

博士論文

板成形シミュレーションの材料特性の  
高精度化と工程設計への適用

岩田 隆道

# 目次

第1章 緒言 .....	1
1.1 研究背景 .....	1
1.1.1 自動車の生産加工における CAE の活用 .....	1
1.1.2 板成形シミュレーションの概要 .....	2
1.2 板成形の材料特性に関する研究動向 .....	4
1.3 本研究の目的 .....	7
1.3.1 高ひずみ領域の材料特性 .....	7
1.3.2 ひずみ速度変化時の材料特性 .....	8
第2章 薄板の高ひずみ領域の変形抵抗の測定 .....	9
2.1 本章の目的 .....	9
2.2 リング圧縮試験による変形抵抗測定法 .....	11
2.2.1 従来のバルク材向けの方法 .....	11
2.2.2 今回の薄板向けの方法 .....	12
2.3 薄板リング圧縮試験法の妥当性検証 .....	13
2.3.1 試験条件 .....	13
2.3.2 解析条件 .....	18
2.3.3 検証結果 .....	22
2.4 まとめ .....	27
第3章 塑性異方性を考慮した薄板の高ひずみ域の変形抵抗の測定とシミュレーション .....	28
3.1 本章の目的 .....	28
3.2 塑性異方性の考慮方法 .....	28
3.2.1 塑性異方性を考慮した摩擦係数の決定方法 .....	28

3.2.2	圧縮応力と引張応力の降伏応力の異方性を考慮する方法 .....	28
3.3	自動車用向け各種薄鋼板の高ひずみ領域の材料特性の測定 .....	31
3.3.1	試験条件 .....	31
3.3.2	測定結果 .....	34
3.4	材料特性の板成形シミュレーションへの導入と検証 .....	42
3.4.1	試験および解析条件 .....	42
3.4.2	張出試験の結果 .....	46
3.5	まとめ .....	50
第4章	薄板のひずみ速度に依存した変形抵抗の測定 .....	51
4.1	本章の目的 .....	51
4.2	ストローク速度を変化させた引張試験 .....	52
4.2.1	試験条件 .....	52
4.2.2	計測条件 .....	56
4.2.3	一定ストローク速度の引張試験結果 .....	56
4.2.4	試験途中でストローク速度を変化させた引張試験結果 .....	61
4.3	まとめ .....	65
第5章	ひずみ速度を考慮した材料モデル .....	66
5.1	本章の目的 .....	66
5.2	変形抵抗のひずみ速度依存性の定式化 .....	66
5.3	一定速度の引張試験による材料パラメータ同定 .....	68
5.4	谷村 - 三村モデルと他モデルの違い .....	75
5.5	ひずみ速度の補間挙動の表現精度 .....	80
5.6	速度変化引張試験の表現精度 .....	82
5.7	まとめ .....	86

第 6 章 材料モデルの板成形シミュレーションへの実装 .....	87
6.1 本章の目的 .....	87
6.2 弾塑性構成モデルとひずみ速度の取扱い方法 .....	87
6.3 時間スケールの変更による材料モデルの修正 .....	91
6.4 速度変化引張試験の解析 .....	91
6.5 適切な時間スケールの大きさに関する検証 .....	97
6.5.1 解析条件 .....	97
6.5.2 解析結果 .....	101
6.6 マススケーリングを用いた高速化の検討 .....	108
6.6.1 解析条件 .....	108
6.6.2 解析結果 .....	108
6.7 まとめ .....	120
第 7 章 プレスモーシオン制御を用いた板成形シミュレーション .....	121
7.1 本章の目的 .....	121
7.2 円筒絞りの解析 .....	121
7.2.1 時間スケールの取扱い方法 .....	121
7.2.2 ブランクホールド制御方法の違いが板厚分布に及ぼす影響 .....	122
7.2.3 プレスモーシオンが板厚分布に与える影響 .....	132
7.2.4 加工途中からストローク速度を大きくするモーシオンの検討 .....	143
7.3 まとめ .....	148
第 8 章 結言 .....	149
参考文献 .....	153
謝辞 .....	162

## 目次

Fig. 2.1 Schematic diagram of specimens .....	15
Fig. 2.2 Schematic diagram of specimen and experimental setup for the ring compression test .....	16
Fig. 2.3 Photo of thin ring compression test.....	17
Fig. 2.4 Flow chart of thin ring compression test.....	20
Fig. 2.5 Schematic diagram of FEM analysis model.....	21
Fig. 2.6 Comparison of relationships between reduction height and change in inner diameter .....	23
Fig. 2.7 Comparison of average equivalent strain between rigid die model and elastic die model .....	24
Fig. 2.8 Comparison of restrain factor between rigid die model and elastic die model .....	25
Fig. 2.9 Comparison of flow stresses by the tensile test, upsetting test and the thin ring compression test.....	26
Fig. 3.1 Shape of a specimen before and after the compression test.....	30
Fig. 3.2 Picture of a specimen by a stereoscopic microscope .....	33
Fig. 3.3 A relationship between reduction in height and change in inner diameter of rolling direction .....	36
Fig. 3.4 Relationship between reduction in height and change in inner diameter of transverse direction.....	37
Fig. 3.5 Restrain factor of SCGA270D .....	38
Fig. 3.6 Flow stress of SCGA270D without consideration of plastic anisotropy ..	39
Fig. 3.7 Flow stress of SCGA270D with consideration of plastic anisotropy .....	40

Fig. 3.8 Flow stress of SPC590DU and SPC980DU .....	41
Fig. 3.9 Schematic diagram of the bulging test .....	43
Fig. 3.10 Photo of the slide-type friction test .....	44
Fig. 3.11 Experimental results of the friction test .....	45
Fig. 3.12 Setup of a dial gauge .....	47
Fig. 3.13 Experiment and FEM analysis of the bulging test .....	48
Fig. 3.14 Comparison of thickness strain .....	49
Fig. 4.1 Specimen of the tension test.....	54
Fig. 4.2 Comparison of the test data and Swift model .....	58
Fig. 4.3 Relationship of equivalent plastic strain and work hardening gradient under the various strain rate.....	60
Fig. 4.4 Flow stress at the variable stroke velocities (Case A).....	62
Fig. 4.5 Flow stress at the variable stroke velocities (Case B).....	63
Fig. 4.6 Flow stress at the variable stroke velocities (Case C).....	64
Fig. 5.1 Comparison of the test data and Cowper-Symonds model .....	72
Fig. 5.2 Comparison of the test data and Tanimura-Mimura model.....	73
Fig. 5.3 Relationship of strain and strain rate under constant stroke velocity (400mm/s).....	74
Fig. 5.4 Comparison of the test data and an exponent model.....	78
Fig. 5.5 Comparison of the test data and a logarithm model.....	79
Fig. 5.6 Comparison of Tanimura-Mimura model based on all data and the data except for 100mm/min test.....	81
Fig. 5.7 Comparison of the test data at variable stroke velocities (Case A) and Tanimura-Mimura model.....	83

Fig. 5.8 Comparison of the test data at variable stroke velocities (Case B) and Tanimura-Mimura model.....	84
Fig. 5.9 Comparison of the test data at variable stroke velocities (Case C) and Tanimura-Mimura model.....	85
Fig. 6.1 FEM analysis model of the tension test .....	93
Fig. 6.2 Boundary condition of the tension test.....	94
Fig. 6.3 Relationship of plastic strain and strain rate .....	95
Fig. 6.4 Relationship of plastic strain and equivalent stress in the tensile test at the variable stroke velocity.....	96
Fig. 6.5 Analysis model of the circular cup drawing.....	98
Fig. 6.6 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing (Real stroke velocity 10mm/s) .....	102
Fig. 6.7 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing (Real stroke velocity 50mm/s) .....	103
Fig. 6.8 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing (Real stroke velocity 100mm/s) .....	104
Fig. 6.9 Error estimation using root mean square of residual in the cup drawing (Real stroke velocity 10mm/s) .....	105
Fig. 6.10 Error estimation using root mean square of residual in the cup drawing (Real stroke velocity 50mm/s).....	106
Fig. 6.11 Error estimation using root mean square of residual in the cup drawing (Real stroke velocity 100mm/s).....	107
Fig. 6.12 Comparison of distribution of thickness reduction along section in the cup drawing between under real stroke velocity and mass scaling (Stroke velocity	

10mm/s).....	111
Fig. 6.13 Comparison of distribution of thickness reduction along section in the cup drawing between under real stroke velocity and mass scaling (Stroke velocity 50mm/s).....	112
Fig. 6.14 Comparison of distribution of thickness reduction along section in the cup drawing between under real stroke velocity and mass scaling (Stroke velocity 100mm/s).....	113
Fig. 6.15 Error estimation using root mean square of residual in the cup drawing between under time scaling and mass scaling (Stroke velocity 10mm/s).....	114
Fig. 6.16 Error estimation using root mean square of residual in the cup drawing between under time scaling and mass scaling (Stroke velocity 50mm/s).....	115
Fig. 6.17 Error estimation using root mean square of residual in the cup drawing between under time scaling and mass scaling (Stroke velocity 100mm/s).....	116
Fig. 6.18 CPU time of FEM analysis in the cup drawing between under time scaling and mass scaling (Stroke velocity 10mm/s).....	117
Fig. 6.19 CPU time of FEM analysis in the cup drawing between under time scaling and mass scaling (Stroke velocity 50mm/s).....	118
Fig. 6.20 CPU time of FEM analysis in the cup drawing between under time scaling and mass scaling (Stroke velocity 100mm/s).....	119
Fig. 7.1 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant blank holder pressure (Punch stroke 9.0mm).....	123
Fig. 7.2 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant balank holder clearance (Punch stroke 9.0mm).....	124
Fig. 7.3 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under	

constant blank holder pressure (Punch stroke 10.2mm).....	125
Fig. 7.4 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant blank holder clearance (Punch stroke 10.2mm).....	126
Fig. 7.5 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant blank holder pressure (Punch stroke 11.4mm).....	127
Fig. 7.6 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant blank holder clearance (Punch stroke 11.4mm).....	128
Fig. 7.7 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant blank holder pressure (Punch stroke 12.6mm).....	129
Fig. 7.8 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant blank holder clearance (Punch stroke 12.6mm).....	130
Fig. 7.9 Comparison of relationship of displacement of the blank holder and the punch stroke.....	131
Fig. 7.10 Press motions (A~E) .....	135
Fig. 7.11 Press motions (F,G) .....	136
Fig. 7.12 Press motions (H~J) .....	137
Fig. 7.13 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under various stroke motions.....	138
Fig. 7.14 Comparison of maximum thickness reduction.....	140
Fig. 7.15 Displacement of the blank holder under various stroke motion.....	141
Fig. 7.16 Relationship of stroke and displacement of the blank holder under motion A and H.....	142
Fig. 7.17 Analysis model of circular cup drawing under high stroke velocity from middle stroke .....	144

Fig. 7.18 Relationship of thickness reduction under high stroke velocities from various strokes (model A).....	145
Fig. 7.19 Relationship of thickness reduction under high stroke velocities from various strokes (model B).....	146
Fig. 7.20 A drawing of starting point of the material flow .....	147

## 表目次

Table 3.1 Mechanical properties of sheet metals.....	32
Table 3.2 Rankford values .....	32
Table 4.1 Mechanical properties of SCGA270D.....	53
Table 4.2 Conditions of the stroke velocities in the tension test .....	55
Table 4.3 Identified parameters of the Swift expression .....	59
Table 5.1 Identified parameters and error evaluations using root mean square of residual .....	71
Table 5.2 Error evaluation of addition type models using root mean square of residual .....	77
Table 6.1 Elasto-plastic constitutive model .....	89
Table 6.2 Anisotropic parameters of SCGA270D .....	90
Table 6.3 Time scaling conditions .....	99
Table 6.4 Analysis condition .....	100
Table 6.5 Mass scaling condition .....	110
Table 7.1 Press motions (A~J).....	134
Table 7.2 Maximum thickness reduction.....	139

# 第1章 緒言

## 1.1 研究背景

### 1.1.1 自動車の生産加工における CAE の活用

コンピュータシステムを用いて工業製品の設計・製造を支援することは Computer Aided Engineering(CAE)と呼ばれ、1950 年頃にボーイングの技術者がジェット機の翼構造の振動特性を有限要素法[1][2][3]によって解析したのが始まりと言われている。その後、構造解析ソフトである NASTRAN が開発されたことによって、自動車の設計に関しても CAE が活発に行われるようになった。コンピュータシミュレーションの結果を設計に織り込むことで物理的な実験や試作の回数は減り、自動車設計のコストおよびリードタイムは大幅に少なくなった。さらに 1990 年以降には、位相最適化[4][5][6]が提案されたことによって、目的的性能を得るために必要となる複雑な部品形状を予測することも可能になってきている。しかし、設計で用いられる最適化は生産プロセスを考慮していないため、実際には加工できないような部品形状を示すこともある。そのため、設計と生産プロセスの複合領域における最適化が必要である。

しかしながら、生産プロセスに関しては、CAE の適用自体が十分とはいえない。例えば、自動車工場における生産設備の仕様や生産条件の決定は、過去の類似部品の知見や熟練の技能員の勘といった、いわゆる無形知のデータベースと試行錯誤に依存しているのが現状である。というのも生産工程のシミュレーションは多くの非線形現象が複合しており、高度な CAE を必要とするため開発現場への導入が十分に進んでいない。特に、熱と構造の連成解析を必要とするものが多く、さらに材料非線形、境界非線形、大変形を伴っている。そのため、汎用のソフトで設定しようとするると煩雑すぎて CAE の熟練者にとっても容易ではな

く、現場の作業者が活用できるものとは程遠い。そのため、溶接、成形加工といった特定の生産プロセスに特化した利用しやすいソフトウェアが近年開発されてきており、一部の生産現場への導入は行われている。

一方、非線形材料特性、摩擦特性といった基礎物性の獲得が十分に行われていないため、シミュレーション結果は大まかな傾向を捉えるための参考資料程度に活用されているのが現状である。本研究では、自動車の生産工程の中でも特に部品数が多く、従事者も多い薄鋼板の板成形に関する CAE について、基礎物性を獲得することで予測精度を向上させることを目的とする。

### 1.1.2 板成形シミュレーションの概要

板成形は自動車のボディ、構造部材の生産に欠かせない重要な工程である。板成形とは、板材をプレス機械で加工して部品形状を与える工程である。板成形のシミュレーションでは、①目的の部品が想定 of 金型で割れずに加工可能かどうかを表す成形性、②プレス機械の選定をするために必要な加工荷重、③加工品を金型から取り外したときの弾性変形によるスプリングバック量の予測、が求められている。これらを事前に予測することで金型製作後の加工トライと金型の補正回数を減らすことができ、開発リードタイムと生産準備にかかる費用を低減することができる。

板成形過程の力学的な解析は 1940 年代に既に行われており [7]、1960 年代には差分法を用いた軸対称深絞りの計算が行われている [8]。しかし、これらの解析は単純形状に限って適用できる手法であり、複雑な形状である実際のプレス部品にそのまま適用することはできなかった。その後、有限要素法を用いた実際の自動車部品の板成形シミュレーションが 1980 年代に GM とフォードによって行われた [9][10]。しかし、当時のスパコンの性能では、計算に時間がかかりすぎ、実用には程遠い状況であった。その後、有限要素法を用いた板成形シミュレーション

ョンの研究が活発になり、板成形に適した解析手法についての議論が行われた。板成形は準静的な現象であると考えられることから、初期は静的陰解法を用いたシミュレーションが注目されたが、非線形性が強い解析のため収束計算で起こる計算上の破綻が大きな課題となった。そこで、動的陽解法ソルバーである DYN3D を用いた解析が行われ、A.Honecker および K.Mattiasson がオイルパンの成形解析[11]に成功すると、板成形に適した解析手法として動的陽解法が注目されるようになった。これらの歴史については文献[12]に詳細が記述されている。

現在、板成形で用いられる市販のソフトウェアとして動的陽解法を用いたものにはアメリカ LSTC 社の LS-DYNA、フランス ESI 社の PAM-STAMP などがあり、静的陰解法を用いたものには理化学研究所の ITAS3D、スイス Autoform Engineering 社の Autoform などがある[12]このうち、LS-DYNA 以外のソフトウェアは板成形シミュレーションに特化して開発されたものである。

板材が金型で加工される板成形は複雑な接触状態になっており、材料特性の非線形性も大きいため、陰解法で厳密に釣合式を満たすのは困難な場合が多く、汎用の静的陰解法の有限要素法ソフトウェアで実部品規模のモデルを解析するのは難しい。一方、ITAS3D や Autoform は板成形専用のソフトウェアであるため、板成形向けに特別な処理を行っているかと推察される。

板成形シミュレーションのための計算手法が研究される一方、シミュレーションに必要な基礎物性である被加工材の弾塑性変形特性、金型との接触摩擦特性などの研究は十分とはいえない。通常、金型は実用的な計算時間で解析するために剛体としてモデル化されるが、高張力鋼板などの成形では板材から受ける接触反力によって金型がたわんでいるため、たわみ量を考慮するとスプリングバックの予測精度が向上するという報告もある[13]。本研究は、シミュレーションに必要な基礎物性のうち、特に解析精度への影響が大きい被加工材の材料特

性に着目し、自動車部品の板成形シミュレーションの予測精度を向上させるための材料特性の獲得と、それらをシミュレーションに織り込む手法を考案することを目的とする。

## 1.2 板成形の材料特性に関する研究動向

通常、板成形シミュレーションで用いられる材料構成式は平面応力を仮定した弾塑性構成式である[14][15]。鍛造、圧延などのバルク材加工のシミュレーションでは剛塑性の構成式が用いられる場合が多い[16][17]が、板成形ではスプリングバック量の予測をするために弾塑性の構成式が必須である。また、板成形の主要な応力状態は主に引張応力を受けながらの曲げ曲げ戻しである。そのため、板面に垂直な方向の応力は通常無視するが、しごきやリストライクのような形状矯正のために垂直応力や面外にせん断力を与えるような工程では考慮する必要がある[19]。そのため、シェル要素を用いながら面外方向の応力を考慮する方法が研究されている[19]。

板成形向けの材料モデルに関するこれまでの研究は主に、塑性異方性とバウシング効果の考慮に関するものである。板成形向けの金属材料では、成形性を向上させるために長方形試験片の長手方向に単軸応力を与えた場合に幅方向のひずみ量より板厚方向のひずみ量が小さくなるように集合組織[20]が制御されている。そのため、等方性の材料構成式では材料挙動を正確に表現することはできない。また、引張変形後に同じ方向に圧縮変形を与えると降伏応力が低下することが知られており、バウシング効果と呼ばれている[21]。

板成形のシミュレーションで用いられる材料モデルは、多軸応力状態での材料の降伏曲面を規定する降伏関数、塑性ひずみの進展方向を規定する塑性流れ則、加工硬化量を規定する硬化則で構成される[22]。降伏関数は、等方的な von-Mises[21]の降伏曲面に係数を掛けて塑性異方性を考慮できるようにした Hill の

2次降伏関数[23]が良く使われている。塑性流れ則に関しては、塑性ひずみの進展方向が降伏曲面の法線方向に一致すると仮定する関連流れ則が良く使われているが、塑性ポテンシャル関数を降伏関数と別に定義する非関連流れ則も提案されている[24]。加工硬化則は、 $n$ 乗で近似する Swift 則[25]、および指数型で近似する Voce 則[26]などが良く使われている。また、バウシニング効果を考慮するための移動硬化則も多く提案されている[27][28]。

これまでに述べた降伏関数および硬化則は古典的なモデルであり、近年は多くの先進的な材料モデルが提案されているが、本研究では、板成形シミュレーションの予測精度を向上させることを主目的とするため、マクロな材料試験で同定可能な材料モデルのみを研究対象とする。もちろん、材料組織レベルのミクロな情報からマクロな材料特性を算出する手法も提案されており[29]、発展著しいことは承知しているが、板成形用の薄鋼板は、降伏応力、引張強度といった機械特性および塑性異方性を、材料組織および介在物の複雑な制御によって作り分けているため、数値材料試験でマクロな材料特性を正確に算出するのは現状では困難である。そのため、結晶塑性モデル[30]のような結晶粒レベルの有限要素解析を必要とする材料モデルについては、本研究の対象外とする。

マクロな材料特性を得るために最も一般的な試験は単軸引張試験である。引張試験からは、最大荷重までの変形抵抗と、試験片の幅方向と板厚方向のひずみ比である  $r$  値を得ることができる。 $r$  値は塑性異方性を表すパラメータであり、板材の絞り加工時の加工性と関連が深いことが明らかにされている[31]。金属板材では、圧延方向に依存して材料特性が異なるため、面内に複数の角度から試験片を採取して試験をすることがある[30]。Hill の 2 次降伏関数は、圧延方向、圧延方向から面内に垂直な方向、これらの中間の  $45^\circ$  方向の 3 方向の  $r$  値を用いて材料パラメータを同定することができる。一方、円筒深絞り容器に現れる六つ

耳，八つ耳を表現するためには， $22.5^\circ$  および  $67.5^\circ$  方向の試験が必要である．後藤の 4 次降伏関数[32][33]では， $22.5^\circ$  または  $67.5^\circ$  方向の  $r$  値を考慮できるパラメータを持っているため六つ耳，八つ耳を表現することができる．さらに，吉田らは  $22.5^\circ$  方向と  $67.5^\circ$  方向の両方を考慮できる 6 次降伏関数を提案した [34]．

次に，面内の 2 軸引張試験について述べる．等 2 軸状態の変形抵抗を測定できる古典的な手法が液圧バルジ試験[35][36]である．液圧バルジ試験の詳細は後に述べるが，板材を円形の工具で拘束して液圧を付与して半球状に変形させる試験である．一方，任意の応力比で 2 軸引張変形を与えられる，十字試験片による 2 軸引張試験が提案されている[37]．これらの試験によって得られる 2 軸引張時の降伏曲面を高精度に表現できるモデルとして YLD2000-2d 降伏関数が提案された[38][39]．更に，十字試験片による 2 軸引張試験では，ひずみ 5%程度で破断してしまうため，ひずみ 20%程度まで測定可能な 2 軸バルジ試験が提案された[40]．この試験法は，板材を円管状に丸めて溶接し，内圧で膨張させながら軸方向に引張る方法である．この試験によって降伏面が相似形に膨張しない，いわゆる異方硬化現象が観察され，ひずみ量に依存して降伏面の形状を変える手法が提案されるようになった[41]．

続いて，バウシニング効果を測定するための面内反転負荷試験法について述べる．これは主に面内繰り返し引張圧縮試験[42][43]と繰り返しせん断試験[44]に分けられる．面内繰り返し引張圧縮試験では，圧縮時に座屈しないように櫛歯治具を用いる[42]，あるいは試験片を板の厚さ方向に重ね合わせるといった工夫[43]が必要となる．一方，繰り返しせん断試験では座屈の問題から解放されるものの，端面を完全に拘束してせん断変形を与えるため，ひずみが大きくなると端部の影響によって純粋なせん断にならないという課題がある．面内反転負荷試

験法によって測定された薄鋼板の引張圧縮過程の中でも特に、ひずみ反転時の早期再降伏点付近の変形特性を高精度に表現した材料モデルを開発することでスプリングバックの予測精度が向上することが明らかにされ[45]、その後考案された吉田 - 上森モデル[46]が、現在の板成形シミュレーションにおいて最も良く用いられている。このモデルは、等方硬化と移動硬化の 2 曲面モデルにすることで負荷反転後の遷移軟化部分と永久軟化部分を両方表現できるようにした点が特徴である。

本節では、近年の板成形の材料試験と材料モデルの研究動向について述べた。本研究では、これらを踏まえて、鋼板の材料特性に関してこれまで研究が不十分であったが、板成形シミュレーションの計算精度に大きく影響を及ぼしていると考えられる領域に着目して研究を進める。具体的には次節以降で述べる。

