅変化の傾きが実験よりも大きく、またフランジ深さの減少量が高圧下バランスの領域で飽和する傾向があった。そこで、有限要素解析結果を用いて圧延方向の変形進行状況を詳細に観察し、これらの相違が生じる原因を詳細に調査した。その結果、圧延機入側でフランジが下がりウェブ先端が上がる方向に、圧延材が回転していることが明らかになった。

解析では圧延機入側のテーブルが完全固定となっていたため、高圧下バランスの領域で圧延材の回転が抑制されていた。これに対して実験ではテーブルが弾性変形によって下降する様子が観察されており、圧延材の回転を抑制する効果が解析よりも小さかった。このテーブル拘束の違いが、高圧下バランスの条件でフランジ深さの変化傾向が異なった原因と考えられる。

以上の不等辺不等厚山形鋼ユニバーサル圧延変形の調査結果から、上下左右が非対称な断面の形鋼をユニバーサル圧延する場合の課題が明確に示された。すなわち、断面に対称性を有する形鋼には見られない圧延材の回転が、圧延変形に大きく影響しているという特性である。圧延機入側での圧延材の回転を抑制し圧延姿勢を制御することが、非対称断面の形鋼をユニバーサル圧延する際に極めて重要であることが明らかになった。

第 6 章では、断面の対称性がユニバーサル圧延変形に及ぼす影響を定量的に調査するため、定常 3 次元有限要素解析を用いて、T 形鋼とこれを左右対称な 2 倍の断面にした H 形鋼のユニバーサル圧延変形を比較した。また、不等辺不等厚山形鋼とこれを左右対称な 2 倍の断面にした溝形鋼についても、非定常 3 次

元有限要素解析による変形比較を実施した。

その結果、T形鋼と2倍断面H形鋼のフランジ幅広がり変形は非常によく似た傾向を示し、定量的にもほぼ一致することが明らかになった。一方、不等辺不等厚山形鋼と2倍断面溝形鋼の間では、フランジ幅、ウェブ内法、フランジ深さ、突起高さの変形量の関連性が小さいことがわかった。

また、その原因について考察を行い、上下対称な断面形状の圧延ではフランジ内面と水平ロール側面の間で作用する摩擦力が上下で打ち消しあうのに対し、上下非対称な断面の圧延ではフランジを上下対称な方向に変形させる力が働くことと、非対称断面の圧延材が圧延入側で自由に回転できる影響が大きいことを示した。さらに、断面の対称性のパターンとユニバーサル圧延の安定性について考察した結果、上下左右対称の断面が最も圧延が安定し、上下対称、左右対称、非対称の順番に安定性が悪化すると結論づけた。

以上の結果から、上下非対称や上下左右非対称な断面形状の形鋼製品をユニバーサル圧延で工業生産するためには、フランジの上下移動や断面の回転を抑制する効果の高いロール形状やガイド装置の開発が、非常に重要であることが明らかになった。

また、本研究の全体からの成果として、各種の断面形状を有する形鋼のユニバーサル圧延変形を調査する場合に、適切な有限要素解析モデルが明らかになった。H形鋼のような上下左右対称な形鋼は、定常圧延解析を用いて短時間に精度のよい解を得ることができる。また、T形鋼のように上下対称かつ左右非対称なユニバーサル圧延にも、定常圧延解析の適用が可能である。一方、溝形鋼のような上下非対称かつ左右対称なユニバーサル圧延では、定常解析する場合に圧延材の上下方向位置の適正化が必要となるため、解析時間は長いものの非定常解析の有用性が高まる。さらに、不等辺不等厚山形鋼のように上下左右非対称な断面形状の形鋼では、圧延材の上下左右方向の移動に加えて回転が生じるため、適切な定常圧延解析が一層困難になり、非定常解析の有用性がさらに高まると考えられる。

最後に本研究の結果が形鋼ユニバーサル圧延にもたらす効果と、今後の研究の展望について述べる。本研究では、有限要素解析を用いて様々な条件のユニバーサル圧延変形のモデル式が簡単に得られることを示した。H形鋼ユニバーサル圧延のフランジ幅広がり変形のモデル式を有限要素解析により決定することで、従来よりも高精度かつきめ細かなモデル式を作成することができるので、実際に工場でH形鋼を圧延する際の寸法制御精度向上に大きく役立つものと考えられる。また、本研究で明らかになったT形鋼や溝形鋼、不等辺不等厚山形