## 1.3 本研究の目的

### 1.3.1 高ひずみ領域の材料特性

通常、材料の変形抵抗は引張試験で測定されるが、一様伸び限界を超える領域の変形抵抗は測定できない。しかしながら、実際の薄鋼板のプレス成形中では、素材が複雑な変形を受けることによって成形中に発生する相当ひずみが引張試験の一様伸び限界より大きくなる領域が多く存在しており、この領域には張出変形部やダイス肩部といった割れが問題となる領域が含まれている。通常、このような領域では、Swift 則[25]、Voce 則[26]などの近似式で引張試験の真ひずみと真応力の関係を外挿した変形抵抗を用いてシミュレーションが実施されるが、割れを高精度に予測するためには相当塑性ひずみが 0.5 を超えるような大ひずみ域での変形抵抗を実測することが望ましい。そして、硬化則の選択はシミュレーションで用いられる全ひずみ領域の挙動に基づいて行われるべきである。そうすれば、高ひずみ域の加工硬化係数が支配的な張出成形や厳しい引張曲げ成

形の板厚予測精度が向上するはずである。本研究では、この課題に着目し、第 2 章において高ひずみ領域までの変形抵抗を測定できる板材の材料試験法を提案し、第 3 章において塑性異方性の考慮方法を考案し、実際の板成形向けの薄鋼板の変形抵抗を測定した上で張出成形の加工シミュレーションを実施する。

### 1.3.2 ひずみ速度変化時の材料特性

鋼板のひずみ速度が大きくなると材料強度が大きくなることは古くから実験的に示されており、多くの研究が行われている[47]。また、後に詳細を述べるが、ひずみ速度に依存した硬化則も多く提案されている。しかし、それらのほとんどは衝突解析を想定したひずみ速度  $10^3 \sim 10^4$  を対象としている。板成形では、ひずみ速度 1.0 以下の領域がほとんどであり、この中低速のひずみ速度領域の挙動を正確に測定して加工硬化則を検証する必要があるが、このような研究はこれまで十分に行われてこなかった。高精度なひずみ速度依存加工硬化則を用いることで、近年導入が進むサーボプレスによるプレスモーション制御[48]が成形性に及ぼす影響を考察できるようになるはずである。本研究では、この課題に着目し、第 4 章において板成形で必要となる中低速のひずみ速度領域の変形抵抗を測定し、第 5 章において板成形に最適な加工硬化則を考察する。更に、第 6 章において、ひずみ速度に依存した加工硬化則を動的陽解法 FEM ソルバーである LS-DYNA に実装して解析するときの課題について検討する。そして、第 7 章では、薄板の変形抵抗のひずみ速度依存性を考慮することで表現される、プレスモーションが板厚分布へ及ぼす影響を考察する。

## 第2章 薄板の高ひずみ領域の変形抵抗の測定

### 2.1 本章の目的

薄鋼板の板成形シミュレーションで用いる変形抵抗は通常引張試験で測定されるが、一様伸び限界を超える高ひずみ領域の変形抵抗は測定できない。しかしながら、実際の薄鋼板の加工中では、素材が複雑な変形を受けることによって成形中に発生する相当塑性ひずみが蓄積され、引張試験の一様伸び限界より大きくなる領域が多く存在しており、この領域には張出変形部やダイス肩部といった割れが問題となる領域が含まれている。通常、このような領域では、Swift 則[25]、Voce 則[26]などの近似式で引張試験の真ひずみと真応力の関係を外挿した変形抵抗を用いてシミュレーションが実施されるが、割れを高精度に予測するためには相当塑性ひずみが 0.5 を超えるような大ひずみ域での変形抵抗を実測することが望ましい。

薄板のひずみが 0.5 を超えるような大ひずみ域の変形抵抗を測定する方法として、引張試験時のくびれ発生部位を CCD カメラで詳細に観察、解析する方法[49][50]と、液圧バルジ試験による測定方法[51][52][53]が提案されている。前者は試験片のくびれ部位のひずみ分布を測定することが可能であるが、薄鋼板から切り出した試験片の応力分布の決定には逆解析を必要とする。そのため、計算モデルや材料特性などに十分注意して高精度な解析を行う必要がある。後者は一般的に行われている方法であるが、測定できるひずみ領域が軟鋼板の場合約 0.5 程度であり、張出変形部やダイス肩部に発生するひずみ 1.0 程度まで測定することはできない。また、バルク材を対象として広く行われている方法として圧縮試験による測定方法がある。圧縮試験の課題は、工具と素材の接触端面における摩擦の取り扱いである。そこで、摩擦係数と変形抵抗の両方を未知数とし、逆解析によってこれらを同定する研究が行われている[54]。この方法は従来困難で

あった温度やひずみ速度に依存した変形抵抗を測定することに成功しているが、逆解析の実施には最適化手法を必要とする。一方、摩擦を小さくするために繰り返し潤滑をする方法や、摩擦の影響を相対的に小さくするために、試験片を積み重ねて高さを大きくする方法が提案されている[55]。これらの方法は摩擦の影響を小さくするのに有効であるが、試験が煩雑になってしまう点が問題である。また、同心円状の溝をつけた工具を用いて端面を完全に拘束して変形抵抗を高精度に測定することができる端面拘束圧縮試験も提案されている[56]。この方法は摩擦の状態に依存せず簡便に変形抵抗を測定できるが、試験片の高さが小さいと金型端面の溝の影響が無視できなくなる。そこで、高さの小さい試験片に適用できる方法として、摩擦係数の測定手法であるリング圧縮試験[57][58][59]を用いて摩擦係数と材料の変形抵抗を同時に測定できる手法が提案されている。この方法は、リングの内径変化から摩擦係数を同定した上で、変形抵抗を求める方法である。拘束面の溝による変形が無い場合、試験片高さを小さくすることができる。この方法は、J.R.Douglas らの研究[60]に始まり、小坂田らの研究[61]によって、剛塑性有限要素法を用いたバルク材の完全な変形抵抗を求める方法が提案されている。

本章では、板成形時の張出変形部やダイス肩部に発生するひずみ 1.0 程度までの変形抵抗を測定可能で、かつ特殊な設備を必要としないで実施できる方法により薄板の変形抵抗を測定できる方法の開発に取り組んだ。そこで、一般的な万能試験機を用いて実施できる圧縮試験による方法に着目した。しかし、今回対象とする板成形用の薄板の変形抵抗は、材質が同じであっても厚板で測定した変形抵抗とは異なることがあるため、板厚 1~2mm 程度の板から試験片を切り出し、そのまま測定する必要がある。そこで、試験片高さを小さくできる方法として小坂田ら[61]により提案されたリング圧縮試験による方法に着目した。しかし、リ

リング圧縮試験は高さ 1mm 程度の薄板へ適用することを想定していないため、本研究では小坂田ら[61]の方法に改良を加えた薄板リング圧縮試験による変形抵抗測定方法を開発した。次に、開発した試験方法の妥当性を検証するために、同一の素材から円柱形状の試験片と薄板形状の試験片を切り出し、バルク形状の大ひずみ域までの変形抵抗を高精度に測定できる端面拘束圧縮試験と、開発した薄板リング圧縮試験による方法で得られた結果を比較した。

## 2.2 リング圧縮試験による変形抵抗測定法

### 2.2.1 従来のバルク材向けの方法

はじめに、バルク材を対象に小坂田ら[61]が確立したリング圧縮試験による変形抵抗の決定方法の手順について簡潔に述べる。

①二次元軸対称モデルの剛塑性有限要素法モデルを用い、試験片の形状は外形：内径：高さ = 6:3:2 としていくつかの摩擦係数を設定した解析を行う。

②解析結果から高さ減少率とリング内径の縮小率の関係を得る。この関係に実験点をプロットして摩擦係数を同定する。

③同定した摩擦係数を用いた解析結果から、各要素について求められた相当塑性ひずみの体積平均で定義される平均塑性ひずみ  $\bar{\varepsilon}_i$  と、そのときの相当応力  $\bar{\sigma}_i$  を式(2.1),(2.2)に代入して求める。

$$\bar{\varepsilon}_{ave} = \frac{\sum(\bar{\varepsilon}_i \times V_i)}{\sum V_i} \quad (2.1)$$

$$\bar{\sigma} = a \left( \bar{\varepsilon} \right)^n \left( \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\varepsilon} \right)^m \quad (2.2)$$

ここで、 $V_i$  は各要素の体積である。

④解析結果から得られた圧縮荷重  $P$  を用いて、試験片の大きさの影響を除い

た見かけの圧縮応力  $p$  を式(2.3)のように定義する.

$$p = P / A_0 \quad (2.3)$$

$A_0$  は圧縮前の端面(圧縮面)の面積である. 次に, 式(2.4)のように圧縮応力  $p$  の相当応力  $\bar{\sigma}$  に対する比率を  $f$  とおき, これを拘束係数と定義する.

$$f = p / \bar{\sigma} \quad (2.4)$$

⑤実際に測定した圧縮荷重  $P_m$  から式(2.5)を用いて各圧下率における平均変形抵抗  $\bar{\sigma}_{ave}$  を求める.

$$\bar{\sigma}_{ave} = \frac{P_m}{A_0 \cdot f} \quad (2.5)$$

⑥平均塑性ひずみ  $\bar{\epsilon}_{ave}$  と平均変形抵抗  $\bar{\sigma}_{ave}$  の関係から式(2.2)の加工硬化指数  $n$  を求め, 変形抵抗曲線が決定できる.

⑦このようにして求めた変形抵抗を用いた解析を再度行い, 内径比—摩擦係数の線図を用いて摩擦係数を再度計算し, 変形抵抗曲線を求める. この計算を2回程度繰り返し, 前の計算と現在の計算の差がほとんどなくなったときの変形抵抗を求める. なお, 1回目の計算における変形抵抗の計算値の収束値からのずれは1~3%程度である.

さらに, 小坂田らの研究[61]では, 有限要素法による解析時に, 加工硬化指数  $n$  およびひずみ速度依存指数  $m$  の変形抵抗への影響は考慮する必要がなく, 摩擦係数の影響のみを考慮すれば良いことが示されている.

### 2.2.2 今回の薄板向けの方法

本研究では, リング圧縮試験を用いた変形抵抗の決定方法を薄板に適用する

方法を検討した。板厚 1mm 程度の薄板にリング圧縮試験を適用すると、試験片高さが小さくなり、それに伴って試験片全体のサイズも小さくなるため、以下3点の工夫を行った。

①通常はラムの変位を測定し、試験片の高さ変化を求めるが、治具のたわみ、がたつきの影響を含んだ測定結果となる。そこで、金型にマーカを貼り付け、その変位をビデオ測定することで、これらの影響を除いた高さ減少率を測定した。

②通常はリング内径をノギスで測定するが、高精度に測定するために実体顕微鏡による拡大画像を用いてリング内径を測定した。

③有限要素法による解析では、金型の弾性変形を考慮した弾塑性解析によって高さ減少率の解析精度を向上させた。

また、小坂田らの研究[61]では、相当応力の算出に式(2.2)を用いているが、今回は解析時にテーブル形式で変形抵抗を入力し、塑性ひずみと同様に体積平均して相当応力を求めた。このようにすることで、数式で変形抵抗を仮定せずにテーブル形式で変形抵抗を得ることができる。

## 2.3 薄板リング圧縮試験法の妥当性検証

### 2.3.1 試験条件

今回考案した薄板リング圧縮試験法の妥当性を検証するため、塑性異方性が小さく、板厚が比較的大きい 4.5mm の軟鋼板から Fig. 2.1 のように引張試験片、端面拘束圧縮試験片、薄板リング圧縮試験片をそれぞれ同一の鋼板から切り出し、それぞれの方法で変形抵抗を算出し、結果を比較した。

各材料試験は 50kN まで荷重を負荷できる万能試験機である島津製作所製のオートグラフを用いて実施した。端面拘束圧縮試験および薄板リング圧縮試験の試験片は真ひずみ 1.0 程度に相当する高さ減少率約 65%まで圧縮した。また、

試験片に均一の圧力が負荷できるよう、上側の圧縮工具の上方に球面座を設けた Fig. 2.2, Fig. 2.3 に示した治具を用いた。各試験条件について以下に述べる。

#### (1) 引張試験

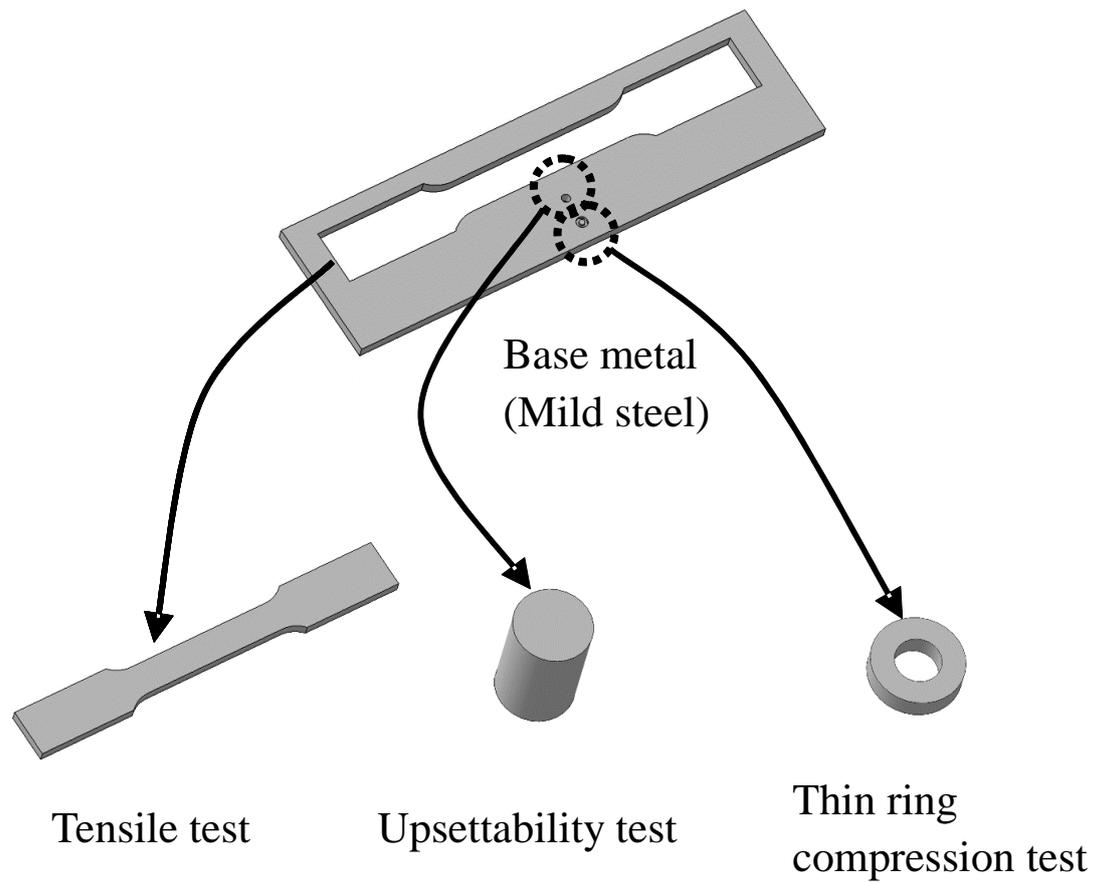
引張試験は JIS5 号試験片を用い、0.02mm/sec の引張速度で圧延方向引張時の変形抵抗を測定した。

#### (2) 端面拘束圧縮試験

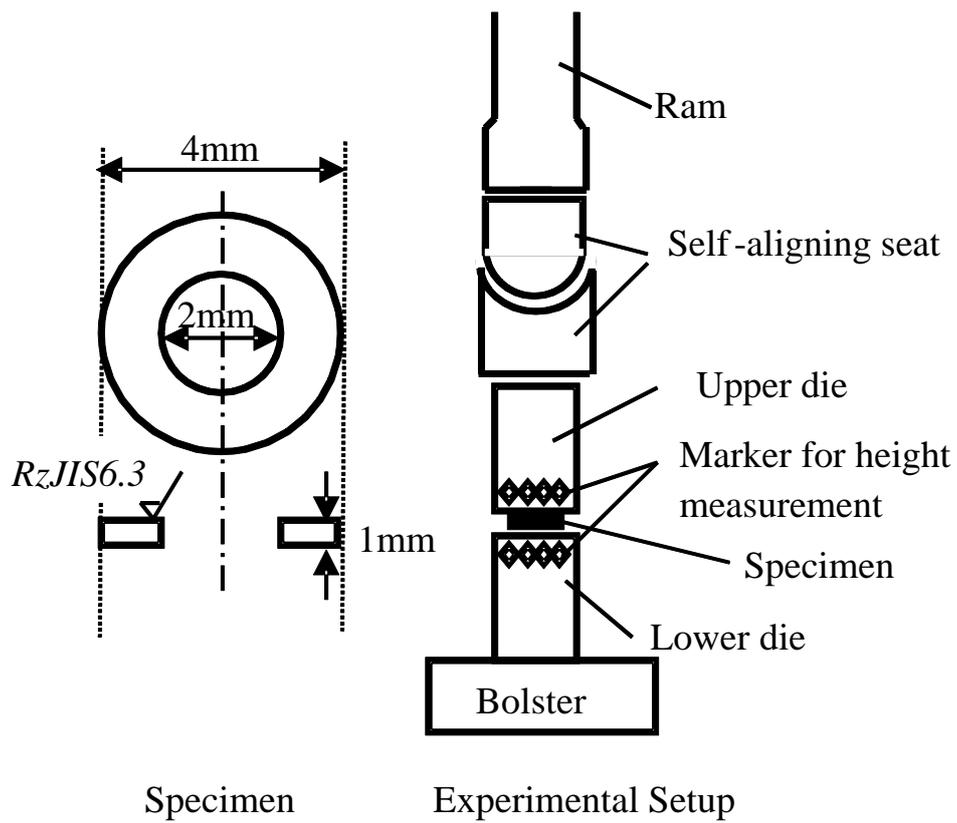
端面拘束圧縮試験は、直径 3mm、高さ 4.5mm の円柱状の試験片を用い、同心円状の溝をつけた金型で 0.002mm/sec の速度で圧縮した。

#### (3) 薄板リング圧縮試験

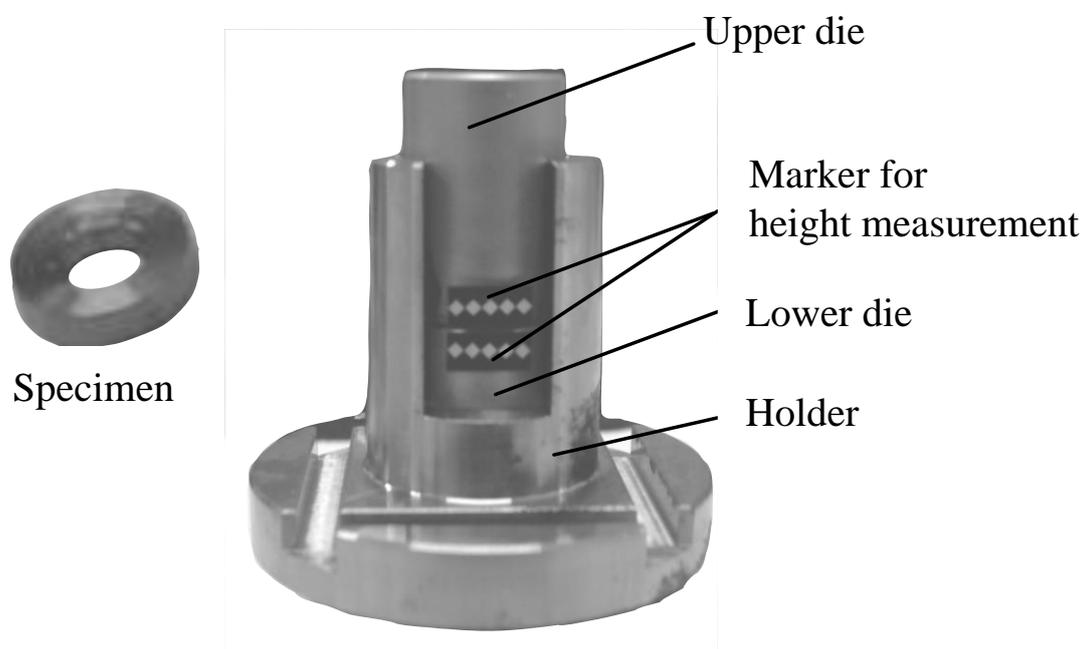
薄板リング圧縮試験には、外径 4mm、内径 2mm、高さ 1mm の薄いリング状の試験片を用いた。圧縮面は RzJIS6.3 以下に仕上げられ、加工中の摩擦係数の変化を小さくするため潤滑剤は塗布しなかった。試験片が小さいため、リング内径、外形の測定は実体顕微鏡による拡大画像を用いて行った。また、試験片の高さ減少率は通常押し込み量のストロークから計算するが、本研究では小さい試験片の高さ変化を高精度に測定するため、上下の金型の端に変位測定用のマーカを貼り付け、その変位をビデオ撮影して測定した。なお、本装置による変位の測定精度は $\pm 3\mu\text{m}$  である。圧縮速度は端面拘束圧縮試験と同様の 0.002mm/sec とした。



**Fig. 2.1 Schematic diagram of specimens**



**Fig. 2.2 Schematic diagram of specimen and experimental setup for the ring compression test**



**Fig. 2.3 Photo of thin ring compression test**

### 2.3.2 解析条件

#### (1) 引張試験

実験によって測定された評点間距離と荷重の関係から式(2.6),(2.7)を用いて変形抵抗を算出した.

$$\bar{\varepsilon} = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) \quad (2.6)$$

$$\bar{\sigma} = \left(1 + \frac{l-l_0}{l_0}\right) \frac{P}{A_0} \quad (2.7)$$

ここで,  $l_0$ は試験前の評点間距離,  $l$ は現在の評点間距離,  $P$ は荷重,  $A_0$ は試験前の断面積である.

#### (2) 端面拘束圧縮試験

実験によって測定された試験片高さ と荷重の関係から, 小坂田らの方法[56]で変形抵抗を算出した. 具体的には式(2.8)で試験片高さ  $h$  を相当塑性ひずみ  $\varepsilon$  に変換し, 式(2.9)で荷重  $P$  を変形抵抗  $Y$  に変換した. ここで,  $R$  は圧縮率,  $f$  は拘束係数である.  $R, \varepsilon, f$  の関係は論文[12]の表 2 にまとめられているものを用いた.

$$\varepsilon = \phi(R) = \phi\left(\frac{h_0 - h}{h_0}\right) \quad (2.8)$$

$$Y = \frac{1}{f} \frac{P}{A_0} \quad (2.9)$$

#### (3) 薄板リング圧縮試験

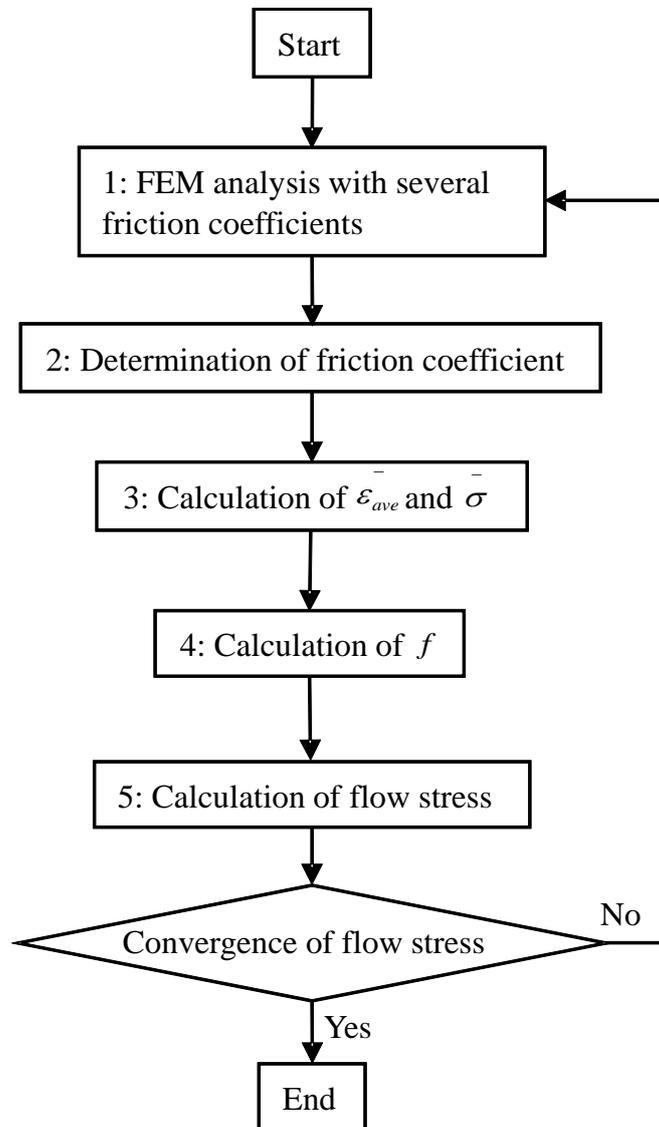
変形抵抗を算出する手順は 2.2 節で述べた小坂田らの方法[61]と同じであるが, 今回は有限要素法による解析モデルと, 2.2 節の手順③で行う相当応力の算出方法を変更した. このフローチャートを Fig. 2.4 に示した.