鋼の圧延変形特性は、様々な断面形状の形鋼製品をユニバーサル圧延で製造する技術の開発に応用することが可能である。断面の対称性に応じた特有の断面寸法変化、曲がり、反り、そして圧延入側での回転などの知見を基にして、望ましくない変形を抑制し断面形状の良好な製品を製造するための圧延条件、ロール形状、ガイド形状、潤滑などを適切に選定できるものと考えられる。また、その際、圧下バランスに基づく圧延変形予測モデルが、圧延プロセスの適正化に貢献できるものとする。

本研究では、有限要素解析を用いて、様々な断面形状のユニバーサル圧延変形の特性を調査した。この手法はユニバーサル圧延における幅広がり変形だけでなく、形状不良が発生しない適正圧延条件範囲のモデル化や、エッジャ圧延における高精度変形モデルの開発、さらには圧延負荷特性の調査やモデル化にも応用できると考える。ユニバーサル圧延における幅広がりの予測は適切な圧延条件を設定するための重要な基本モデルの一つであるが、ユニバーサル圧延とエッジャ圧延の繰り返しが行われる実際の圧延工程においては、形状不良が発生しない圧延条件範囲やエッジャ圧延におけるフランジ変形の情報が入ススケジュールの適正化に不可欠である。また、各パスの目標寸法が決定された後には、それぞれの圧延荷重を予測してこれによる圧延機の変形を補正する位置にロールを設定する必要があり、荷重予測モデルの高精度化は重要な課題である。今後、これら高精度モデルの開発において、有限要素解析の活用が新たな境地を切り開くことを期待する。

本研究の内容が、今後の形鋼圧延技術開発の一助となれば幸いである。

参考文献

- [1] World Steel Association ホームページ統計資料より (2014/1/30 閲覧)
<http://www.worldsteel.org/statistics/statistics-archive/annual-steel-archive.html>
- [2] 鉄鋼新聞社 編：鉄鋼年鑑 昭和 43 年度版, 鉄鋼新聞社, 東京, (1968), 1.
- [3] 鉄鋼新聞社 編：鉄鋼年鑑 平成 23 年度版, 鉄鋼新聞社, 東京, (2011), 1.
- [4] 松野太郎：ふえらむ, **1**(1996), 504-510.
- [5] J. M. Allwood: steel research int. Special Edition, 10th International Conference on Technology of Plasticity, ICTP 2011, (2011), 27-42.
- [6] 西野誠：ふえらむ, **3**(1998), 23-26.
- [7] J. M. Allwood and J. M. Cullen: Sustainable Materials, UIT Cambridge Ltd., Cambridge, (2012), 76-77.
- [8] 辻本敏：ふえらむ, **12**(2007), 210-217.
- [9] 日本鉄鋼協会 編：第 3 版 鉄鋼便覧 第Ⅲ巻(2) 条鋼・鋼管・圧延共通設備, 丸善, 東京, (1980), 717-719, 760-762.
- [10] 永井親久：第 98・99 回西山記念技術講座, 日本鉄鋼協会, 東京, (1984), 5-35.
- [11] 日本塑性加工学会 編：棒線・形・管圧延, コロナ社, 東京, (1991), 8-10, 85-108.
- [12] 日本鉄鋼協会 編：板圧延の理論と実際 (改訂版), 日本鉄鋼協会, 東京, (2010), 5-49.
- [13] 日本塑性加工学会 編：板圧延, コロナ社, 東京, (1993), 24-35.
- [14] J. G. Lenard: Primer on Flat Rolling, Elsevier Ltd., London, (2007), 38-70.
- [15] 戸澤康壽, 石川孝司, 岩田徳利：塑性と加工, **23**(1982), 1181-1187.
- [16] 柳本潤：材料とプロセス, **13**(2000), 276-279.
- [17] 塑性加工学会 編：塑性加工便覧, コロナ社, 東京, (2006), 98-108.
- [18] 中島浩衛, 渡辺和夫：第 41 回塑性加工シンポジウム, (1972), 41-50.
- [19] 渡辺和夫：塑性と加工, **43**(2002), 473-477.
- [20] R. E. Beynon: Roll Design and Mill Layout, Association of Iron & Steel Engineers, Pittsburgh, (1956), 14-34, 103-178.
- [21] E. E. Brayshaw: Rolls and Rolling, Blaw-Knox Company, Pennsylvania, (1958).
- [22] R. B. Corbett: Rolls for the metalworking industries, Iron and Steel Society, Inc., Warrendale, (1990), 73-85.