解析ソフトは商用ソフトである FORGE を用いた. また, 小坂田らの方法[61]と

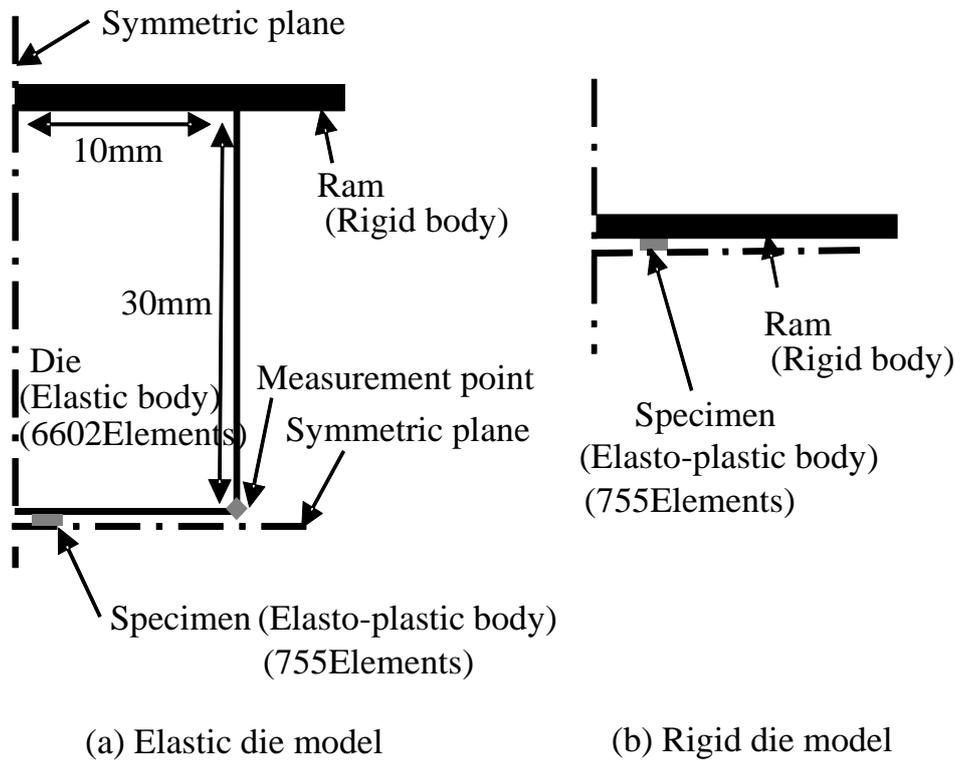
同様に金型を剛体としたモデルと、金型を弾性体としたモデルの 2 通りで計算し、結果を比較した。その解析モデルを Fig. 2.5 に示した。2.2 節の手順③で行う相当応力の算出は、小坂田らの研究[61]で式(2.2)を用いているのに対し、本研究では、解析で得られた各部位の相当応力を体積平均した式(2.10)を用いた。

$$\bar{\sigma} = \frac{\sum (\bar{\sigma}_i \times V_i)}{\sum V_i} \quad (2.10)$$

このようにすることで、2.2 節の手順⑥で行う繰り返し計算時に、式(2.2)の硬化則の係数を求める手間が省けるとともに、変形抵抗を数式で仮定することなくテーブル形式で変形抵抗を直接入力することができる。



**Fig. 2.4 Flow chart of thin ring compression test**



**Fig. 2.5 Schematic diagram of FEM analysis model**

### 2.3.3 検証結果

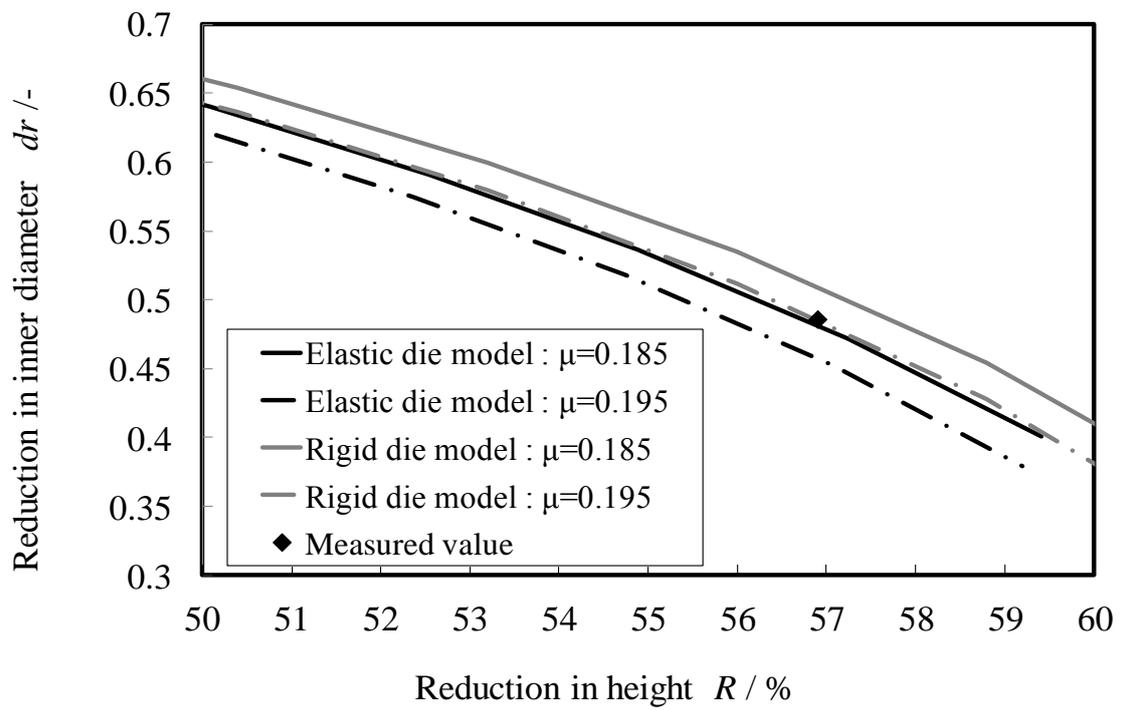
#### (1) 金型の FEM モデルの影響

Fig. 2.6 に摩擦係数の同定結果を示した。従来の金型を剛体で定義したモデルで計算した場合と、今回の金型を弾性体で定義したモデルで計算した場合の摩擦係数は、それぞれ 0.195, 0.185 となり、異なる結果となった。

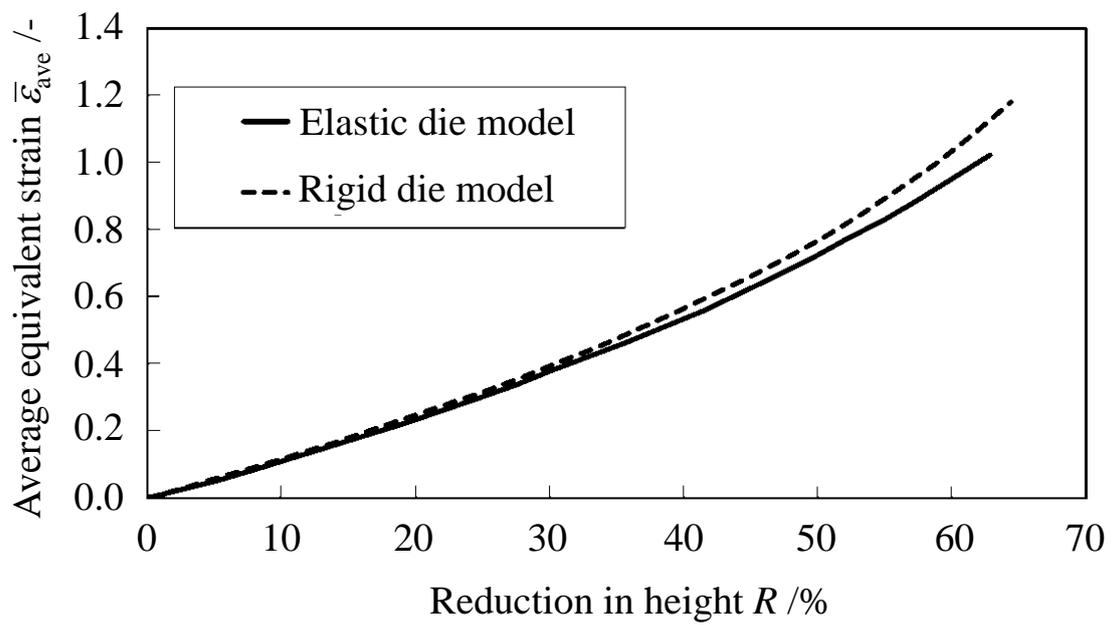
また、金型を弾性体で定義したモデルを用いると、治具の弾性変形による試験片の 0.02mm 程度のわずかな変形によって塑性ひずみの分布が変化し、Fig. 2.7 に示したように平均塑性ひずみが減少した。その結果、Fig. 2.8 に示したように従来の金型を剛体で定義したモデルより拘束係数が小さくなった。

#### (2) 薄板リング圧縮試験と端面拘束圧縮試験の比較

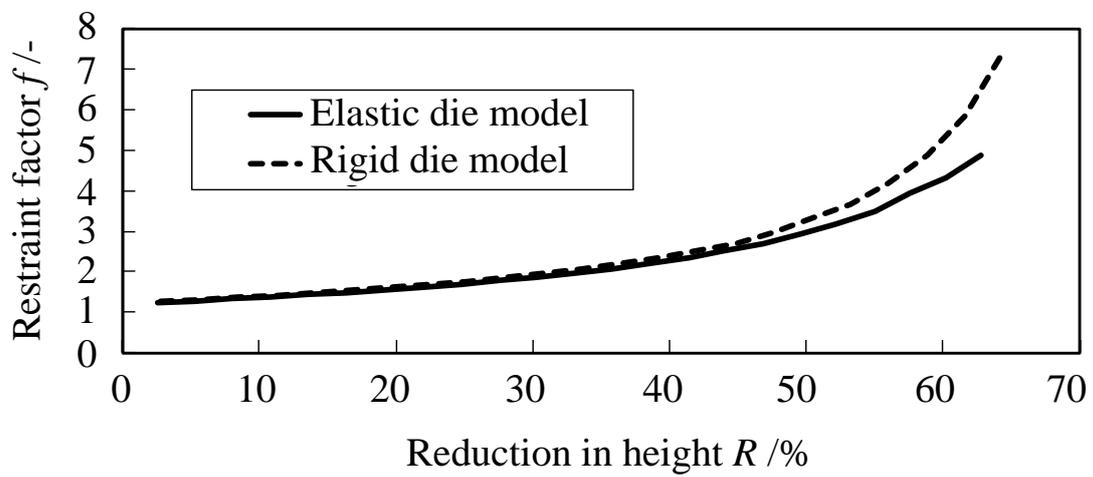
Fig. 2.9 に引張試験、端面拘束圧縮試験、薄板リング圧縮試験による変形抵抗測定結果を示した。薄板リング圧縮試験は、金型を剛体で定義したモデルで計算した場合と、金型を弾性体で定義したモデルで計算した場合をそれぞれ示した。開発した薄板リング圧縮試験による変形抵抗は、低ひずみ域では引張試験の結果と一致し、高ひずみ域ではバルク材で測定実績のある端面拘束圧縮試験の結果と一致した。そのため、薄板の変形抵抗が塑性ひずみ 1.0 程度まで高精度に測定できることが実証された。また、金型を剛体で定義したモデルによる結果は、ひずみ 0.5 以下の領域では金型が弾性体の結果と一致したが、ひずみ 0.5 以上の領域では違いが生じ、金型を弾性体で定義したモデルを用いる必要性が確認された。



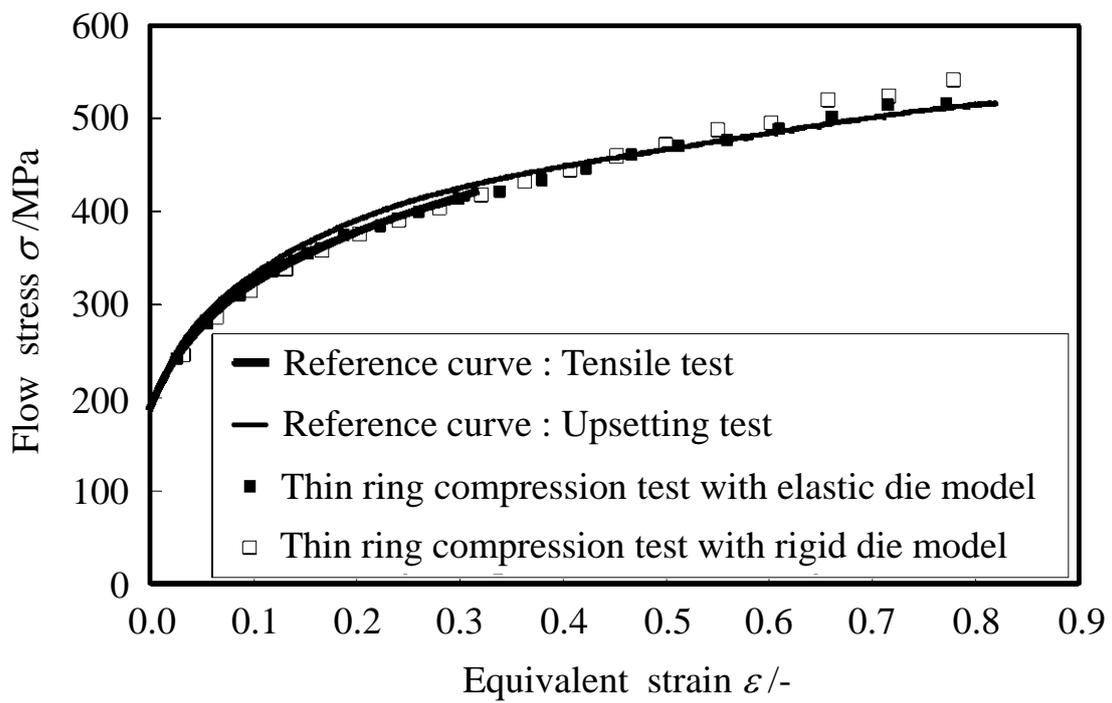
**Fig. 2.6 Comparison of relationships between reduction height and change in inner diameter**



**Fig. 2.7 Comparison of average equivalent strain between rigid die model and elastic die model**



**Fig. 2.8 Comparison of restrain factor between rigid die model and elastic die model**



**Fig. 2.9 Comparison of flow stresses by the tensile test, upsetting test and the thin ring compression test**

## 2.4 まとめ

本章では、薄板のひずみ 1.0 程度の領域の大ひずみ域の変形抵抗を測定する方法の開発に取り組んだ。具体的には、バルク材で用いられてきたリング圧縮試験によって変形抵抗を算出する方法を薄板に適用する方法の開発に取り組んだ。開発内容と得られた知見を以下に記す。

- (1) バルク材を対象としているリング圧縮試験を用いた変形抵抗の決定方法に、①高さ減少率の測定の高精度化と、②変形抵抗を同定するとき無視できなくなる金型の弾性変形を考慮した解析を行うことで、薄板形状に適用可能な高ひずみ域の変形抵抗測定方法を開発した。
- (2) 同一の軟鋼板から切り出した試験片による変形抵抗の測定結果は、バルク材で高ひずみ域までの測定実績がある端面拘束圧縮試験の結果と一致したことから、板厚 1.0mm 程度の薄板の変形抵抗を相当塑性ひずみ 1.0 程度まで高精度に測定できることが実証できた。
- (3) 従来の金型を剛体としたモデルを用いたリング圧縮試験による変形抵抗の測定結果は、ひずみ 0.5 以上の領域で金型を弾性体で定義したモデルと差が認められた。このことから、板厚 1.0mm 程度の薄板の変形抵抗をひずみ 1.0 程度まで求めるためには、金型の弾性変形を考慮することが重要である。

# 第3章 塑性異方性を考慮した薄板の高ひずみ域の変形抵抗の測定とシミュレーション

## 3.1 本章の目的

通常の板成形で用いられる圧延された薄板は、引張試験片を切り出す方向により塑性変形特性が異なっており、塑性異方性[14][22]と呼ばれている。この性質は、板成形時の深絞り性やフランジ部の耳の発生に大きく影響することが知られており、無視することはできない。そのため、圧縮試験で得られた変形抵抗と引張試験で得られた変形抵抗の塑性異方性による違いを考慮する必要がある。

本章では塑性異方性の考慮方法を確立し、板成形用の高張力鋼板および軟鋼板の変形抵抗の測定を実施した。また、高ひずみ域における変形抵抗の違いが張出変形時の板厚ひずみに及ぼす影響を確認するため、開発手法によって測定された変形抵抗を板成形シミュレーションに用いた場合の計算精度への影響を評価した。

## 3.2 塑性異方性の考慮方法

### 3.2.1 塑性異方性を考慮した摩擦係数の決定方法

薄鋼板の塑性異方性を考慮した摩擦係数の決定方法について述べる。まず、材料特性に Hill'48 の降伏関数[14]を用い、板面内の塑性異方性を考慮した三次元の弾塑性解析を実施した。一般的な自動車外板向け軟鋼板では、塑性異方性によりリングは Fig. 3.1 に示したような楕円に変形する。そのため、楕円の長軸方向と短軸方向のそれぞれにおいてリング内径変化から摩擦係数の同定を行った。

### 3.2.2 圧縮応力と引張応力の降伏応力の異方性を考慮する方法

Hill'48 の降伏関数を用いた薄板リング圧縮試験によって得られた変形抵抗は、単軸圧縮の応力状態であるため、単軸引張の変形抵抗に換算する方法について

述べる。Hill'48 では、相当応力は式(3.1)で表される。

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}^{-2} = & F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 \\ & + 2L\sigma_{xy}^2 + 2M\sigma_{yz}^2 + 2N\sigma_{zx}^2 \end{aligned} \quad (3.1)$$

圧縮変形時の応力  $\sigma_{compression}$  と定義するとき、各方向の応力を  $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_{xy} = \sigma_{yz} = \sigma_{zx} = 0$ 、 $\sigma_z = \sigma_{compression}$  と近似すると、式(3.2)が得られる。

$$\bar{\sigma}^{-2} = (F + G)\sigma_{compression}^2 \quad (3.2)$$

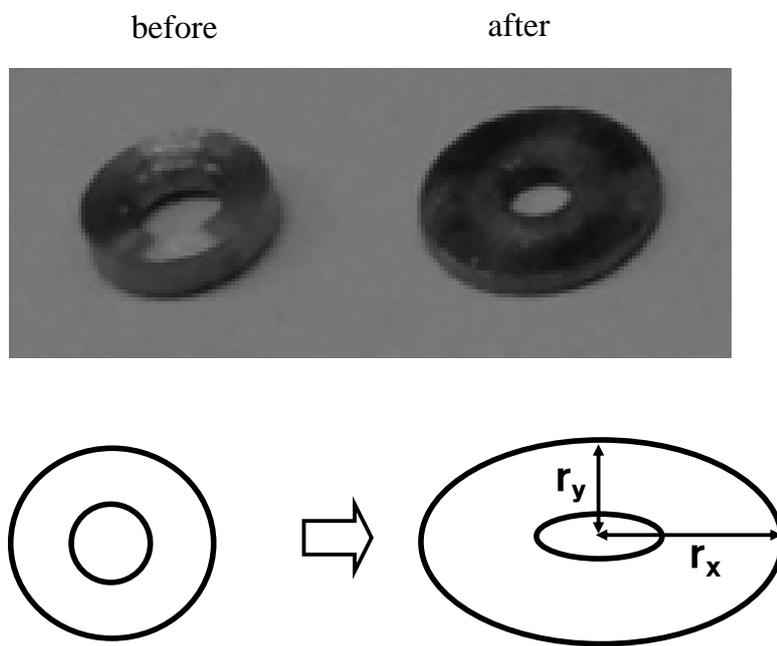
一方、塑性ひずみの異方性を表す Rankford 値と Hill'48 の各係数の関係は式(3.3)で表される。

$$F = \frac{r_0}{r_{90}(1+r_0)}, \quad G = \frac{1}{1+r_0} \quad (3.3)$$

式(3.3)を式(3.2)に代入すると式(3.4)が得られる。

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{r_0 + r_{90}}{r_{90}(1+r_0)}} |\sigma_{compression}| \quad (3.4)$$

つまり、圧縮変形で得られた変形抵抗と、圧延方向と圧延垂直方向の引張試験で得られた  $r$  値を用いて単軸引張の変形抵抗を推定できる。これは、Hill'48 の降伏関数と関連流れ則によって得られる  $r$  値と降伏応力の関係を根拠として導かれるものである。



**Fig. 3.1** Shape of a specimen before and after the compression test

### 3.3 自動車用向け各種薄鋼板の高ひずみ領域の材料特性の測定

#### 3.3.1 試験条件

材料は、Table 3.1, Table 3.2 に示す機械特性の各種自動車用鋼板を用い、比較のために薄板リング圧縮試験の他に引張試験および液圧バルジ試験を実施した。

##### (1) 引張試験

引張試験は 2.3 節の実験と同様の試験条件で実施した。

##### (2) 液圧バルジ試験

液圧バルジ試験[51][52][53]は油圧によって試験片を半球状に変形させることで、ひずみ 0.5 程度までの変形抵抗を測定できる薄板の試験法である。今回の薄板リング圧縮試験の妥当性を検証するために、試験片 SCGA270D について実施した。

##### (3) 薄板リング圧縮試験

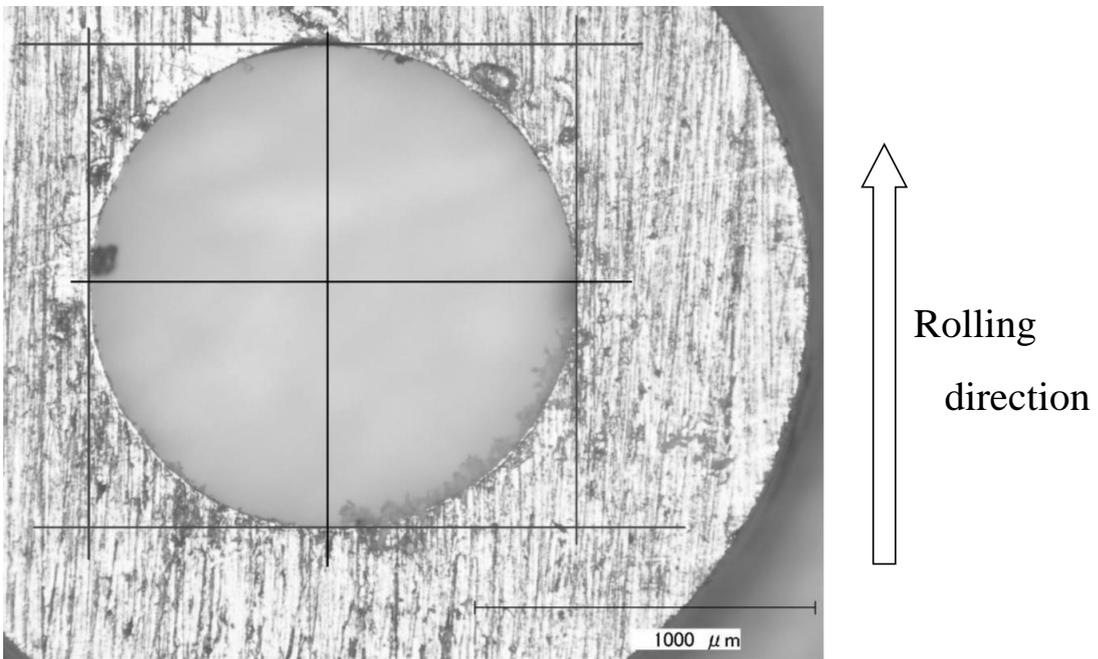
実験装置は 2.3 節と同様の装置を用い、真ひずみ 1.0 程度に相当する高さ減少率約 65%まで圧縮した。試験片は板厚方向が圧縮時の高さ方向となるようにし、590 級鋼板および 980 級鋼板については外径 4mm、内径 2mm、高さ 1mm、270 級鋼板については外径 2.8mm、内径 1.4mm、高さ 0.7mm のリング状になるように切り出した。圧縮面は RzJIS6.3 以下に仕上げられ、潤滑剤は塗布しなかった。また、試験バラツキを見るため、同一の材質に対して 2 回の試験(N1,N2)を実施した。試験前後のリング内径、外形の測定は、2.3 節と同様 Fig. 3.2 に示すような、圧延方向と圧延垂直方向のそれぞれについて実体顕微鏡による拡大画像を用いて行った。

**Table 3.1 Mechanical properties of sheet metals**

	<i>YS</i> /MPa	<i>TS</i> /MPa	<i>El</i> /%	<i>t</i> /mm
SCGA270D	125	283	44.6	0.70
SPC590DU	337	619	28.6	1.20
SPC980DU	843	1030	15.5	1.20

**Table 3.2 Rankford values**

	$r_0$	$r_{45}$	$r_{90}$
SCGA270D	1.60	1.36	1.90
SPC590DU	0.83	0.92	0.85
SPC980DU	0.89	0.94	1.15



**Fig. 3.2** Picture of a specimen by a stereoscopic microscope

### 3.3.2 測定結果

#### (1) 軟鋼板 SCGA270D の測定結果と塑性異方性の考慮

Fig. 3.3, Fig. 3.4 に SCGA270D の圧延方向と圧延垂直方向の摩擦係数の校正曲線と実験結果を示した。本実験における圧延方向と圧延垂直方向の内径の差は 5%程度であったため、両者を区別することなく平均した。その結果求められた摩擦係数は、同一条件における 1 回目の試験が 0.13, 2 回目の試験が 0.14 であった。このときの高さ減少率と拘束係数の関係を Fig. 3.4 に示した。Fig. 3.4 のように摩擦係数は同一条件の試験において若干異なる結果であったが、Fig. 3.5 に示した拘束係数は同一条件の試験において同じ結果になった。これは、小坂田ら [61] が示した摩擦状態が異なっても同じ材質であれば同じ拘束係数となることを表している。Fig. 3.6 に変形抵抗の測定結果を示した。薄板リング圧縮試験の変形抵抗は、液圧バルジ試験の結果と一致するが、引張試験を式(3.5)で表される Swift の n 乗硬化則で外挿した曲線より大きくなった。

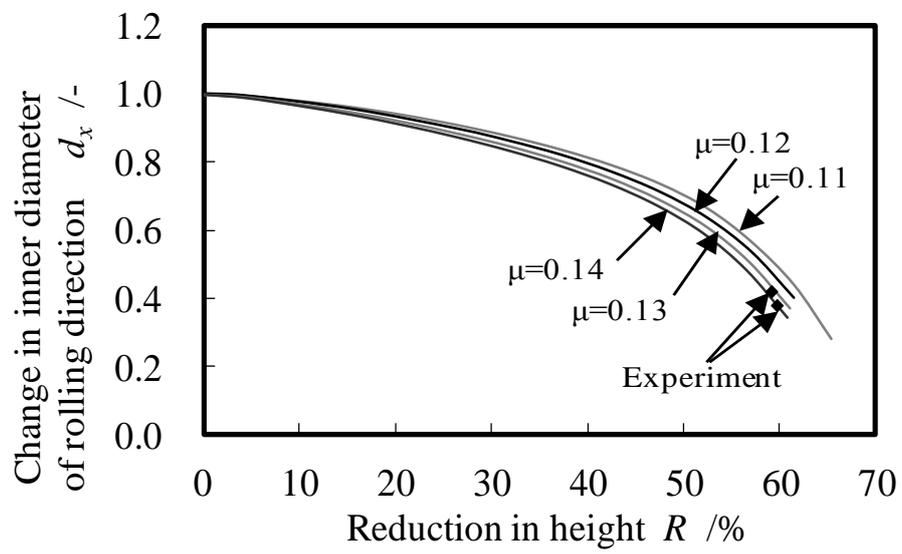
$$\sigma = F(\varepsilon^p + \varepsilon_0)^n \quad (3.5)$$

これは塑性異方性によるものと考えられるため、薄板リング圧縮試験と液圧バルジ試験の変形抵抗を引張変形に換算したところ、引張試験で直接得られるひずみ 0.3 までの領域で一致する結果が得られた。それらの結果を Fig. 3.7 に示した。しかし、ひずみ 0.3~0.8 では引張試験のひずみ域は Swift の n 乗硬化則で外挿されているため、薄板リング圧縮試験による実測値とは異なる結果となった。

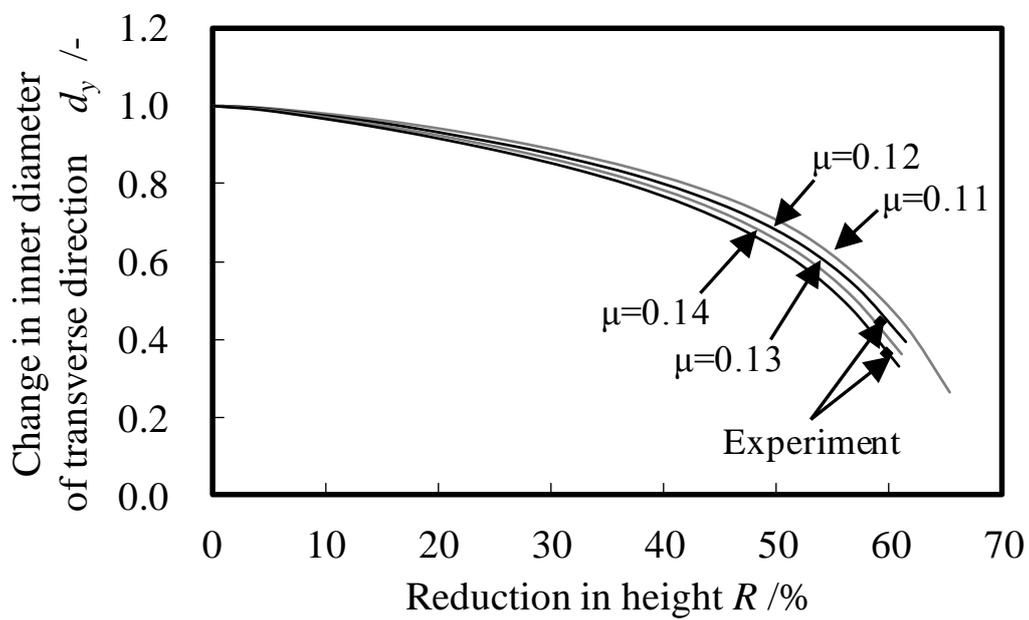
#### (2) 高張力鋼板 SPC590DU および SPC980DU の測定結果

SPC590DU および SPC980DU の薄板リング圧縮試験による変形抵抗測定結果と引張試験を式(3.5)で示した Swift の n 乗硬化則で外挿した曲線を Fig. 3.8 に示した。ひずみ 0.5 以上の領域で薄板リング圧縮試験による変形抵抗は、直線に近

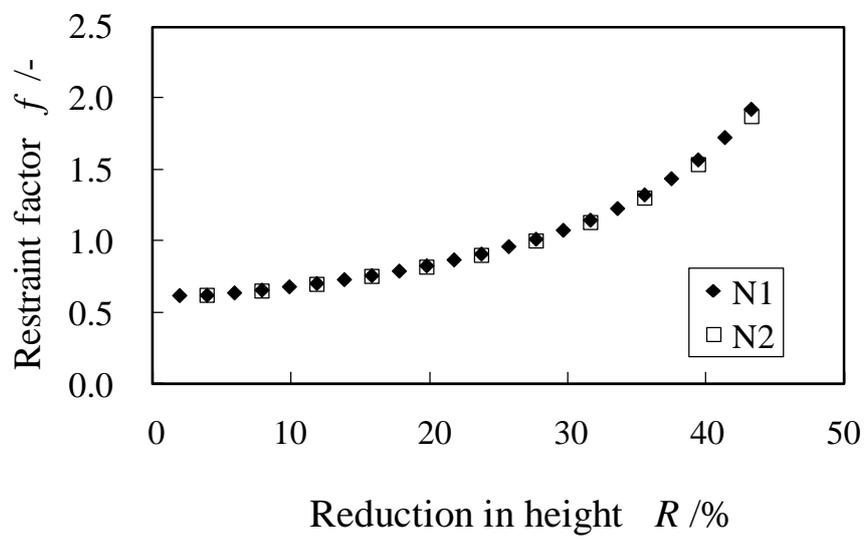
くなり，引張試験を Swift の  $n$  乗硬化則で外挿した曲線より大きくなった.



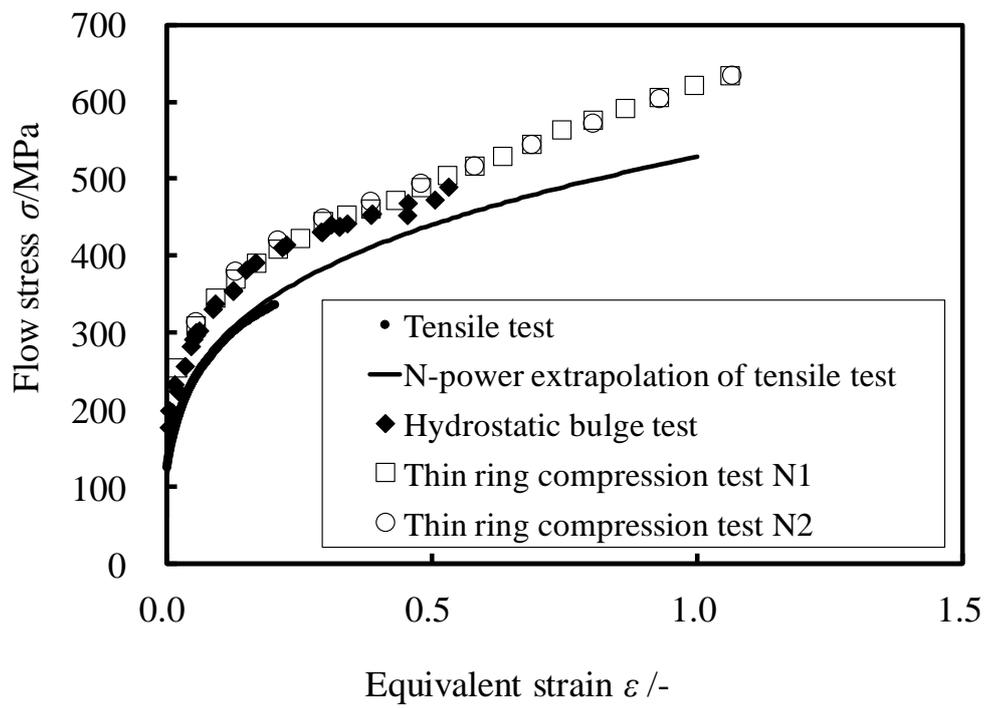
**Fig. 3.3 A relationship between reduction in height and change in inner diameter of rolling direction**



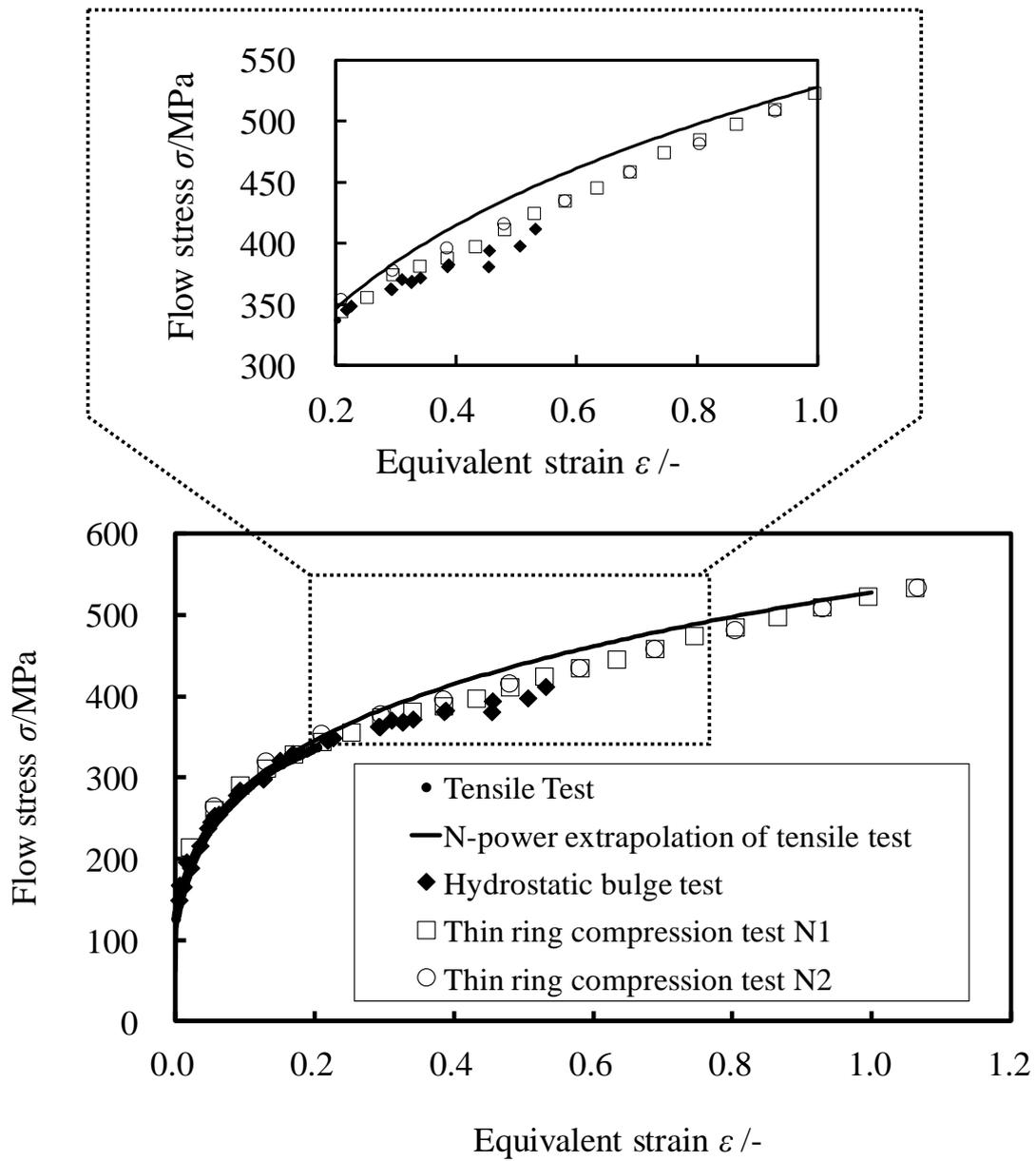
**Fig. 3.4 Relationship between reduction in height and change in inner diameter of transverse direction**



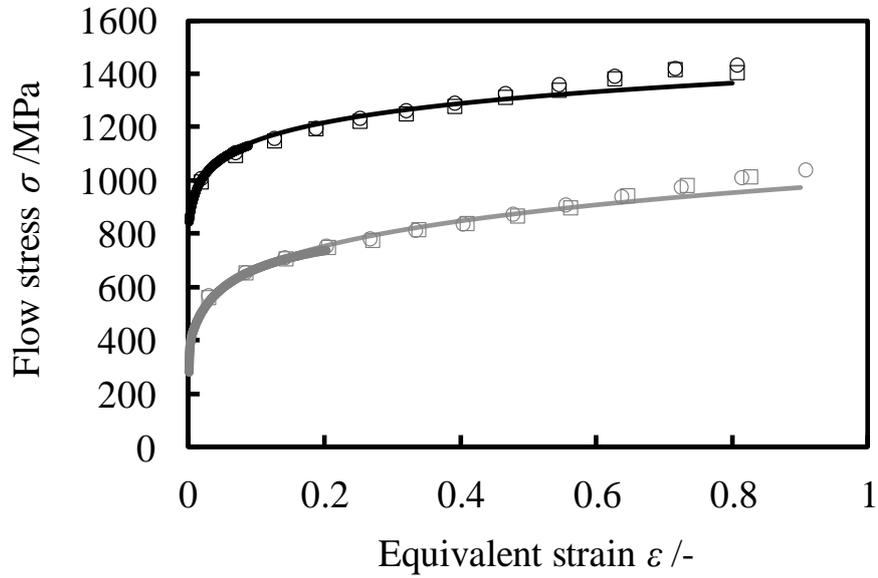
**Fig. 3.5 Restrain factor of SCGA270D**



**Fig. 3.6 Flow stress of SCGA270D without consideration of plastic anisotropy**



**Fig. 3.7 Flow stress of SCGA270D with consideration of plastic anisotropy**



- SPC590DU (Tensile test)
- SPC590DU (N-power extrapolation of tensile test)
- SPC590DU (Ring compression test N1)
- SPC590DU (Ring compression test N2)
- SPC980DU (Tensile test)
- SPC980DU (N-power extrapolation of tensile test)
- SPC980DU (Ring compression test N1)
- SPC980DU (Ring compression test N2)

**Fig. 3.8 Flow stress of SPC590DU and SPC980DU**

### 3.4 材料特性の板成形シミュレーションへの導入と検証

3.3 節で求めた変形抵抗を用いることで、板成形シミュレーションによる加工性の予測精度が向上するかどうか検証するため、高ひずみ域の加工硬化係数と関連が大きいと言われている[62][63][64]張出試験の実験とシミュレーションを行い、それらの結果を比較した。

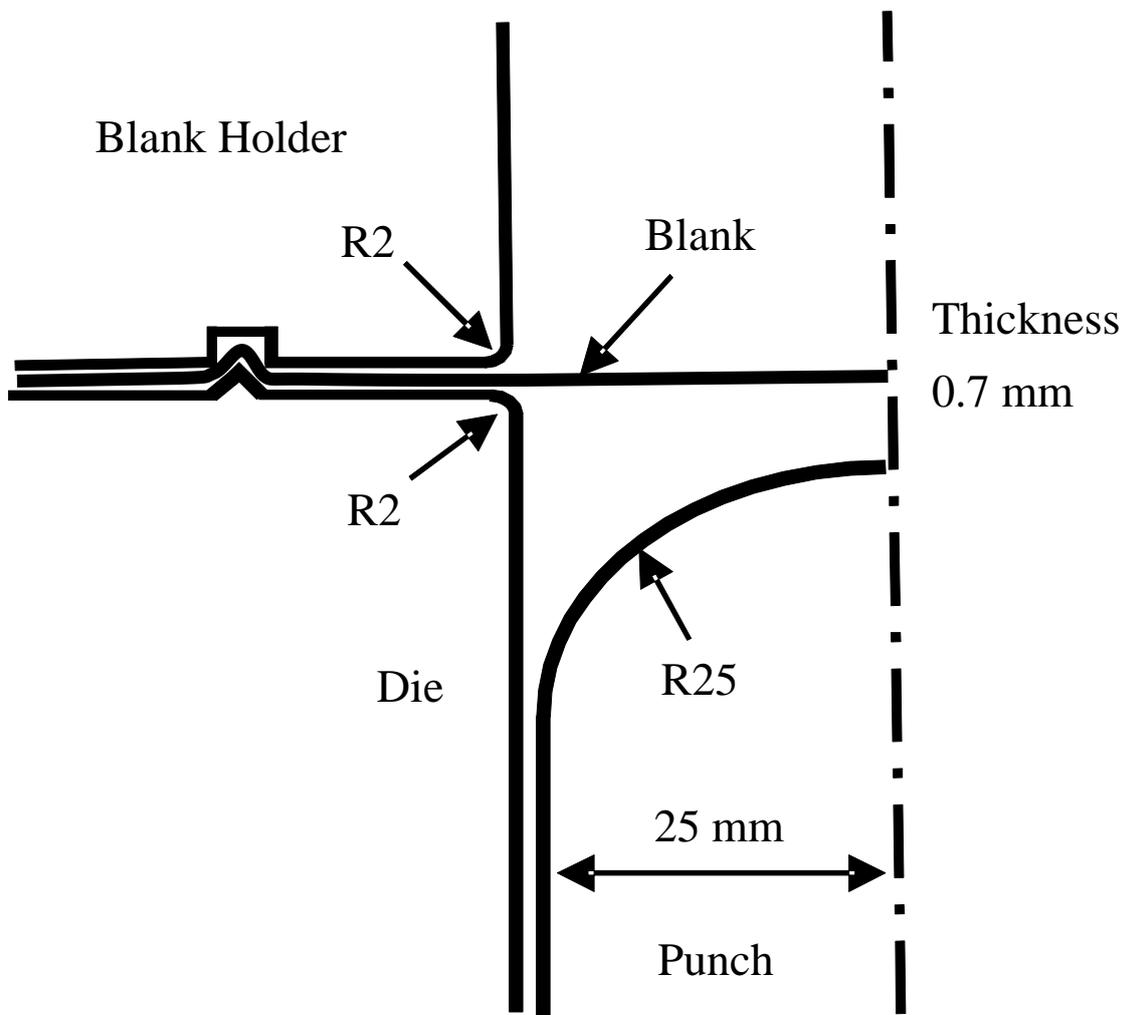
#### 3.4.1 試験および解析条件

3.3.2 節と同じ SCGA270D を用い、Fig. 3.9 に示す工具による張出試験を実施した。型材は SKD11、潤滑には鋼板用防錆油を用いた。材料が流入しないよう、ブランクホールド部には三角ビードを設置し、10tonf の荷重を与えた。

FEM 解析のソルバーには LS-DYNA の動的陽解法を用い、解析設定と結果の評価には JSTAMP/NV を用いた。

摩擦係数は解析結果に影響するため正確な値を入力する必要がある。張出試験と同じ材質の金型を用いて 3 種類の接触面圧を与えた摺動摩擦試験(Fig. 3.10)を実施した。クーロン摩擦係数の測定結果を Fig. 3.11 に示した。試験は同一条件で 2 回行い、それぞれの値と平均値を示した。本結果から、摩擦係数の接触面圧依存が認められ、クーロン摩擦則は成り立っていないが、今回の張出試験で与えられる成形面圧に近い 8MPa のクーロン摩擦係数を板成形シミュレーションで用いることにした。