- [23] 中島浩衛, 渡辺和夫: 塑性と加工, **13**(1972), 751-760.
- [24] 中島浩衛, 渡辺和夫, 加茂川善郎, 土屋孝男, 柳本左門, 三木武司: 製鉄研究 **275**(1972), 42-67.
- [25] 日下部俊, 平沢猛志, 田中稔: 日本鋼管技報, **59**(1973), 13-24.
- [26] 柳本潤, 木内学, 井上幸雄: 平成4年度塑加春講論, (1992), 717-720.
- [27] 関和典, 山田健二, 伊藤会美, 濱渦修一, 阿高松男: 第43回塑加連講論, **43**(1992), 187-190.
- [28] 柳本潤, 木内学, 柴田一良: 第43回塑加連講論, **43**(1992), 199-202.
- [29] 柳本潤, 木内学, 柴田一良: 平成5年度塑加春講論, (1993), 29-32.
- [30] 小坂田宏造, 森謙一郎: 第43回塑加連講論, **43**(1992), 179-182.
- [31] 柳本潤, 木内学: 平成5年度塑加春講論, (1993), 25-28.
- [32] 山口晴生, 山田将之, 草場芳昭, 山田建夫: 第47回塑加連講論, **47**(1996), 269-270.
- [33] 山口晴生, 山田将之, 草場芳昭, 山田建夫: 材料とプロセス, **13**(2000), 294-297.
- [34] 日本鉄鋼協会 編: 圧延理論部会 理論解析技術検討会最終報告書「圧延の有限要素法による理論解析の実際」, 日本鉄鋼協会, 東京, (1998), 73-99.
- [35] 角村義幸, 武藤毅, 井上健一, 柳本潤: 材料とプロセス, **13**(2000), 290-293.
- [36] 井上幸雄, 柴田一良: 愛鋼技報, **19**(2001), 9-17.
- [37] J. Yanagimoto, Y. Kadomura, T. Muto and K. Inoue: steel research, **73**(2002), 526-530.
- [38] Y. Takashima, R. Kopp: Proc. 7th ICTP Conf., JSTP, Tokyo, (2002), 595-600.
- [39] 井口貴朗, D. R. J. Owen, G. Q. Liu: 第48回塑加連講論, **48**(1997), 63-64.
- [40] 福村勝, 宇田川辰郎: 材料とプロセス, **13**(2000), 298-301.
- [41] 中島浩衛: 形鋼圧延技術, 地人書館, 東京, (1999), 44-59, 71-195, 211-214.
- [42] W. L. Roberts: Hot Rolling of Steel, Marcel Dekker, Inc., New York and Basel, (1983), 179-191, 344-360.
- [43] 製鉄研究, **310**(1982), 88-98.
- [44] 鈴木弘: 圧延百話, 養賢堂, 東京, (2000), 155-160.
- [45] V. K. Bollmann and G. Kuchenbuch: Stahl und Eisen, **80**(1960), 1501-1507.
- [46] R. E. Shaffer: Iron and Steel Engineer, **40**(1963)1, 101-105.
- [47] H. E. Muller: Iron and Steel Engineer, **34** (1957)12, 85-97.
- [48] 日本鉄鋼協会: わが国における最近の大形形鋼製造技術の進歩, 日本鉄鋼協会, 東京, (1972), 84-102.