変形抵抗は、Fig. 3.7 に示したリング圧縮試験結果を単軸引張に換算した値をテーブル形式で定義したものと、引張試験を Swift の  $n$  乗硬化則で近似したものの 2 種類を解析で用いた。降伏関数は Hill'48 モデル[23]を用いた。



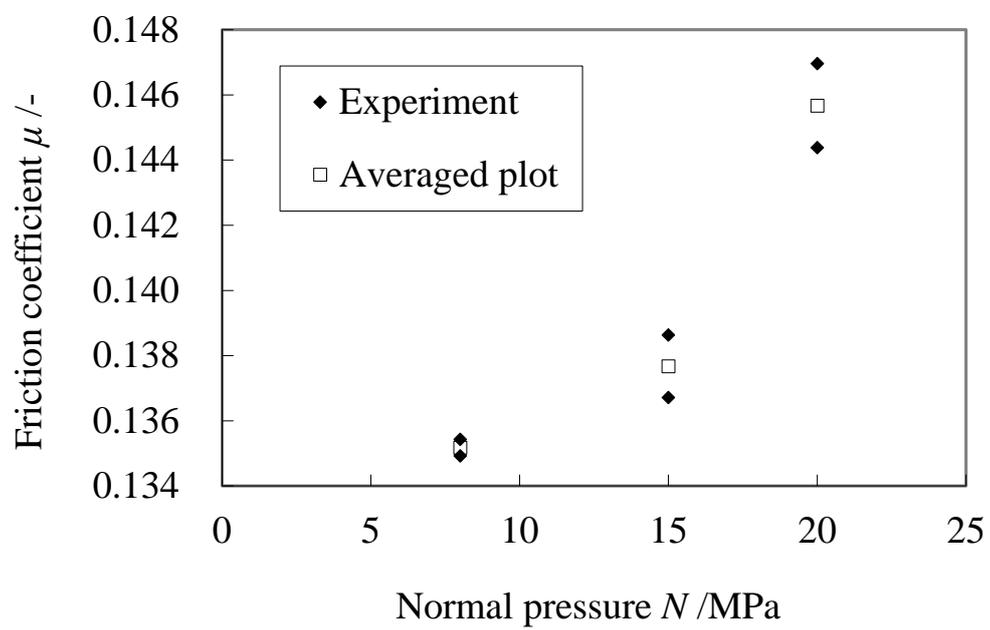
**Fig. 3.9 Schematic diagram of the bulging test**



Lower die

Hydraulic cylinder to draw a specimen

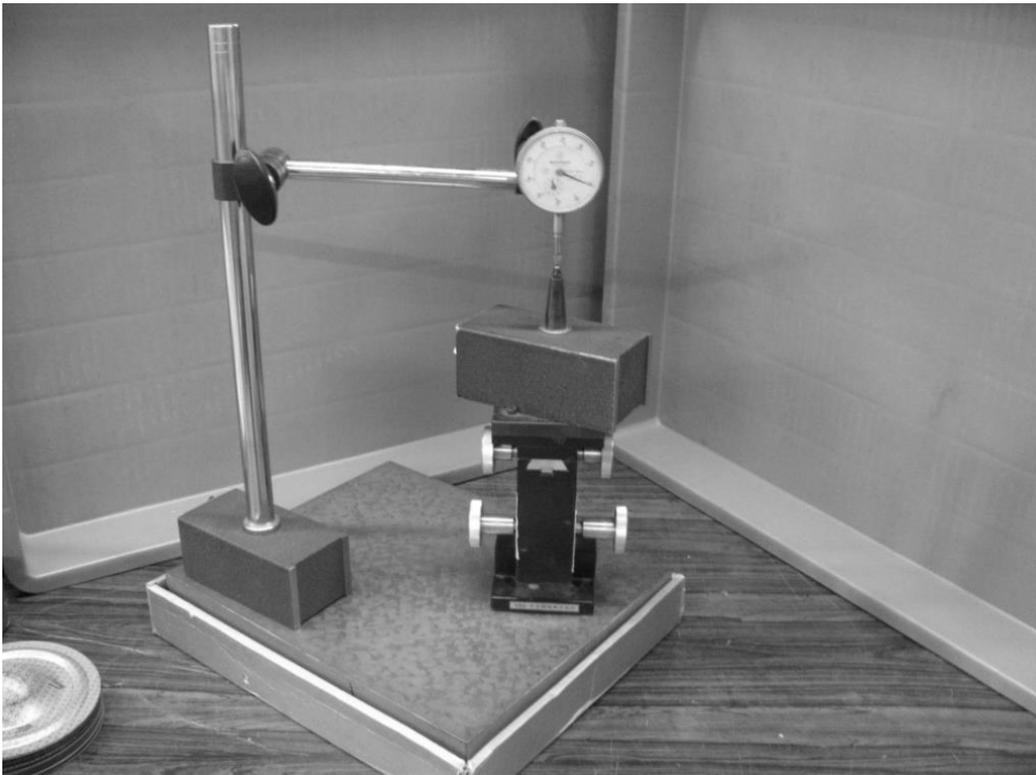
**Fig. 3.10** Photo of the slide-type friction test



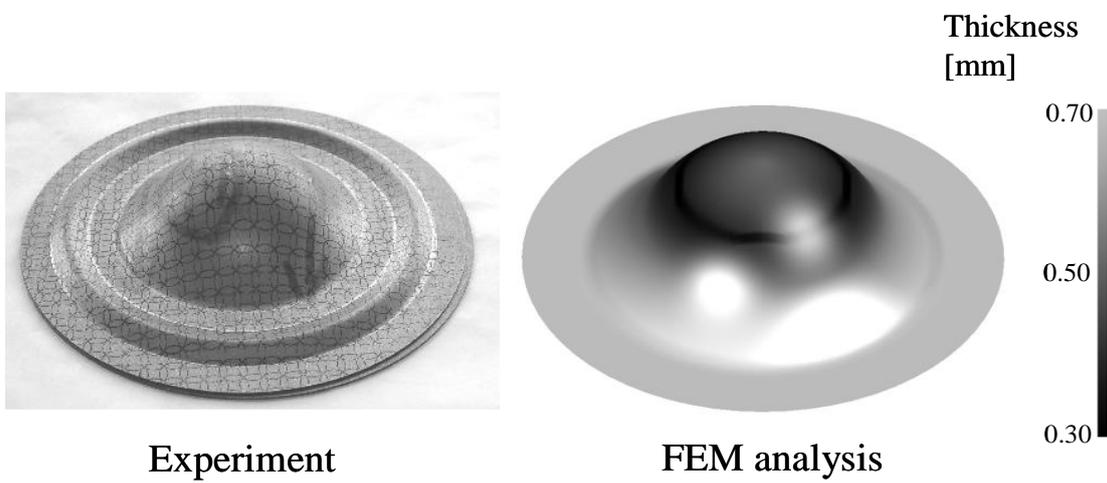
**Fig. 3.11 Experimental results of the friction test**

### 3.4.2 張出試験の結果

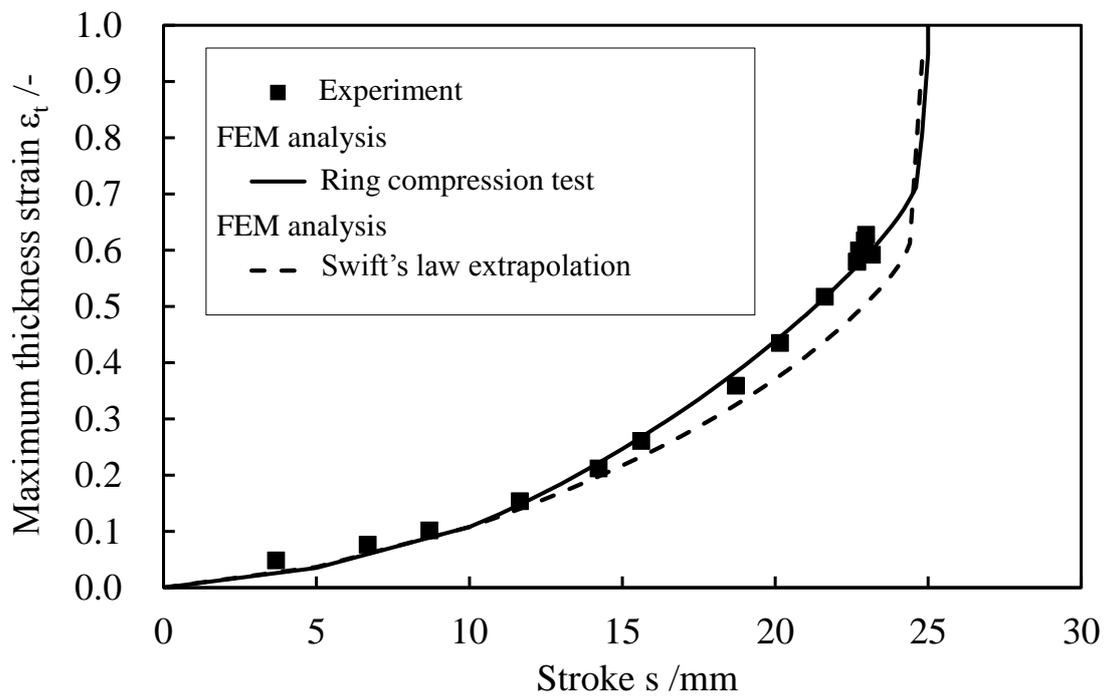
各試験片について、圧延方向に沿った最も小さな板厚をダイヤルゲージで測定した(Fig. 3.12). そして、ストロークと板厚対数ひずみの関係を板成形シミュレーションの解析結果と比較した. 実験後の試験片形状の写真と解析で予測された板厚分布の例を Fig. 3.13 に示した. また、板厚の測定結果を Fig. 3.14 に示した. 薄板リング圧縮試験で得られた変形抵抗を用いた解析は、実験と板厚ひずみが一致する結果が得られた. また、板厚ひずみが 0.2 より大きな領域になると、薄板リング圧縮試験で得られた変形抵抗を用いた解析は Swift の  $n$  乗硬化則で近似した解析より板厚ひずみが大きくなった. この理由は、Fig. 2.5 に示した薄板リング圧縮試験の変形抵抗曲線の傾きが、板厚ひずみが 0.2 より大きな領域において Swift の  $n$  乗硬化則で近似した曲線より小さくなり、変形が進み、板厚ひずみが大きくなったためである. つまり、張出変形部の板厚変化を予測するためには、板成形シミュレーションに薄板リング圧縮試験で実測した変形抵抗を用いることが重要であるといえる.



**Fig. 3.12 Setup of a dial gauge**



**Fig. 3.13 Experiment and FEM analysis of the bulging test**



**Fig. 3.14 Comparison of thickness strain**

### 3.5 まとめ

本章では、第 2 章で開発したリング圧縮試験によって薄板の大ひずみ域の変形抵抗を算出する方法を実際の板成形向けの薄鋼板に適用するために必要な開発に取り組んだ。開発内容と得られた知見を以下に記す。

(1) Hill'48 の降伏関数を用いた三次元モデルで変形抵抗の計算に必要な解析を行うことで、実際の板成形用鋼板では無視できない塑性異方性を考慮できるようにした。

(2) 実際の板成形向けの薄鋼板を開発手法で実測した高ひずみ域の変形抵抗を引張試験の変形抵抗を Swift の  $n$  乗硬化則で外挿した曲線と比較すると、高張力鋼板では相当塑性ひずみ 0.6 程度まで一致し、それよりひずみが大きな領域では開発手法で実測した変形抵抗の方が大きくなった。一方、軟鋼板では相当塑性ひずみ 0.3 程度まで一致し、ひずみ 0.3 から 0.7 の領域は、開発手法で実測した変形抵抗の方が小さくなった。しかしながら、ひずみ 0.7 以上の領域では硬化量が大きくなり、ひずみ 1.0 で変形抵抗は一致した。

(3) 開発方法で得られた変形抵抗で張出試験のシミュレーションを行った結果、板厚ひずみの予測精度が従来用いられてきた Swift の  $n$  乗硬化則より向上した。その結果、ダイス肩部や張出部を予測する場合の変形抵抗の獲得法として開発方法が有効であることが実証された。

## 第4章 薄板のひずみ速度に依存した変形抵抗の測定

### 4.1 本章の目的

近年、国内においてはサーボプレスの普及が進んでおり、生産性向上、加工位置の精度向上、低騒音、低振動といった明白なメリットがあることが報告されている[65]。一方、成形性や形状凍結性の向上については個別事例が多く報告されているものの、その一般解や加工メカニズムは未だ研究段階であると思われる。サーボプレスの従来のプレス機械との大きな違いは、スライドの上下移動が自由にコントロールできる点である。そのため、パルスモーション、振り子モーション、コイニングモーションなど多くのプレスモーションが提案され、実験的な検討によってこれらのプレスモーションが成形性や形状に与える影響が議論されている[65]。しかし、1か所の工場で実施された実験で成形性に効果があると結論付けられたプレスモーションを他の多くの工場で再現するためには、実験時の設備の剛性による金型たわみ量や金型の摩耗状態、スライダの移動履歴といった成形性に影響するすべての要因を把握する必要があり容易ではない。さらに、もし成形性に効果のあるモーションを実験的に見出すことができたとしても、その要因が潤滑に起因するのか材料特性に起因するのか切り分けるのは不可能といえる

これまでに行われてきたサーボプレスのモーションに関する研究では、主にプレスモーションの種類と潤滑状態の関係に着目して議論が行われているが、その一方、加工時にプレス機械のストローク速度が変化することによる材料特性の変化も成形性に影響していると考えられる。というのも、引張試験においてストローク速度を大きくすると、鋼材の降伏応力および引張強度が大きくなることが従来から知られているからである[66][67]。しかし、これまでにプレスモ

ーションと被加工材の流動応力の関連に着目して議論された事例は見当たらない。その理由として、板成形で用いられる速度領域におけるストローク速度の動的变化に着目した引張試験が行われていないため、議論の前提となるひずみ速度変化に対する材料データが不足していることが挙げられる。そこで、本章では板成形の解析に必要な中低速度域におけるひずみ速度変化時の変形抵抗を測定する方法を検討し、自動車の板成形向けの薄鋼板の特性を測定する。

## 4.2 ストローク速度を変化させた引張試験

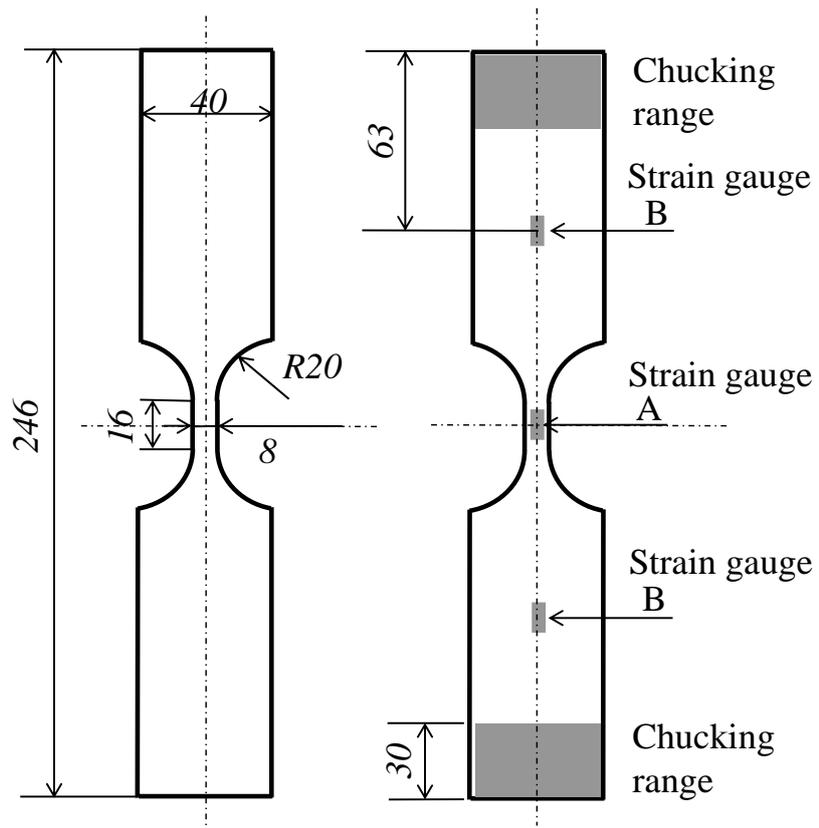
### 4.2.1 試験条件

試験片は自動車の外板部品に広く使用されている Table 4.1 の機械的特性を持つ軟鋼板 SCGA270D を用い、試験片の形状は Fig. 4.1 のようにし、圧延方向が試験片の長手方向(Fig. 4.1 の上下方向)となるように採取した。また、Fig. 4.1 のように試験片両面の平行部の中心(以下 A 部とする)に大ひずみ測定用ひずみゲージと、上下の幅広部(以下 B 部とする)にひずみゲージを試験片の長手方向にひずみゲージ用接着剤を用いて貼り付けた。引張試験は島津製作所製の万能試験機オートグラフを用いて実施した。本試験機はバックラッシュレス精密ボールねじ駆動によって、ストローク速度を変更したときに瞬間的な高荷重が発生するのを防止できる機構となっている。

ストローク速度は、10mm/min,100mm/min,400mm/min の一定速度のものと Table 4.2 に示した条件 A~C の 3 パターンにストローク速度を変化させた条件を実施した。ストローク速度 100mm/min 以上の試験では、試験開始時に試験片に衝撃が与えられ、荷重の測定値が過大となるのを防ぐため予荷重を 50N 与えた状態で引張試験を開始した。

**Table 4.1 Mechanical properties of SCGA270D**

	<i>YS</i> /MPa	<i>TS</i> /MPa	<i>El</i> /%	<i>t</i> /mm
SCGA270D	125	283	44.6	0.70



**Fig. 4.1 Specimen of the tension test**

**Table 4.2 Conditions of the stroke velocities in the tension test**

A	400mm/min → 10mm/min → 400mm/min
B	10mm/min → 400mm/min → 10mm/min
C	400mm/min → 100mm/min → 400mm/min

#### 4.2.2 計測条件

今回の引張試験では、ストローク速度の急激な変化に追従した測定データを得るため、試験片の A 部に張り付けたひずみゲージによって、試験片の平行部に発生するひずみおよびひずみ速度を測定し、試験片の B 部に張り付けたひずみゲージによって応力の測定を行った。各ひずみゲージは試験片の両面に貼り、曲げ変形の影響をキャンセルして測定するようにした。

応力測定の方法について述べる。まず、10mm/min の一定速度条件でロードセルから測定した応力を求め、B 部に張り付けたひずみゲージで測定したひずみで割った値を求めた。その値を各試験において B 部に張り付けたひずみゲージで測定したひずみで割った値を各試験の応力とした。このような方法で応力を測定することで、ストローク速度を急変させたときのロードセルの追従性に関する懸念を排除した。

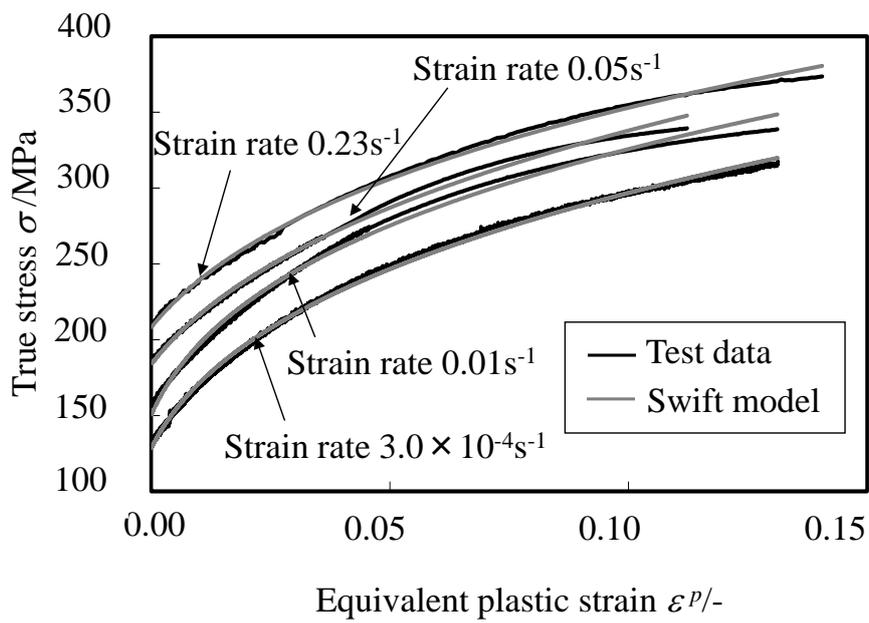
#### 4.2.3 一定ストローク速度の引張試験結果

ストローク速度 10mm/min, 100mm/min, 400mm/min の一定速度で実施した引張試験と、別途実施した準静的な引張試験から得られた変形抵抗に対して、式(4.1)で表される Swift の式[25]で真応力 - 塑性ひずみ関係を近似した結果を Fig. 4.2 および Table 4.3 に示した。各曲線はそれぞれ Swift の式で近似することができた。試験片の平行部に貼ったゲージ長 1mm のひずみゲージを用いて、それぞれのストローク速度における相当塑性ひずみ速度を測定したところ、0.23, 0.05, 0.01,  $3.0 \times 10^{-4}/s^{-1}$  であった。

$$\sigma = K(\varepsilon^p + \varepsilon_0)^n \quad (4.1)$$

また、真応力 - 相当塑性ひずみ曲線の傾きを加工硬化勾配と定義し、各試験の相当塑性ひずみと加工硬化勾配の関係を Fig. 4.3 に示した。相当塑性ひずみが 0.05

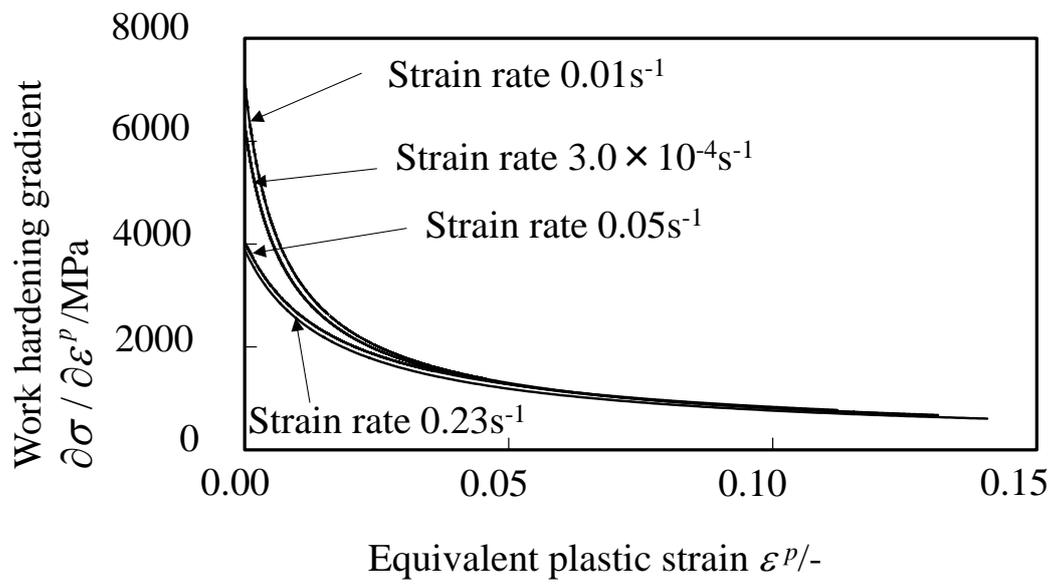
以上の領域では，相当塑性ひずみ速度によらず同じ値となった．



**Fig. 4.2 Comparison of the test data and Swift model**

**Table 4.3 Identified parameters of the Swift expression**

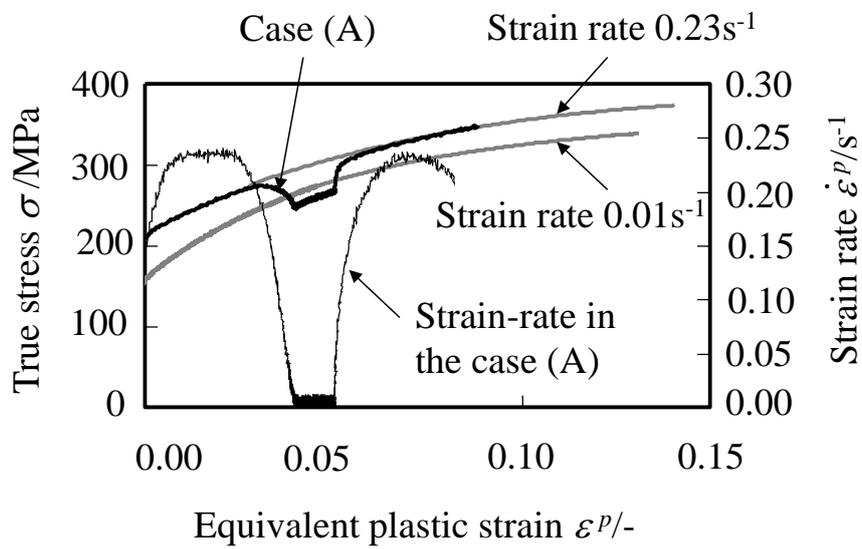
Strain rate /s <sup>-1</sup>	$\varepsilon_0$	$K$	$n$
$3.0 \times 10^{-4}$	0.0059	569	0.29
0.01	0.0055	587	0.26
0.05	0.013	620	0.28
0.23	0.013	602	0.25