- [49] 平沢猛志: 圧延理論部会 30 周年記念公開シンポジウム 圧延技術発展の歴史と最近の進歩, 日本鉄鋼協会, 東京, (1985), 369-392.
- [50] T. Misawa, K. Nakayama, K. Ototani and T. Makino: 2nd Int. Conf. Steel Rolling, Düsseldorf Messegesellschaft mbH, Düsseldorf, (1984), A10.
- [51] 中川吉左衛門, 比良隆明, 阿部英夫, 金成昌平, 林宏之: 川崎製鉄技報, **11**(1979), 501-513.
- [52] 林慎也, 井田真樹, 藤本武, 山田健二, 濱渦修一: 材料とプロセス, **4**(1991), 1434-1437.
- [53] 林慎也, 生田和重, 西野胤治, 渡辺和夫, 山田健二, 井田真樹: 第 43 回塑加連講論, **43**(1992), 195-198.
- [54] 井口貴朗, 林宏之, 鏝田征雄: 塑性と加工, **35**(1994), 959-964.
- [55] J. Lemke: Technologie und FEM-Simulation beim Universalwalzen von Profilen, Freiburger Forschungshefte **B283**, (1998), 56-85.
- [56] T. Udagawa, Y. Takashima, M. Yoshida, J. Yanagimoto: Proc. 7th Int. Conf. Steel Rolling, ISIJ, Tokyo, (1998), 359-364.
- [57] 林慎也, 山田健二, 久恒貴史, 三浦洋介, 小川茂: 第 52 回塑加連講論, **52**(2001), 303-304.
- [58] 中島浩衛: 第 98・99 回西山記念技術講座, 日本鉄鋼協会, 東京, (1984), 59-90.
- [59] J. Desvallees: Iron and Steel Engineer, **64**(1987)3, 25-31.
- [60] R. Stambach: Stahl und Eisen, **87**(1967), 668-671.
- [61] 木下健太郎, 服部正善, 林田昊, 五十住公宏: 製鉄研究, **275**(1972), 1-19.
- [62] 五十住公宏, 戸次健二: 塑性と加工, **16**(1975), 420-434.
- [63] U. Svejksky, G. Ellis and R. E. Perala: AISTech 2004 Proc., Vol. 2, AIST, Warrendale, PA, (2004), 161-168.
- [64] U. Svejksky and T. Nerzak: Stahl und Eisen, **127**(2007)8, 55-60.
- [65] H. Pfeiler, N. Köck, J. Schröder and L. Maestrutti: MPT International, (2003)6, 40-44.
- [66] G. Nigris and J. Schröder: MPT International, (2002)3, 48-56.
- [67] U. Svejksky and T. Nerzak: MPT International, (2006)2, 74-80.
- [68] L. Maestrutti, L. Gori: AISTech 2011 Proc., Vol. 2, AIST, Warrendale, PA, (2011), 155-164.
- [69] 京井勲, 中島浩衛, 五十住公宏, 岸川官一, 渡辺和夫: 第 29 回塑加連講論, **29**(1978), 115-117.
- [70] M. Majewski: Der Kalibreur, **33** (1980), 35-44.

- [71] 中島浩衛, 五十住公宏, 渡辺和夫, 児玉牧夫, 京井勲: 製鉄研究, **299**(1979), 78-91.
- [72] J. Brück: Der Kalibreur, **45** (1986), 3-32.
- [73] H. Feldmann, G. Engel and D. Kosak: Der Kalibreur, **47** (1987), 25-32.
- [74] J. Lemke and T. Kosak: Freiburger Forshungshefte **B306**, (2000), 198-214.
- [75] M. Lange: AISTech 2005 Proc., Vol.2 , AIST, Warrendale, PA, (2005), 561-571.
- [76] R. Young: Iron Steel Technol., **4** (2007)9, 41-48.
- [77] 草場芳昭, 吉田達也: 材料とプロセス, **5**(1992), 1576.
- [78] 有泉孝, 平沢猛志, 東悦男, 古川遵: 材料とプロセス, **6**(1993), 487.
- [79] 京井勲, 中島浩衛, 五十住公宏, 戸次健二: 鉄と鋼, **65**(1975), S590.
- [80] 京井勲, 中島浩衛, 五十住公宏, 岸川官一, 渡辺和夫: 昭和 53 年度塑加春講論, (1978), 85-88.
- [81] K. Watanabe, K. Nakajima, I. Kyoi, M. Kodama and K. Iswozumi: 2nd Int. Conf. Steel Rolling, Düsseldorf Messegesellschaft mbH, Düsseldorf, (1984), A9.
- [82] P. J. Mauk, C. Overhagen and U. Stellmacher: Stahl und Eisen, **130**(2010)6, 24-39.
- [83] 瀬戸恒雄, 畠中淳, 芳村嘉夫, 藤本洋二, 馬場和史, 大本至宏: 川崎製鉄技報, **23**(1991)1, 8-15.
- [84] 志賀勝利, 土井彌彦, 朝生一夫, 阿部英夫, 橋本順次, 山口勝: 川崎製鉄技報, **23**(1991)1, 1-7.
- [85] 山中栄輔: 第 157・158 回西山記念技術講座, 日本鉄鋼協会, 東京, (1995), 27-57.
- [86] 北浜正法: ふえらむ, **1**(1996), 861-867.
- [87] D. Jennings: Scandinavian Journal of Metallurgy, (Suppl.), **26**(1997), 8-15.
- [88] 稲垣彰, 安河内醇, 板橋義則, 青柳幸四郎, 藤本武, 山本洋春, 川田勇: 新日鉄技報, **343**(1992), 9-17.
- [89] K. Matsuda: SEASI Quarterly Journal, **42**(2013)1, 58-63.
- [90] 古川遵, 槇ノ原操, 森実亨, 松田正義, 藤掛政久, 有泉孝: NKK 技報, **146**(1994), 1-8.
- [91] 林宏之, 鎗田征雄, 斎藤晋三, 藤本洋二, 河村有秀, 竹林克浩: 川崎製鉄技報, **23**(1991)1, 16-22.

- [92] H. Hayashi, E. Yamanaka and S. Saitoh: *Iron and Steel Engineer*, **73**(1996)10, 14-20.
- [93] 草場芳昭, 鹿野裕, 藤本邦治: *住友金属*, **43**(1991)7, 86-91.
- [94] 吉田博, 近藤信行, 三浦啓徳, 奥井隆徳, 橋本隆文, 河野幹夫: *川崎製鉄技報*, **23**(1991)1, 23-28.
- [95] W. E. Dittrich: *Iron and Steel Engineer*, **34**(1957)1, 67-75.
- [96] S. Barlow and G. Foster: *The Engineer*, (1957)11, 673-675.
- [97] *The Engineer*, (1958)10, 605-609, 637-640.
- [98] A. O. Mayo: *Iron and Steel Engineer*, **49**(1972)2, 52-57.
- [99] 小田切逸郎: *塑性と加工*, **16**(1975), 410-419.
- [100] 室田信男: 第 98・99 回西山記念技術講座, 日本鉄鋼協会, 東京, (1984), 93-136.
- [101] N. Fukuda: *Journal of Mechanical Working Technology*, **1**(1977), 3-34.
- [102] N. Shimamura, H. Nishimura, A. Asanuma and A. Maeda: *Iron and Steel Engineer*, **55**(1978)12, 35-41.
- [103] 有泉孝, 平沢猛志, 中内一郎, 森岡清孝, 脇本信幸: *鉄と鋼*, **79**(1993), 409-416.
- [104] J. D. Jennings, K. Bachhaus, R. Kregel, W. Runde and D. Schulze: *Iron and Steel Engineer*, **70**(1993)9, 25-28.
- [105] P. J. Marriott and R. I. Stephens: *Iron and Steel Engineer*, **72**(1995)1, 23-27.
- [106] M. Cygler G. Engel, G. Flemming, H. Meurer and U. Schultz: *Metallurgical Plant and Technology International*, (1994)5, 60-67.
- [107] M. Cygler, H. Meurer and U. Schultz: *Iron and Steel Engineer*, **72**(1995)1, 32-38.
- [108] J. T. Dzierzawski: *Iron and Steel Engineer*, **76**(1999)9, 36-41.
- [109] N. L. Samways: *Iron and Steel Engineer*, **71**(1994)4, 85-93.
- [110] 鳥谷良則, J. Bell, 荒木泰治, 高瀬孔平, 坂田裕, 川上隆, 辻田公三郎: *材料とプロセス*, **7**(1994), 327.
- [111] G. Engel and H. Feldmann: *Steel and Metals Magazine*, **27**(1989), 775-760.
- [112] R. Hartmann, D. Breunung and O. Palzer: *Stahl und Eisen*, **121**(2001)4, 81-86.
- [113] N. L. Samways: *Iron and Steel Engineer*, **76**(1999)10, 21-27.
- [114] U. Svejkovsky: *AISE Steel Technology*, **79**(2002)2, 33-39.
- [115] F. E. Fonner: *AISE Steel Technology*, **79**(2002)11-12, 27-35.