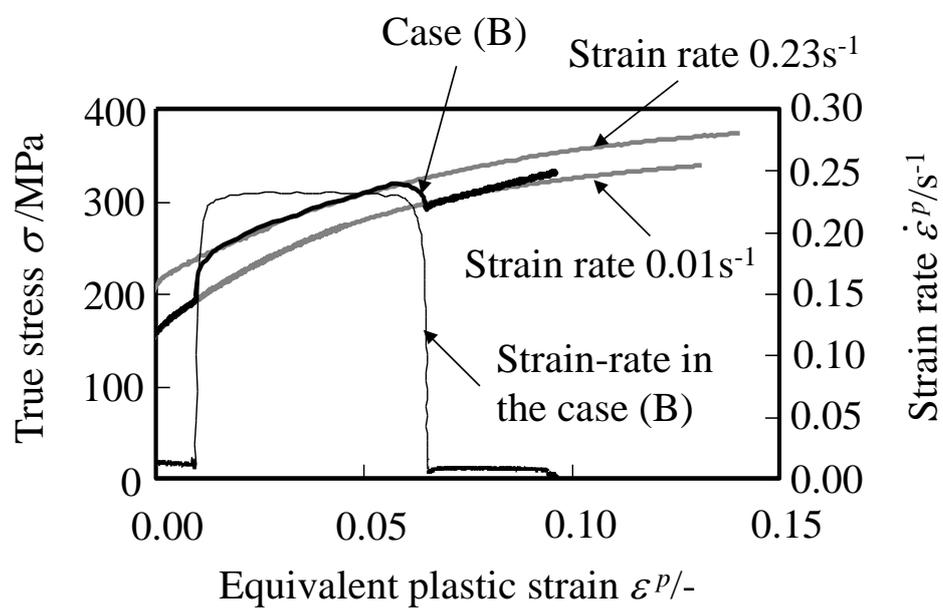
**Fig. 4.3 Relationship of equivalent plastic strain and work hardening gradient under the various strain rate**

#### 4.2.4 試験途中でストローク速度を変化させた引張試験結果

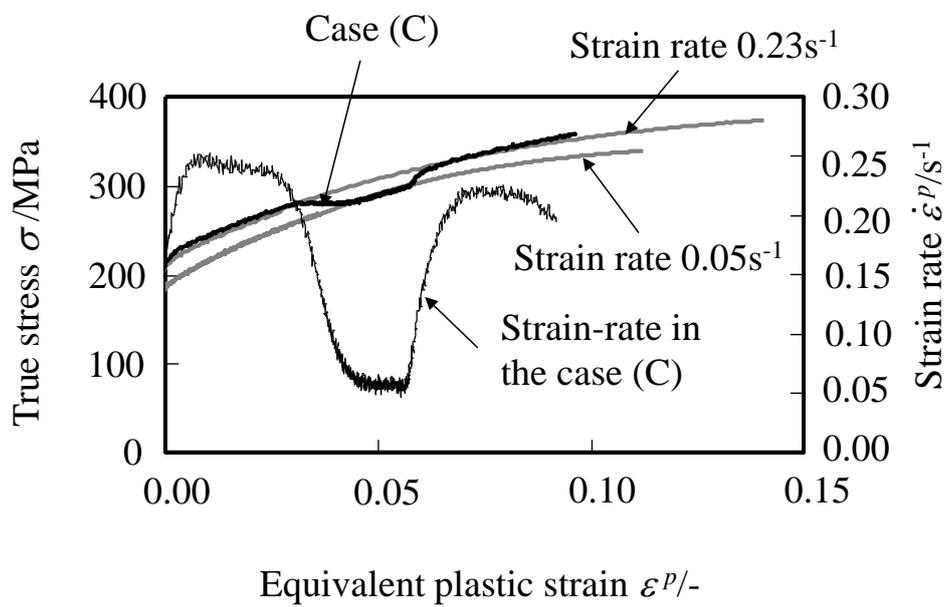
Table 4.2 で示した 3 パターンにストローク速度を変化させた引張試験で得られた変形抵抗とひずみ速度および一定のストローク速度の結果を比較した結果を Fig. 4.4, Fig. 4.5, Fig. 4.6 に示した. 各試験条件ともに, ひずみ速度の変化とともに流動応力が変化する様子を測定することができた. また, 初期のストローク速度から速度変化させた後に, 初期のストローク速度に戻した場合, 初期の一定速度の変形抵抗に一致することが確認できた. さらに, ストローク速度 400mm/min から 10mm/min に変化させた場合, 10mm/min 一定速度の曲線より応力が 20MPa 程度小さくなることがわかった. これは, 400mm/min でストロークさせたときの加工発熱によって試験片平行部の温度が上がっている, もしくは応力緩和現象が発生したためと推察される. さらに, ストローク速度 100mm/min から 10mm/min に変化させた場合も 10MPa 程度小さくなっており, 同様の理由と考えられる.



**Fig. 4.4** Flow stress at the variable stroke velocities (Case A)



**Fig. 4.5** Flow stress at the variable stroke velocities (Case B)



**Fig. 4.6 Flow stress at the variable stroke velocities (Case C)**

### 4.3 まとめ

サーボモーション制御による成形性変化に流動応力のひずみ速度依存性が及ぼす影響を考察するため、3条件のストローク速度と、ストロークの途中で速度を変化させた3条件の引張試験を行い、これらの流動応力を精度良く表現できる構成式を検討した。その結果、以下の知見を得た。

(1) 一定のストローク速度の試験で得られた変形抵抗は、Swiftの加工硬化則でそれぞれ近似することができ、 $n$ 値は0.24~0.29の間であった。加工硬化勾配は、相当塑性ひずみが0.05以上の領域では、相当塑性ひずみ速度によらず同じ値となった。

(2) 加工の途中でストローク速度を変化させた引張試験の結果、初期のストローク速度から変化させた後に、初期のストローク速度に戻した場合、初期の一定速度の曲線に一致することが確かめられた。また、ストローク速度400mm/minから10mm/minに変化させた場合、10mm/min一定速度の曲線より応力が20MPa程度小さくなった。

## 第5章 ひずみ速度を考慮した材料モデル

### 5.1 本章の目的

これまでの研究において、プレスモーシヨンと材料特性の関係に着目した議論が少ない理由として、プレスモーシヨンの下死点付近で発生しているひずみ速度 5/s 以下の領域について引張試験で測定できる全ひずみ領域に着目して加工硬化則の精度を詳細に検証した事例が少ないことが挙げられる。通常、ひずみ速度依存性を考慮した加工硬化則の材料パラメータを同定するときは、ある特定のひずみ量における応力差のみに着目して行われている[67]。さらに、従来のひずみ速度を考慮した材料モデルは主に衝突解析を対象としており、板成形のひずみ速度域に対する検証は行われていない。本章では、従来提案されている各種の材料モデルの特徴を整理し、板成形に必要なひずみ速度域に対して引張試験で得られる全ひずみ領域を考慮してパラメータを同定し、各材料モデルについて考察する。

また、動的陽解法を用いて板成形の解析をする場合に、実用的な計算時間で解析するため、時間スケールを加速した解析を一般的に実施しているが、ひずみ速度を考慮した解析において時間スケールの取扱いが適正であるかどうか検証した事例はない。そこで、ひずみ速度を考慮した解析においても従来と同様の時間スケールの取扱いが可能であるかどうか検証した。

### 5.2 変形抵抗のひずみ速度依存性の定式化

ひずみ速度依存性の定式化の多くは、式(5.1)のように、準静的な引張試験で得られた加工硬化則に、ひずみ速度を含む係数を掛けることで表現される。

$$\sigma = f(\varepsilon^p) g\left(\dot{\varepsilon}^p\right) \quad (5.1)$$

ここで、 $\dot{\varepsilon}^p$  はひずみ速度、 $f$  は通常行われている準静的な引張試験における流動応力を塑性ひずみの関数として記述したものである。具体的には Hollomon モデル[68]、Ludwik モデル[69]、Voce モデル[26]、Swift モデル[25]などが提案されている。また、 $g$  はひずみ速度感受性を表現するための係数項である。具体的には、Power law モデル[68]、Johnson-Cook モデル[69]、Wagoner モデル[72][73]、Cowper-Symonds モデル[74]、Linear モデル[67]などが提案されている。また、温度とひずみ速度の両方の影響を考慮できる構成式も多く提案されている[75][76][77][78]が、そのほとんどは式(5.2)のように常温かつ準静的な引張試験の応力に温度の影響項とひずみ速度の影響項をそれぞれ掛け合わせる定式化になっており、ひずみ速度の影響項は上記の各モデルのいずれかと同一である。

$$\sigma = f(\varepsilon^p) g\left(\dot{\varepsilon}^p\right) h(T) \quad (5.2)$$

一方で、谷村-三村モデル[79][80]は、(5.3)式の形を基本形としており、従来のモデルとは異なっている。

$$\sigma = f(\varepsilon^p) + C \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p}\right) + B \left\{ \left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p}\right)^m - 1 \right\} \quad (5.3)$$

ここで、 $\dot{\varepsilon}_0^p$  は準静的な引張試験におけるひずみ速度である。谷村らの論文[79]では、式(5.3)の右辺第2項は熱活性化過程に起因する流動応力の速度依存性、第3項はひずみ速度  $10^3/s$  以上の流動応力の急激な上昇を表すために導入していると説明されている。また、ひずみ速度感受性を表す係数  $C$  を(5.4)式で表すことで様々な材料グループに適用できるようになるとされている。

$$C = (\alpha \varepsilon^p + \beta) \left( 1 - \frac{f(\varepsilon^p)}{\sigma_{CR}} \right) \quad (5.4)$$

### 5.3 一定速度の引張試験による材料パラメータ同定

以下の6種類の構成式のパラメータを4.2.3節で示した3種類の一定のストローク速度の試験の結果から同定した。

(1) Power law model [68]

$$\sigma = f(\varepsilon^p) \left( \frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p} \right)^m \quad (5.5)$$

(2) Johnson-Cook model [71]

$$\sigma = f(\varepsilon^p) \left[ 1 + m \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p} \right) \right] \quad (5.6)$$

(3) Wagoner model [72]

$$\sigma = f(\varepsilon^p) \left( \frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p} \right)^{m_0 \sqrt{\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p}}} \quad (5.7)$$

(4) Cowper-Symonds model [74]

$$\sigma = f(\varepsilon^p) \left[ 1 + \left( \frac{\dot{\varepsilon}^p}{C} \right)^m \right] \quad (5.8)$$

(5) Linear model [67]

$$\sigma = f(\varepsilon^p) \left( \frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p} \right)^{\gamma_2 + (\gamma_1/2) \log \left( \frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p} \right)} \quad (5.9)$$

(6) Tanimura-Mimura model [80]

$$\sigma = f(\varepsilon^p) + (\alpha \varepsilon^p + \beta) \left( 1 - \frac{f(\varepsilon^p)}{\sigma_{CR}} \right) \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p} \right) + B \left\{ \left( \frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p} \right)^m - 1 \right\} \quad (5.10)$$

各材料モデルのパラメータは、数値計算ソフト MATLAB を用いて非線形最小 2 乗法を求解して同定した。その誤差評価結果を Table 5.1 に示した。最適化手法は信頼領域法(Trust Region Method)を用い、誤差評価には、式(5.11)で表される、応力の実験値と計算値の差の二乗平均平方根(Root Mean Square)を用いた。

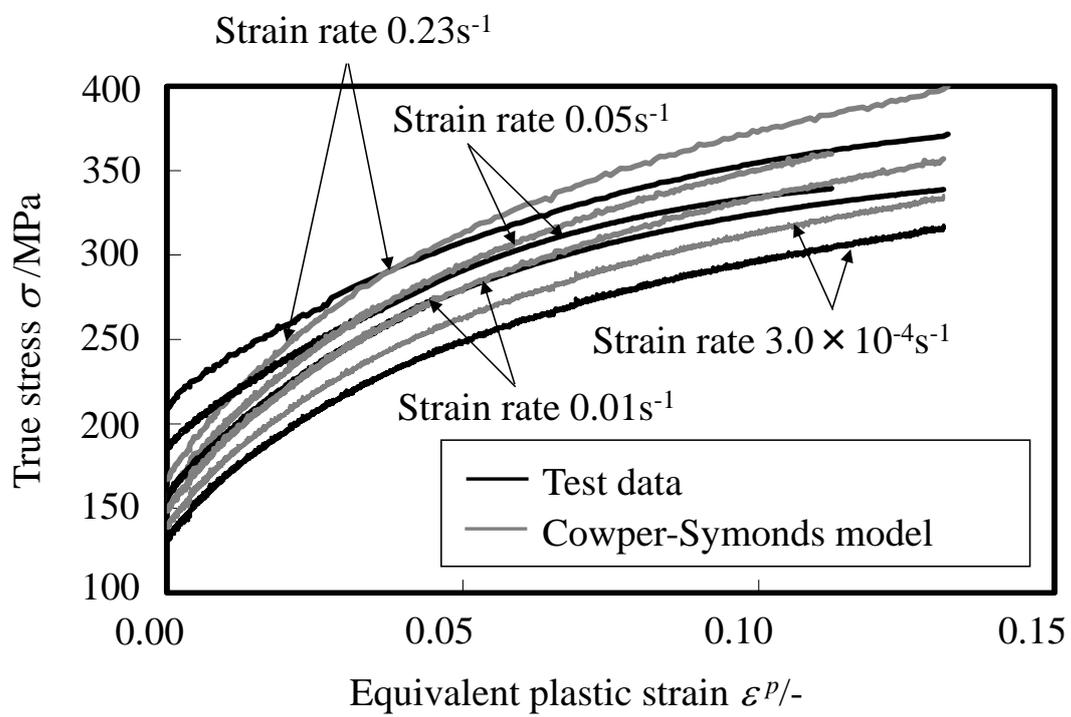
$$x_{RMS} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{n=1}^N x_i^2} \quad (5.11)$$

ここで、 $x_i$  は  $i$  番目の応力の実験値と計算値の差、 $N$  はデータ点数を表す。今回算出した二乗平均平方根は、実験値と計算値の応力差の平均的な大きさを表している。積算型のモデル(谷村 - 三村モデルを除く 5 つのモデル)は、二乗平均平方根および変形抵抗のグラフの形状がほぼ同じ結果となった。これらを代表して Cowper-Symonds モデルの結果を Fig. 5.1 に示し、谷村 - 三村モデルの結果を Fig. 5.2 に示した。Cowper-Symonds モデルはストローク速度 10mm/min については実験結果とほぼ一致したが、100mm/min および 400mm/min では最大で 40MPa 程度の違いがあった。特に、ストローク速度が大きくなると実験に対して低ひずみ域の流動応力が小さく、高ひずみ域の流動応力が大きくなった。一方、谷村 - 三村モデルは、二乗平均平方根が他のモデルの 1/3 程度になり、Fig. 5.2 に示し

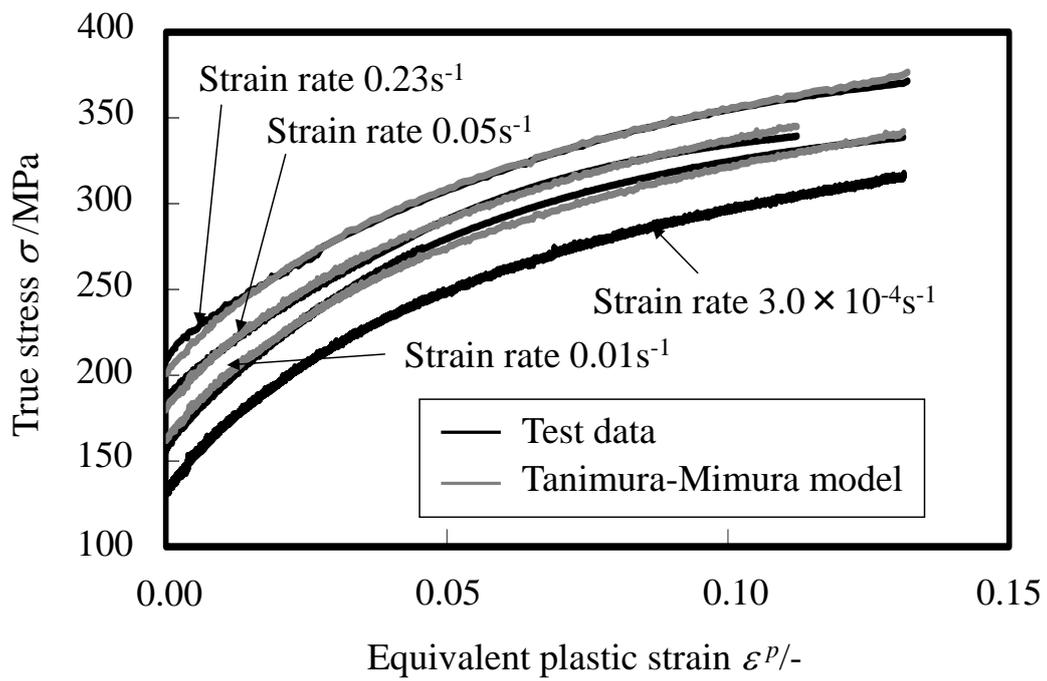
た変形抵抗についても実験結果と最も良く一致した。具体的には、ストローク速度 400mm/min のひずみ 0.02 以下の領域と、ストローク速度 400mm/min および 100mm/min のひずみ 0.1 以上の領域で多少実験結果と異なるものの、他の全てのひずみ速度およびひずみ領域では実験結果と良く一致した。ひずみ 0.02 以下の領域で実験と一致しなかった理由は、Fig. 5.3 より、試験初期はストロークが加速するため、ひずみ速度が一定とならないためである。

**Table 5.1 Identified parameters and error evaluations using root mean square of residual**

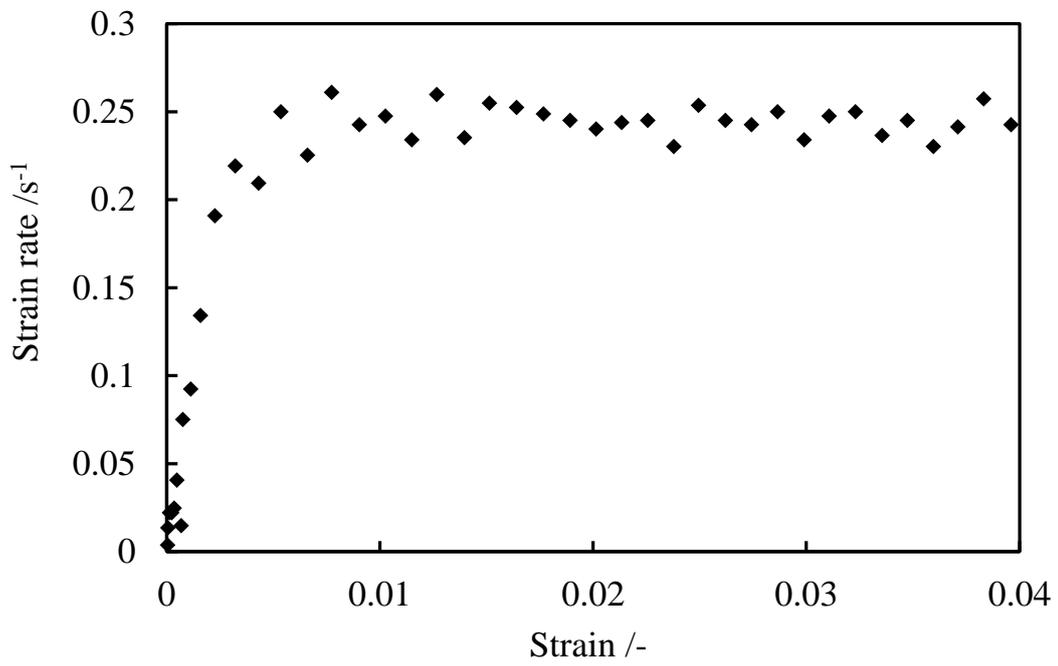
Flow stress model	Parameters	Error evaluation
Power law	$m=0.034$	11.1
Johnson-Cook	$m=0.037$	11.1
Wagoner	$m_0=0.039, m_1=0.023$	11.0
Cowper-Symonds	$m=0.23, C=66$	11.2
Linear	$g_1=0.00094, g_2=0.039$	11.1
Tanimura-Mimura	$a=-9.1, b=2.3,$ $\sigma_{CR}=186, B=57, m=0.11$	3.1



**Fig. 5.1 Comparison of the test data and Cowper-Symonds model**



**Fig. 5.2 Comparison of the test data and Tanimura-Mimura model**



**Fig. 5.3 Relationship of strain and strain rate under constant stroke velocity (400mm/s)**

## 5.4 谷村 - 三村モデルと他モデルの違い

5.3 節では、谷村 - 三村モデルが従来の各モデルより実験結果を良く表現できることを示した。谷村 - 三村モデルと従来の各モデルの大きな違いとして、従来の各モデルが準静的な引張試験の応力とひずみ速度の影響項の積で表されている積算型モデルであるのに対し、谷村 - 三村モデルは和の形で表現されている加算型モデルであることが挙げられる。そこで、準静的な引張試験の応力とひずみ速度の影響項の和の形で加工硬化則を表現することの有効性を確認するため、以下に示す指数型と対数型の 2 種類の材料モデルのパラメータを同定し、二乗平均平方根を評価した。

$$\sigma = f(\dot{\varepsilon}^p) + A \left( \dot{\varepsilon}^p \right)^B \quad (5.12)$$