- [116] 池崎徹, 保木本達也, 北里武: 産業機械, (2011)2, 23-27.
- [117] 日本規格協会: JIS ハンドブック 2014 ② 鉄鋼II, 一般財団法人日本規格協会, 東京, (2014), 588-591.
- [118] 土屋健治, 加茂川喜郎, 土屋孝男, 塩田敏彦: 鉄と鋼, **62**(1976), 696-704.
- [119] G. Kuchenbuch: Probleme beim Walzen von Breit- und Parallelflanschträgern, Vorträge des 4. Verformungskundlichen Kolloquiums im IBF, (1968), 13S.
- [120] 中川吉左衛門, 比良隆明, 阿部英夫, 金成昌平: 鉄と鋼, **64**(1978), S748.
- [121] 中川吉左衛門, 比良隆明, 阿部英夫, 金成昌平, 山本健一: 鉄と鋼, **66**(1980), S275.
- [122] 中川吉左衛門, 山本健一, 阿部英夫: 鉄と鋼, **67**(1981), S288.
- [123] 林宏之, 斎藤晋三, 片岡健二, 長山栄之, 高橋一成: 鉄と鋼, **79**(1993), 1338-1344.
- [124] 黒川知明, 中山勝一, 三沢隆信: 昭和 52 年度塑加春講論, (1977), 97-100.
- [125] 岡本豊彦, 須藤忠三, 中山勝一: 昭和 52 年度塑加春講論, (1977), 101-104.
- [126] 平沢猛志, 中内一郎, 市之瀬弘之: 鉄と鋼, **65**(1979), S295.
- [127] 平沢猛志, 中内一郎, 市之瀬弘之: 鉄と鋼, **66**(1980), S15.
- [128] 吉田素久, 宇田川辰郎, 高嶋由紀雄: 材料とプロセス, **10**(1997), 1110.
- [129] E. Neushütz and H. Thies: Stahl und Eisen, **99**(1979), 49-54.
- [130] F. Fau, L. Schiavone, M. de Vathaire, M. Lamouille, G. Mennel, P. Delebarre, R. Drappo, B. Hocquet and P. Fizaine: Revue de Metallurgie – CIT, **86**(1989), 165-172.
- [131] E. Sauvage, A. Rassel, H. Grober, C. Panunzi and M. Timm: Proc. 5th Int. Rolling Conf., The Institute of Metals, London, (1990), 401-408.
- [132] F. Fau, G. Mennel, P. Delebarre, B. Hocquet, P. Fzaine, D. Brard and L. Schiavone: Proc. 5th Int. Rolling Conf., The Institute of Metals, London, (1990), 416-422.
- [133] E. Eichholz and D. Schulze: Metallurgical Plant and Technology, (1990)3, 37-46.
- [134] H. Hayashi, S. Saito, K. Kataoka, K. Takahashi and E. Nagayama: Proc. 5th Int. Rolling Conf., The Institute of Metals, London, (1990), 394-400.
- [135] J. D. Jennings, K. Backhaus, R. Kregel, W. Runde and D. Schulze: Ironmaking and Steelmaking, **20**(1993)4, 280-282.
- [136] M. Kiuchi and J. Yanagimoto: ISIJ Int., **30**(1990), 142-149.
- [137] 柳本潤, 木内学: 塑性と加工, **31**(1990), 384-391.

- [138] 井田真樹, 山田健二, 林慎也, 濱渦修一, 藤本武:平成 2 年度塑加春講論, (1990), 61-64.
- [139] 林慎也, 吉田卓, 三浦洋介, 黒川征男:材料とプロセス, **13**(2000), 282-285.
- [140] 小森和武, 香村克彦:日本機械学会論文集(A編), **64**(1998), 729-736.
- [141] 小森和武:材料とプロセス, **13**(2000), 280-281.
- [142] K. Komori, K. Koumura: Journal of Materials Processing Technology, **105** (2000), 24-31.
- [143] 柳本潤, 劉金山:平成 13 年度塑加春講論, (2001), 191-192.
- [144] X. Xu, J. Bai, B. Wang, X. Liu and D. Wu: Journal of Iron and Steel Research International, **13**(2006), 27-30, 39.
- [145] 柳本潤:生産研究, **43**(1991), 512-519.
- [146] J. Yanagimoto and M. Kiuchi: Trans. NAMRI/SME, **19**(1991), 15-22.
- [147] 美坂佳助, 吉本友吉:塑性と加工, **8**(1967), 414-422.
- [148] 京井勲, 中島浩衛, 五十住公宏, 岸川官一, 渡辺和夫:第 29 回塑加連講論, **29**(1978), 118-120.
- [149] 中内一郎, 平沢猛志:鉄と鋼, **72**(1986), S1236.
- [150] 中内一郎, 平沢猛志, 森岡清孝, 鈴木義久:鉄と鋼, **73**(1987), S1112.
- [151] 本村貢, 堀端眞彦, 井上靖彦:第 39 回塑加連講論, **39**(1988), 623-626.
- [152] P. A. Blomquist: Journal of Ship Production, **11**(1995)3, 171-186.
- [153] P. A. Blomquist: Journal of Ship Production, **20**(2004)2 114-121.
- [154] 鋼材倶楽部 鉄鋼製品普及委員会編:造船と鋼材, 鋼材倶楽部, 東京, (1993), 51-55.
- [155] 平世将一, 野田郁也, 粟野元平, 山本陽, 上田孝志, 南久雄, 平野良, 染野富士雄, 井上伸一郎:特許出願公告, 昭 43-19671, (1968).
- [156] 矢野英三, 塔本展夫, 帽田浩司, 野口政雄, 水沢六男, 久保弘:鉄と鋼, **67**(1981), A165-168.
- [157] 田中和成, 西野胤治, 佐々木靖人, 玉川良彦:鉄と鋼, **71** (1985), S1119.
- [158] 草場芳昭, 鹿野裕, 的場弘行:鉄と鋼, **79**(1993), 395-401.
- [159] 矢吹豊:塑性と加工, **17**(1976), 177-184.
- [160] 京井勲, 中島浩衛, 五十住公宏, 岸川官一, 渡辺和夫:昭和 54 年度塑加春講論, (1979), 473-476.
- [161] 中内一郎, 平沢猛志, 井出哲成, 鈴木義久:材料とプロセス, **1**(1988), 505.
- [162] 時田秀紀, 濱渦修一, 渡辺和夫, 西川幸夫:鉄と鋼, **68**(1982), S1163.
- [163] 真鍋英男:Tekkohkai, (2001)10, 16-21.

謝辞

本研究の遂行とまとめにあたり、研究方針の策定から考察、結論に至るまで、終始懇切丁寧なご指導ならびにご助言を賜りました、東京大学生産技術研究所の柳本潤教授に、心から深く感謝の意を表します。また、本研究をまとめるにあたり、多くの適切なご指摘とご助言を賜りました、東京大学の吉川暢宏教授、泉聡志教授、杉田直彦教授ならびに大阪大学の宇都宮裕教授に厚く御礼申し上げます。

本研究は旧 **NKK** および **JFE** スチール株式会社における研究成果をまとめたものであり、論文執筆に深いご理解と暖かいご援助を賜りました **JFE** スチール株式会社 スチール研究所 所長 津山青史博士と、副所長 曾谷保博博士に深く感謝いたします。

本研究の実施を推進するとともに多くのご指導をいただきました **JFE** スチール株式会社 スチール研究所 圧延・加工プロセス研究部の元部長 富田省吾氏（現 **JFE** アドバンテック株式会社）、山下道雄氏（現 **JFE** テクノリサーチ株式会社）、蛭田敏樹博士（現 **JFE** テクノリサーチ株式会社）と、現部長 中田直樹博士に心から感謝申し上げます。