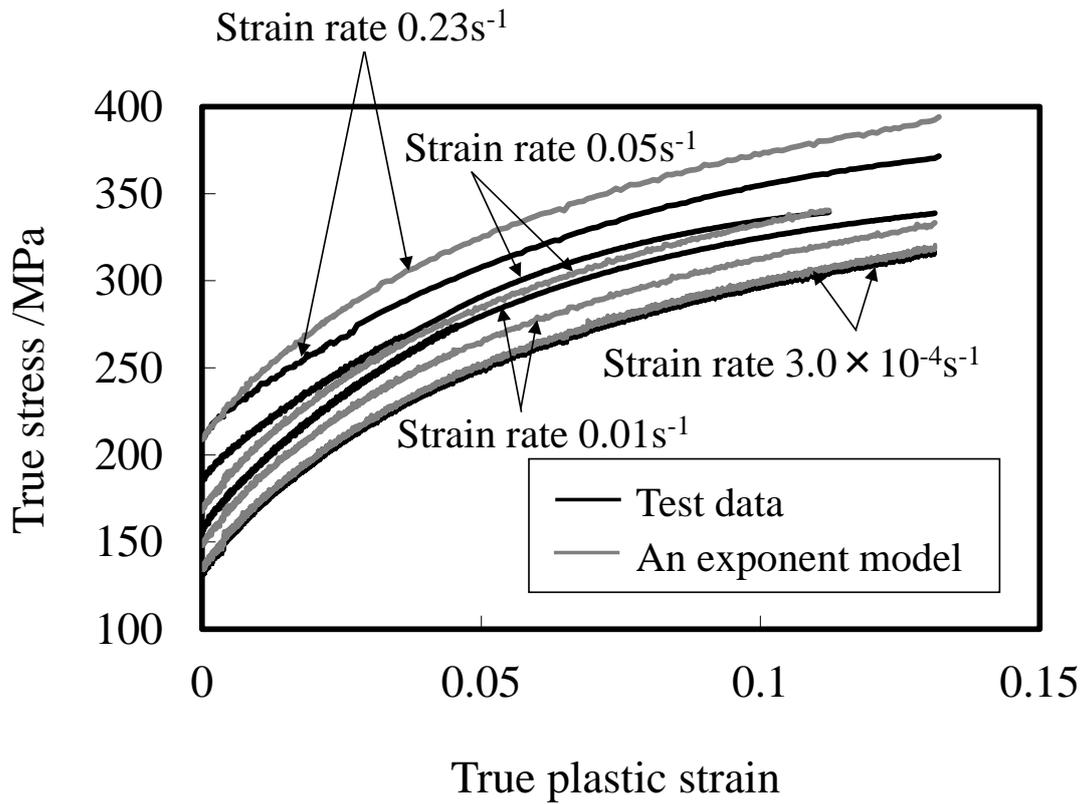
$$\sigma = f(\dot{\varepsilon}^p) + A \ln \left( B \dot{\varepsilon}^p \right) \quad (5.13)$$

5.3 節と同様の方法で各材料モデルのパラメータを決定し、誤差評価した結果を Table 5.2, 変形抵抗を実験と比較した結果を Fig. 5.4, Fig. 5.5 に示した。加算型の材料モデルは指数型と対数型のどちらもパラメータの数が 2 つであるにも関わらず、従来の乗算型モデルより二乗平均平方根が小さくなった。特に、対数型のモデルは、二乗平均平方根が従来の各モデルの約半分となり、流動応力の表現精度が大幅に向上した。さらに Fig. 5.5 を見ると、ひずみが 0.05 以上の領域で特に一致していることがわかる。これは、Fig. 4.3 に示した加工硬化係数がひずみ速度によらず一致している領域と同じである。つまり、加算型モデルでは加工硬化勾配がひずみ速度に依存しないことにより、今回の実験結果を精度良く表現できるようになったといえる。さらに、谷村 - 三村モデルでは、第 2 項にひずみの依存項を設けることで、ひずみ 0.05 以下の領域についても実験結果を表現できるようにしていると考えられる。一方、Cowper-Symonds モデルのような乗算

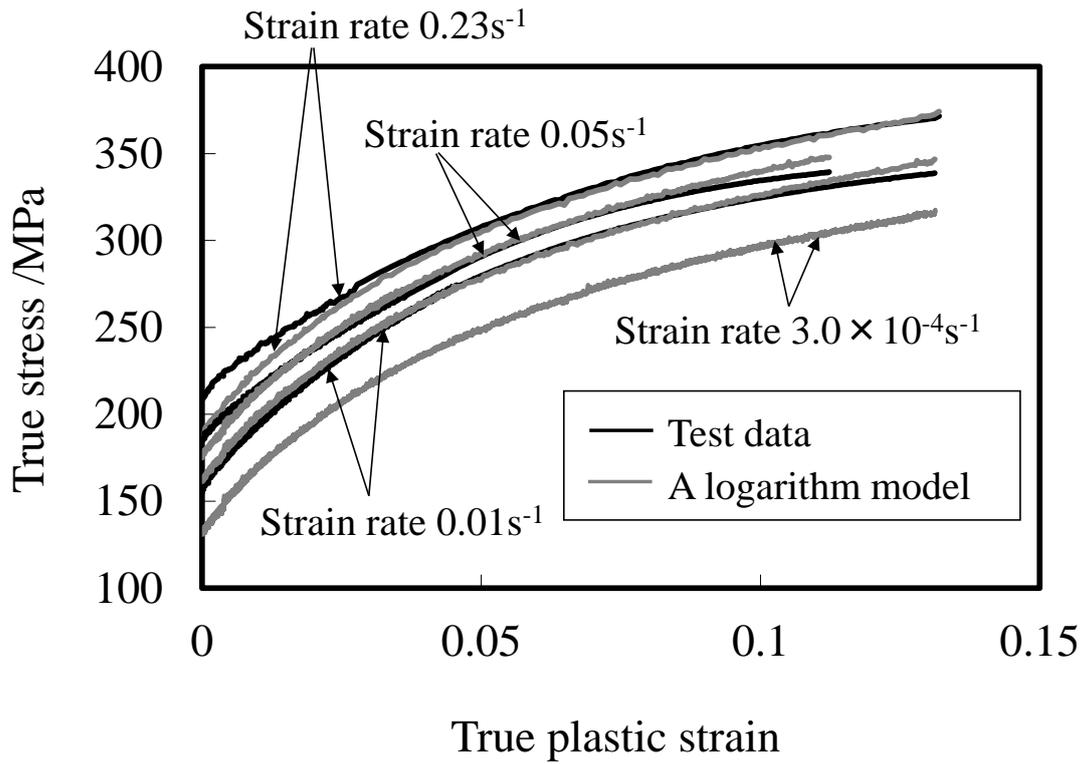
型のモデルでは、ひずみ速度が大きくなるにつれて、高ひずみ領域で加工硬化勾配が低ひずみ領域より小さくなる挙動となるが、これは、文献[81]に示されているような、ひずみ速度が 100 を超えるような領域の実験挙動と一致する。つまり、今回の中低ひずみ速度領域では実験挙動と合わなかったものの、衝突解析のような超高ひずみ速度領域において、乗算型モデルが有用であることは明らかである。

**Table 5.2 Error evaluation of addition type models using root mean square of residual**

Flow stress model	Parameters	Error evaluation
An exponent model	$A=29700, B=0.491$	10.6
A logarithm model	$A=8.50, B=3333$	4.57



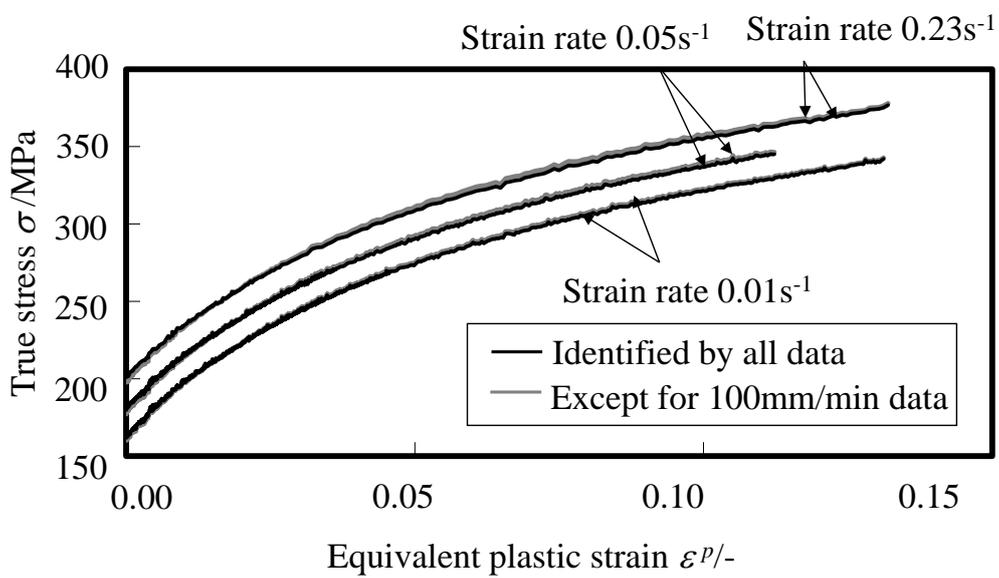
**Fig. 5.4 Comparison of the test data and an exponent model**



**Fig. 5.5 Comparison of the test data and a logarithm model**

## 5.5 ひずみ速度の補間挙動の表現精度

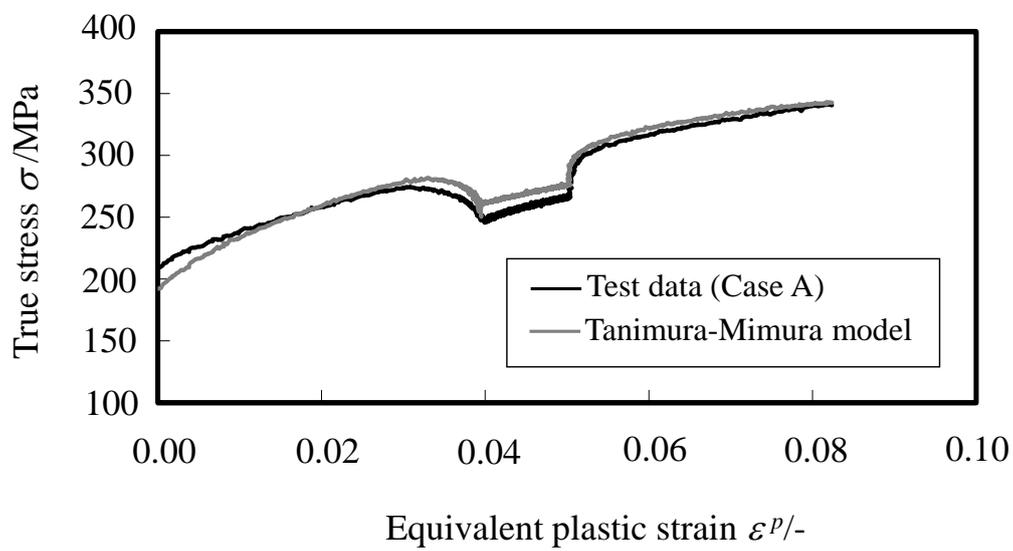
5.3 節で最も実験結果と一致した谷村 - 三村モデルのひずみ速度の補間挙動を検証するため、ストローク速度 10mm/min と 400mm/min の 2 種類の一定速度引張試験の実験結果のみから谷村 - 三村モデルのパラメータを同定し、得られた流動応力を 100mm/min の実験結果と比較した。その結果を Fig. 5.6 に示した。このときの材料モデルのパラメータは 5.3 節で実施した 3 種類のストローク速度を用いた場合と異なるが、流動応力はストローク速度 100mm/min を含めて 5.3 節の結果とほとんど重なった。そのため、パラメータ同定に用いていないひずみ速度の補間領域においても実験の挙動を表現できているといえる。



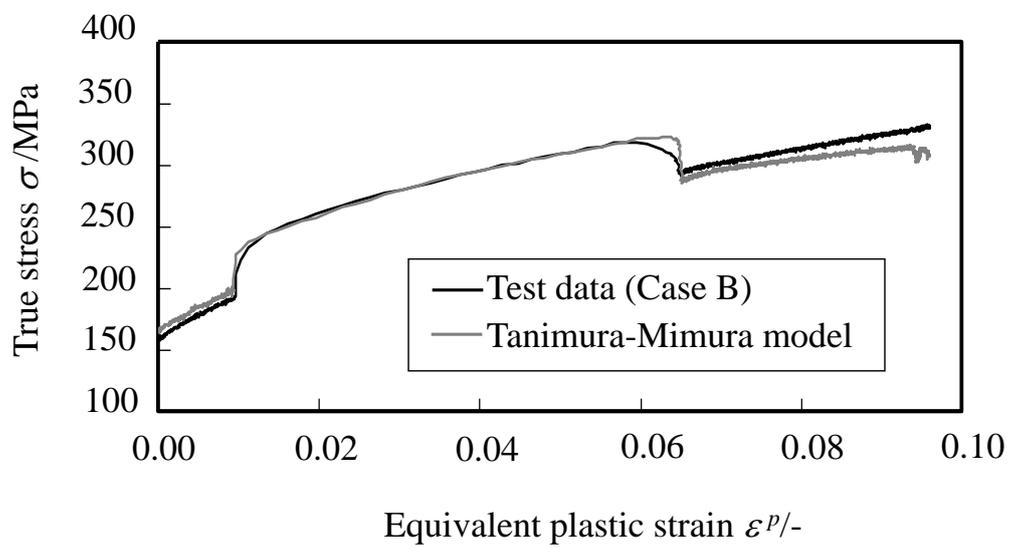
**Fig. 5.6 Comparison of Tanimura-Mimura model based on all data and the data except for 100mm/min test**

## 5.6 速度変化引張試験の表現精度

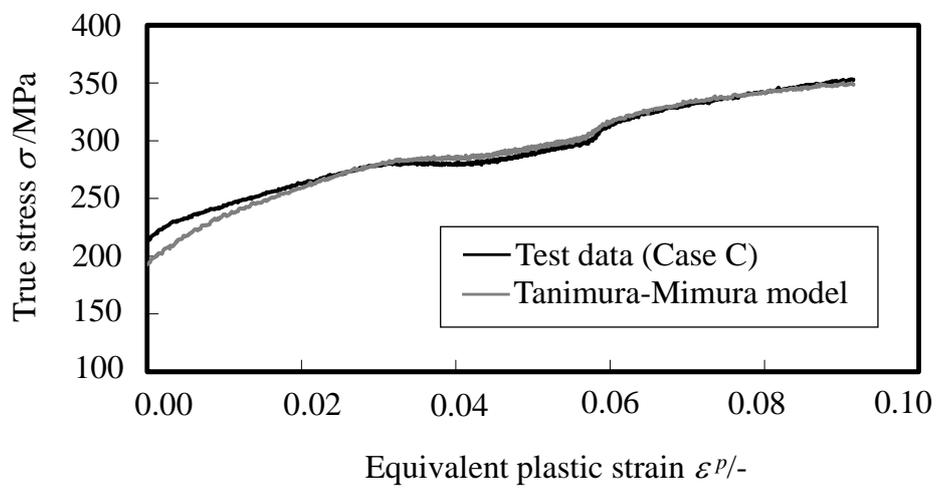
5.3 節で得たパラメータを用いて計算した谷村 - 三村モデルの流動応力を 4.2.4 節で行った速度変化引張試験と比較した結果を Fig. 5.7, Fig. 5.8, Fig. 5.9 に示した。谷村 - 三村モデルと実験結果は、全体的に良く一致した。しかし、ストローク速度 400mm/min の引張初期と、条件 A のストローク速度 10mm/min の領域で最大 20MPa 程度の差が見られた。前者は、Fig. 5.2 において誤差の大きい部分に対応し、後者は 4.2.4 節の実験で異なった部分に対応している。



**Fig. 5.7 Comparison of the test data at variable stroke velocities (Case A) and Tanimura-Mimura model**



**Fig. 5.8 Comparison of the test data at variable stroke velocities (Case B) and Tanimura-Mimura model**



**Fig. 5.9 Comparison of the test data at variable stroke velocities (Case C) and Tanimura-Mimura model**

## 5.7 まとめ

第 4 章の実験で得られたストローク速度に依存した流動応力を精度良く表現できる構成式を検討した。その結果、谷村 - 三村モデルは、他の構成式よりストローク速度変化による流動応力の変化を精度良く表現できることがわかった。具体的には以下の知見を得た。

- (1) 一定のストローク速度の試験で得られた変形抵抗を用いて、従来から提案されている 5 種類のいわゆる積算型の構成式のパラメータを非線形最小 2 乗法で決定したが、どれもストローク速度 100mm/min および 400mm/min では実験結果と一致せず、最大で 40MPa 程度の違いが生じた。
- (2) 谷村 - 三村モデルを用いると、一定のストローク速度の試験結果と一致するように各パラメータを決定することができた。その差は最大で 10MPa 程度であった。さらに、従来の積算型のモデルより加算型のモデルの方が今回の実験結果を精度良く表現できることを示した。
- (3) ストローク速度を変化させた実験結果と、ストローク速度 10mm/min および 400mm/min の試験データのみから谷村 - 三村モデルのパラメータを同定し、流動応力を計算した結果を比較したところ、両者は良く一致し、その差は最大で 20MPa 程度であった。

# 第6章 材料モデルの板成形シミュレーションへの実装

## 6.1 本章の目的

本章では、第5章で速度変化引張試験の結果を精度良く表現できた谷村 - 三村モデルを用いて板成形シミュレーションを実施するため、動的陽解法を用いた FEM 解析ソフトである LS-DYNA に谷村 - 三村モデルを実装する方法について述べる。さらに、動的陽解法で解析するときの時間スケールの取扱方法と、時間スケールの適切な大きさについて考察する。

## 6.2 弾塑性構成モデルとひずみ速度の取扱い方法

谷村 - 三村モデルを LS-DYNA のユーザーサブルーチン機能を用いて実装するために用いた弾塑性構成モデルの概要を Table 6.1 に示した。今回用いた構成モデルは文献[83]に記述されているものである。

LS-DYNA のユーザーサブルーチンでは、動的陽解法のため、剛性マトリクスは不要で時間積分のみを記述する。つまり、動的陽解法における  $n$  ステップの真応力  $\sigma^n$ 、相当塑性ひずみ  $\bar{\varepsilon}^p$  および全ひずみ増分  $\Delta\varepsilon$  が入力値として与えられ、 $n+1$  ステップの真応力  $\sigma^{n+1}$ 、相当塑性ひずみ  $\bar{\varepsilon}^p + \Delta\bar{\varepsilon}^p$  を返す部分のサブルーチンを作成すればよい。そこで、入力値として与えられる全ひずみ増分  $\Delta\varepsilon$  および動的陽解法の時間増分  $\Delta t$  から次式を用いて全ひずみ速度  $\dot{\varepsilon}$  を求めた。

$$\dot{\varepsilon} = \frac{1}{\Delta t} \sqrt{\frac{2}{3} \Delta\varepsilon_{ij} \Delta\varepsilon_{ij}} \quad (6.1)$$

ひずみ速度に依存した各構成式は、通常は相当塑性ひずみ速度を用いて定義されているので、上記の全ひずみ速度  $\dot{\varepsilon}$  とは異なり、相当塑性ひずみ速度である  $\Delta\bar{\varepsilon}^p / \Delta t$  を用いるべきである。しかし、両者の値はほとんど変わらないため、今

回はプログラムを簡便に記述することを優先して全ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ を用いた。

また、準静的な変形抵抗（式(5.10)における $f(\epsilon^p)$ ）はテーブル形式で入力し、区分線形近似で加工硬化係数を算出するようにした。さらに、降伏関数は板成形シミュレーションで高精度な解が得られるとされている YLD2000-2d モデル[38]を用いた。本モデルは、実験的な検証から高精度であることが示されている。この降伏関数のパラメータ決定に必要な材料試験結果として、Table 3.2 の  $r$  値に加えて、圧延方向から  $0^\circ$  方向の引張試験のひずみ 15%の応力 $\sigma_0$ を基準として  $45^\circ$  方向、 $90^\circ$  方向の引張試験で求めた等塑性仕事時の応力 $\sigma_{45}$ 、 $\sigma_{90}$ と、液圧バルジ試験から求めた等塑性仕事時の等 2 軸応力 $\sigma_b$ および 2 軸引張時のひずみ比 $r_b$ を用いた。これらの値を Table 6.2 に示した。

**Table 6.1 Elasto-plastic constitutive model**

① ひずみの弾塑性分解

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon} = \Delta \boldsymbol{\varepsilon}^e + \Delta \boldsymbol{\varepsilon}^p$$

② 弾性構成則

$$\Delta \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}^e : \Delta \boldsymbol{\varepsilon}^e$$

③ 降伏関数および弾性領域

$$\Phi(\boldsymbol{\sigma}, \sigma_y) = |\boldsymbol{\sigma}| - \sigma_y$$

$$V = \{ \boldsymbol{\sigma} \mid \Phi(\boldsymbol{\sigma}, \sigma_y) < 0 \}$$

④ 塑性流れ則

$$\mathbf{N} = \frac{\partial \Phi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \dot{\gamma}$$

⑤ 硬化則

$$\sigma_y = \sigma_y \left( \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^p, \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} \right)$$

⑥ 負荷/除荷の判定基準

$$\Phi(\boldsymbol{\sigma}, \sigma_y) \leq 0, \quad \dot{\gamma} \geq 0, \quad \dot{\gamma} \Phi(\boldsymbol{\sigma}, \sigma_y) = 0$$

**Table 6.2 Anisotropic parameters of SCGA270D**

$\sigma_0$ /MPa	$\sigma_{45}$ /MPa	$\sigma_{90}$ /MPa	$\sigma_b$ /MPa	$r_b$
315	323	319	358	0.97

### 6.3 時間スケールの変更による材料モデルの修正

6.2 節で述べたように、谷村 - 三村モデルは、一般的な板成形シミュレーションで広く用いられている動的陽解法の FEM 解析コードである LS-DYNA に実装した。そのため、実用的な計算時間で解析するために時間スケールを加速して解析する必要がある。そこで、時間スケールに合わせて構成式を修正した。具体的には、解析での時間スケールを実時間の  $1/k$  倍にすると、式(5.10)の各ひずみ速度を  $1/k$  にする必要がある。これを踏まえて式(5.10)を修正すると次式になる。

$$\begin{aligned} \sigma = & f(\varepsilon^p) + (\alpha\varepsilon^p + \beta) \left( 1 - \frac{f(\varepsilon^p)}{\sigma_{CR}} \right) \left\{ \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p} \right) + \ln \left( \frac{1}{k} \right) \right\} \\ & + B \left\{ \left( \frac{1}{k} \right)^m \left( \frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p} \right)^m - 1 \right\} \end{aligned} \quad (6.2)$$

一方、ひずみ速度の流動応力への影響を考慮できる構成式として用いられている Cowper-Symonds モデルを同様に時間スケールリングすると次式で表される。

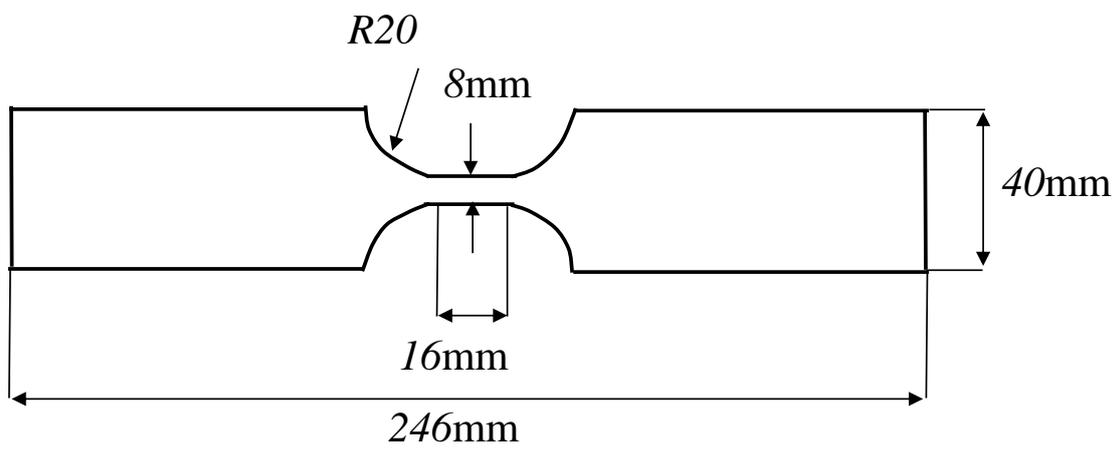
$$\sigma = f(\varepsilon^p) \left[ 1 + \left( \frac{\dot{\varepsilon}^p}{kC} \right)^m \right] \quad (6.3)$$