本研究のスタートとなる **H** 形鋼ユニバーサル圧延変形の研究について多くの有益なご指導を賜りました旧 **NKK** の有泉孝氏（現 **JFE** テクノリサーチ株式会社）、宇田川辰郎氏（現特許庁）と、多大なるご支援をいただきました吉田素久氏（現エヌケーケーシームレス鋼管株式会社）、竹之内英治氏（現 **JFE** スチール株式会社 西日本製鉄所）に深く感謝いたします。

客員研究員として 1998 年から 2000 年まで滞在したアーヘン工科大学 **Institut für Bildsame Formgebung (IBF)** の **Reiner Kopp** 教授には、最先端の塑性加工研究について多くのご指導をいただき、研究活動の基礎となる様々な知識をご教示いただきました。また、**Ralf Luce** 博士や **Markus Wolske** 博士をはじめとする当時の同僚には、海外生活や研究活動への様々な助言と支援ばかりでなく、帰国後も本研究の遂行に対し幾度も励ましの言葉をいただきました。改めて深く感謝いたします。

本研究を進めるにあたり、様々な圧延実験を的確かつ高精度に実施していただきました **JFE** スチール株式会社 スチール研究所 圧延・加工プロセス研究部の木村渉氏、山成孝信氏、松田英峰氏をはじめとする技術員の皆様に厚く御礼申し上げます。

最後に、長期間にわたる本研究の実施を支えてくれた妻と子供達に、心から感謝します。

本研究に関連する公表文献

学術雑誌論文

- [1] Y. Takashima, J. Yanagimoto: Finite Element Analysis of Flange Spread Behavior in H-beam Universal Rolling, steel research international, **82-10**(2011), 1240-1247. Copyright © 2011 Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim 【第2章】
- [2] Y. Takashima, T. Hiruta: T-bar Universal Rolling and Its Deformation Properties, ISIJ International, **52-7**(2012), 1328-1334. 【第3章】 【第6章】
- [3] Y. Takashima, T. Hiruta: Characteristics of deformation behavior in channel universal rolling, ISIJ International, **53-4**(2013), 690-697. 【第4章】
- [4] Y. Takashima, N. Nakata, J. Yanagimoto: Universal rolling deformation of asymmetric unequal-leg angles, ISIJ International, **54-10**(2014), 2357-2363. 【第5章】 【第6章】

国際学会発表

- [1] T. Udagawa, Y. Takashima, M. Yoshida, J. Yanagimoto: Investigation of characteristics on deformation and rolling force for H shapes in universal rolling, Proceedings of 7th international conference on steel rolling (STEEL ROLLING '98), (1998), 359-364. 【第2章】
- [2] Y. Takashima, E. Takenouchi: Deformation and rolling force in universal rolling of narrow flange width H-beam, steel research international, Special Edition 10th ICTP 2011, (2011), 177-181. 【第2章】

国内学会発表

- [1] 吉田素久, 高嶋由紀雄, 宇田川辰郎: H形鋼高精度圧延技術の開発 第1報 H形鋼ユニバーサル圧延のフランジ幅拡がり特性, 日本鉄鋼協会第134回秋季講演大会, (1997-9), 1110, 宮城県仙台市. 【第2章】
- [2] 高嶋由紀雄, 吉田素久, 宇田川辰郎, 柳本潤: H形鋼ユニバーサル圧延の荷重特性 H形鋼高精度圧延技術 1, 第48回塑性加工連合講演会, (1997-11), 277-278, 山口県山口市. 【第2章】
- [3] 高嶋由紀雄, 竹之内英治, 丹地弘典: 狭フランジ幅 H形鋼のユニバーサル圧延幅拡がり変形, 日本鉄鋼協会第160回秋季講演大会, (2010-9), 1126, 北海道札幌市. 【第2章】

- [4] 高嶋由紀雄：ユニバーサル圧延法による T 形鋼製造技術の検討，日本鉄鋼協会第 166 回秋季講演大会，(2013-9)，876，石川県金沢市。【第 3 章】
- [5] 高嶋由紀雄：ユニバーサル圧延法による T 形鋼製造技術の検討，第 64 回塑性加工連合講演会，(2013-11)，247-248，大阪府吹田市。【第 3 章】