### 6.4 速度変化引張試験の解析

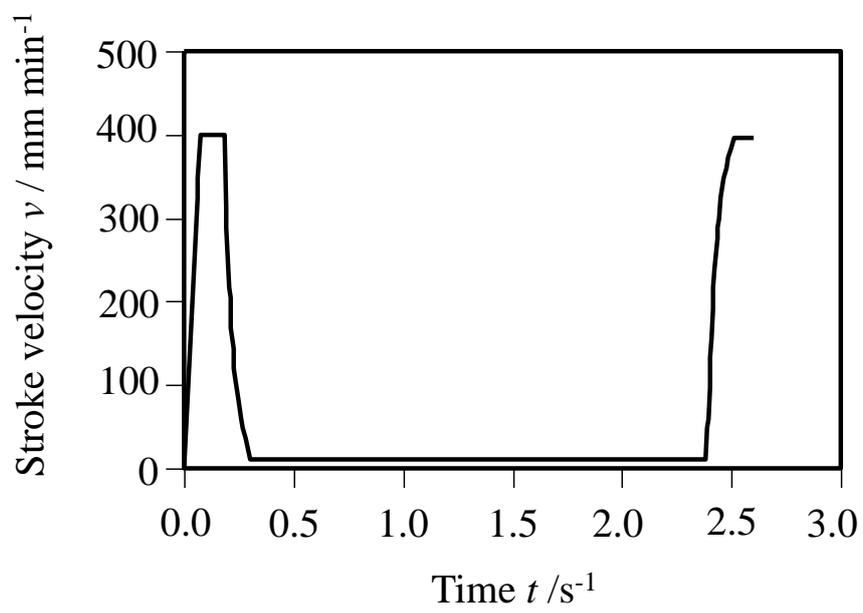
ユーザー定義材料モデルを用いて谷村 - 三村モデルを組み込んだ LS-DYNA の挙動を検証するため、4.2.4 節で示した速度変化引張試験の条件 A を模擬した解析を実施した。対象とする材料も前報と同じ SCGA270D の板厚 0.7mm を用いた。試験片のチャック部は剛体工具と結合し、時間とクロスヘッドのストローク量の関係を剛体工具に境界条件として与えた。これらの解析条件を Fig. 6.1, Fig. 6.2 に示した。また、反対側のチャック部は完全拘束した。このとき、実時間と

同じ時間スケールで解析を実施すると計算時間が膨大になるため、60 倍に加速して解析した。そのため、構成式は谷村 - 三村モデルを時間スケールに合わせて修正した式(6.2)を用いた。谷村 - 三村モデルの材料定数は Table 5.1 を用いた。また、解析にはメッシュサイズ 1mm のシェル要素を用いた。

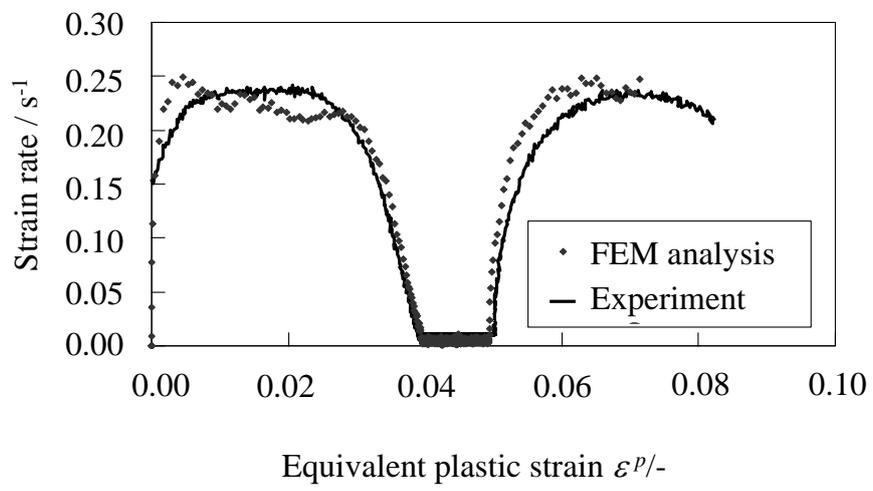
実験と解析で得られた、ひずみ速度とひずみの関係を比較した図を Fig. 6.3、応力とひずみの関係を Fig. 6.4 に示した。解析のひずみ速度は動的陽解法による振動の影響を受けているが、おおむね実験結果に近い結果が得られた。また、応力とひずみの関係については、実験に近い結果が得られたため、解析ソフトの挙動に問題は無いと考えられる。



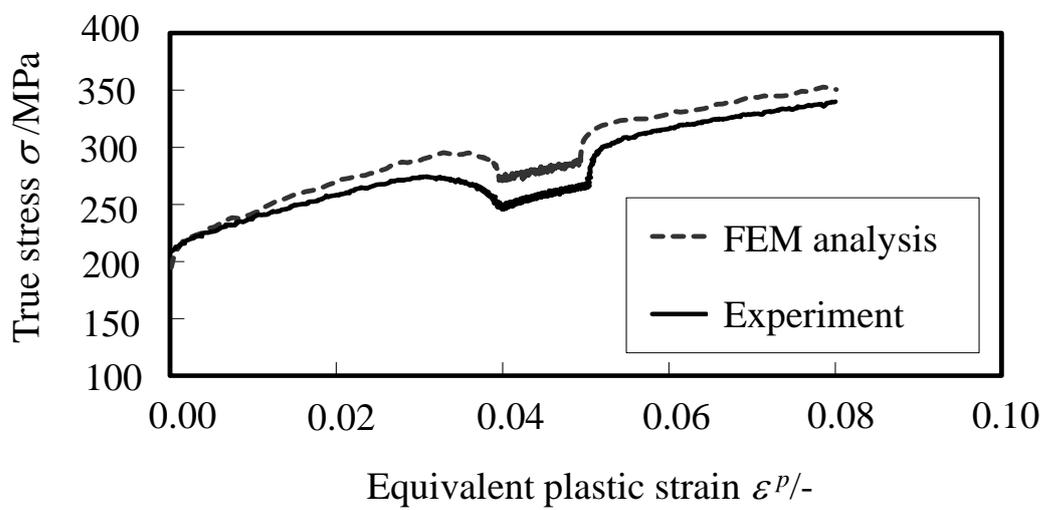
**Fig. 6.1 FEM analysis model of the tension test**



**Fig. 6.2** Boundary condition of the tension test



**Fig. 6.3 Relationship of plastic strain and strain rate**

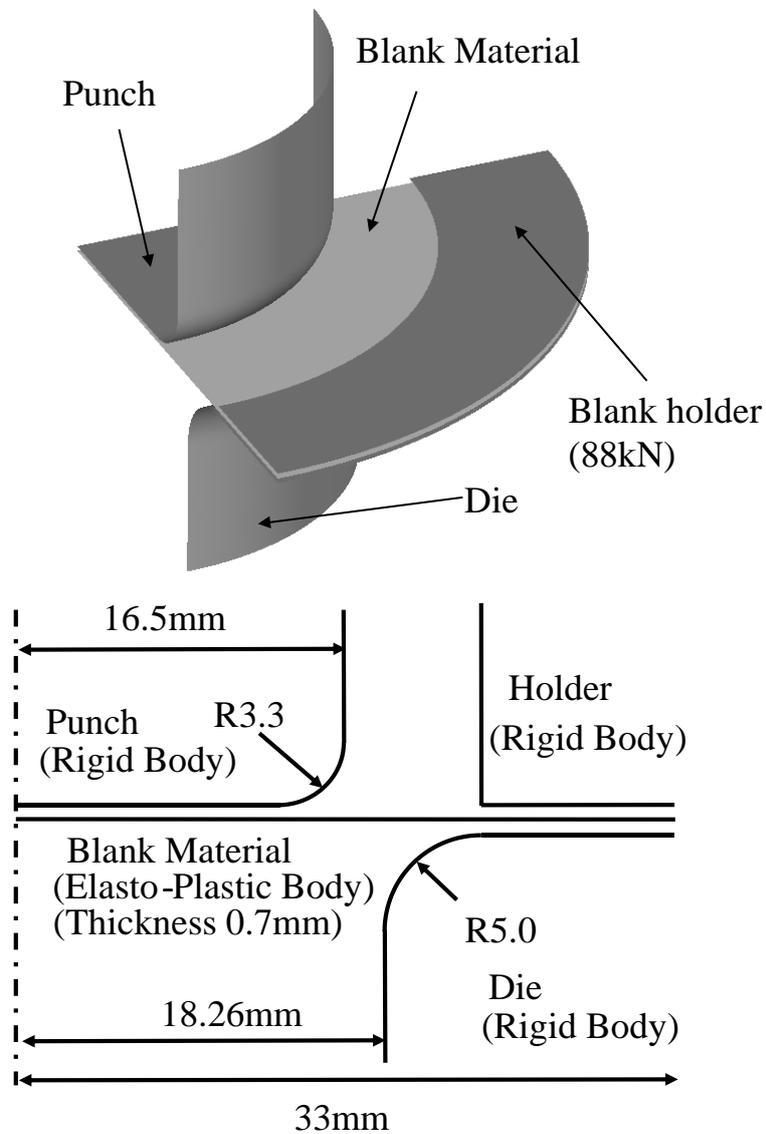


**Fig. 6.4 Relationship of plastic strain and equivalent stress in the tensile test at the variable stroke velocity**

## 6.5 適切な時間スケールの大きさに関する検証

### 6.5.1 解析条件

6.3 節で述べたように、動的陽解法を用いた板成形のシミュレーションでは時間スケールを加速して取り扱う。実際のストローク速度が特殊なものを除いて最大でも 500mm/s 程度であるのに対して、解析上のストローク速度は 5000mm/s ~10000mm/s に設定されることが多い。しかしながら、通常の板成形の解析では加速度が増大することによる動的な影響が解析結果を大きく変化させることはない。一方、材料特性にひずみ速度依存性を考慮すると、動的な挙動の僅かな差がひずみ速度分布に大きな影響を与え、その結果として材料特性を大きく変化させてしまうことが懸念される。そこで、時間スケールが解析結果に与える影響を調べるため、実際の板成形で主に用いられるストローク速度である 10mm/s, 50mm/s, 100mm/s について、時間スケール  $k=1, 2, 5, 10, 25, 50, 100, 250, 500$  に設定した解析を行い、各結果を比較した。解析は板成形の基本的な加工である円筒絞り解析とした。解析モデルを Fig. 6.5, 時間スケールの設定条件を Table 6.3 に示した。また、素材は弾塑性体、工具は剛体とし、ブランクホルダは 88kN の一定圧力に設定した。摩擦係数は板成形解析で一般的に良く用いられている 0.1, 素材の平均メッシュサイズは 1mm とした。その他の解析条件は Table 6.4 に示した。



**Fig. 6.5 Analysis model of the circular cup drawing**

**Table 6.3 Time scaling conditions**

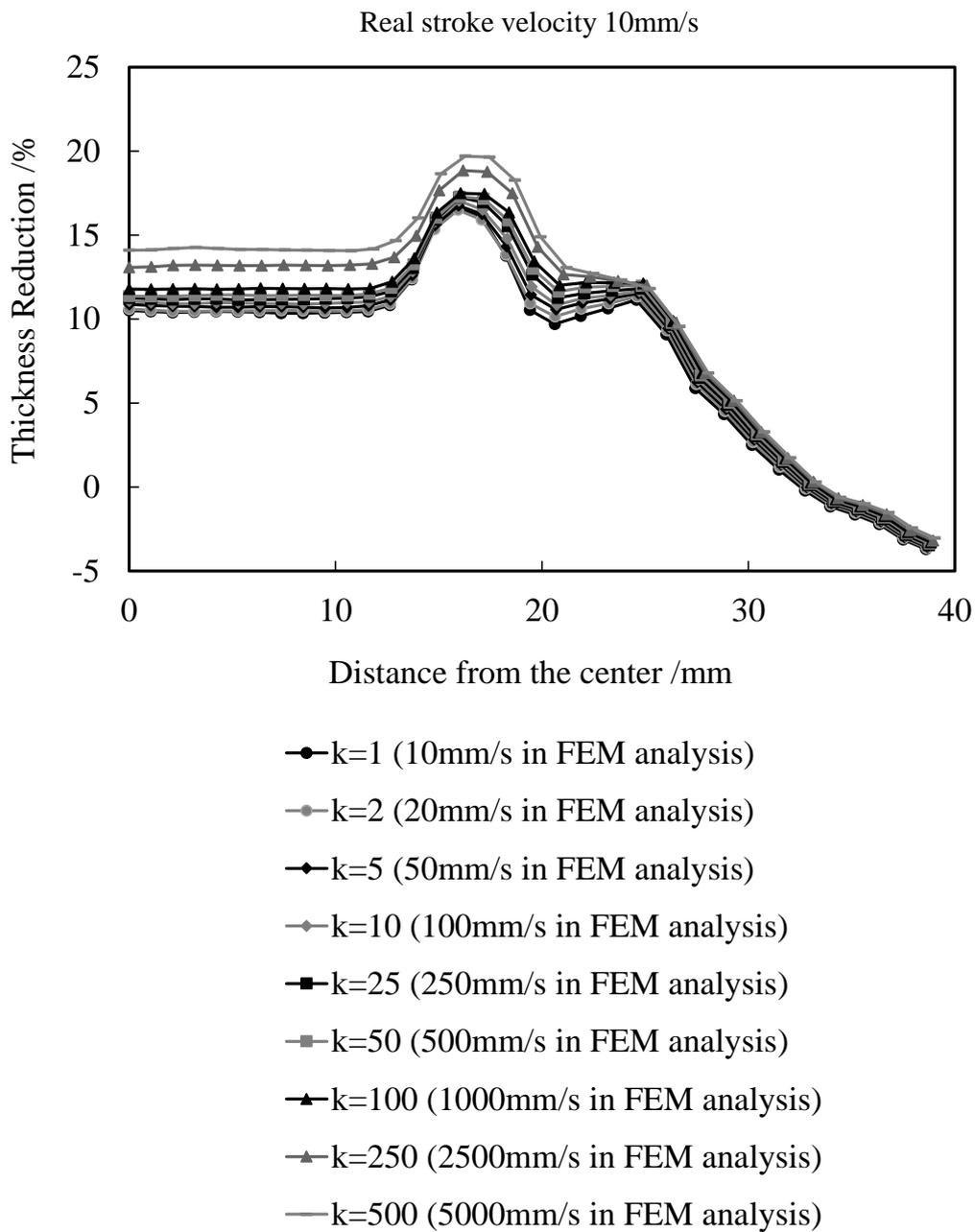
Real stroke velocity	Time scaling	Stroke velocity in FEM analysis
10mm/s	1	10mm/s
10mm/s	2	20mm/s
10mm/s	5	50mm/s
10mm/s	10	100mm/s
10mm/s	25	250mm/s
10mm/s	50	500mm/s
10mm/s	100	1000mm/s
10mm/s	250	2500mm/s
10mm/s	500	5000mm/s
50mm/s	1	50mm/s
50mm/s	2	100mm/s
50mm/s	5	250mm/s
50mm/s	10	500mm/s
50mm/s	25	1250mm/s
50mm/s	50	2500mm/s
50mm/s	100	5000mm/s
50mm/s	250	12500mm/s
50mm/s	500	25000mm/s
100mm/s	1	100mm/s
100mm/s	2	200mm/s
100mm/s	5	500mm/s
100mm/s	10	1000mm/s
100mm/s	25	2500mm/s
100mm/s	50	5000mm/s
100mm/s	100	10000mm/s
100mm/s	250	25000mm/s
100mm/s	500	50000mm/s

**Table 6.4 Analysis condition**

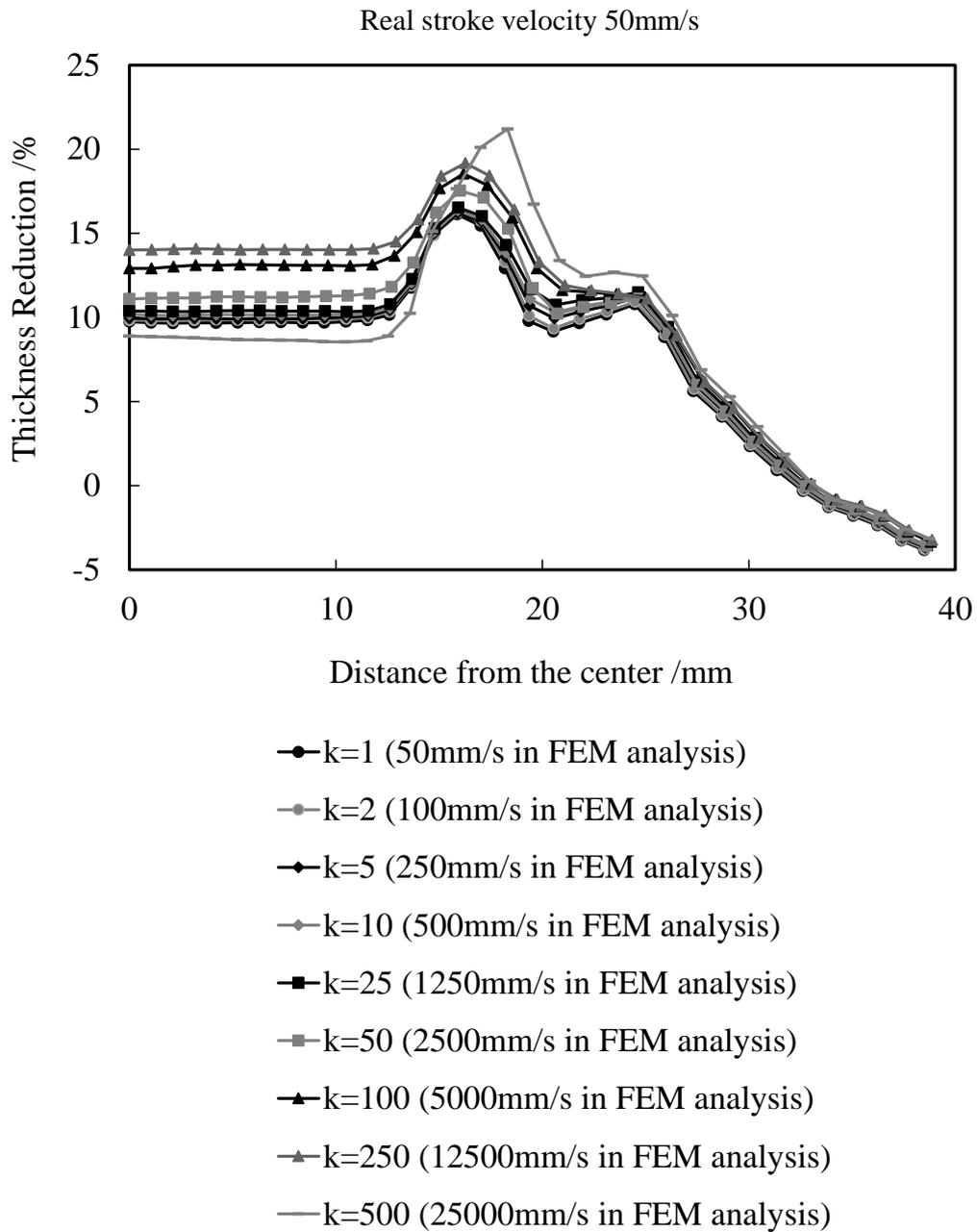
Material property	SCGA270D (Thickness 0.7mm)
Element	Belytschko-Tsay shell element (size 1mm)
Friction coefficient	0.1 (Coulomb's friction)
Material model	Tanimura-Mimura model + YLD2000 model

### 6.5.2 解析結果

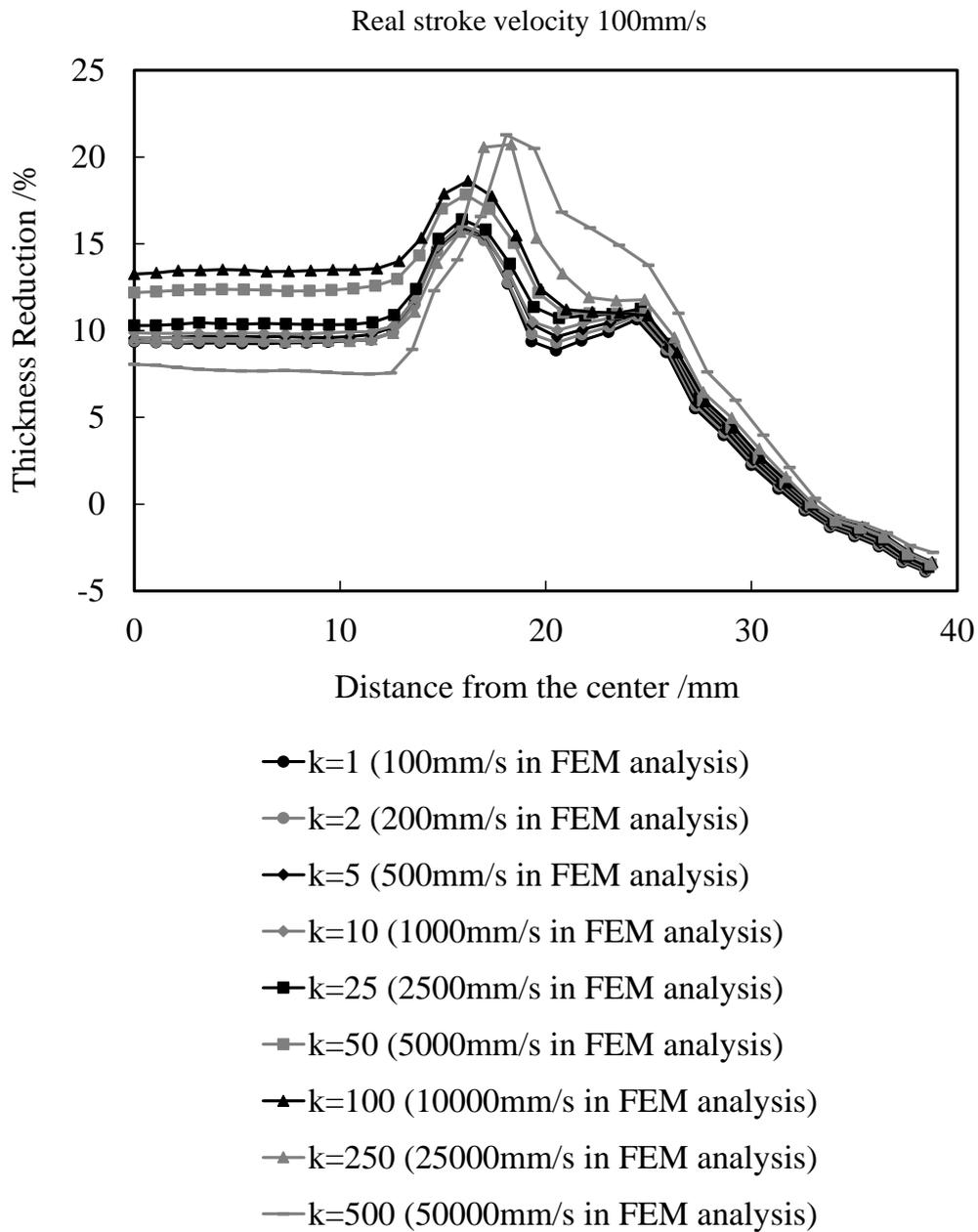
プレスストローク 15mm について、各ストローク速度の圧延方向断面の板厚減少率を Fig. 6.6～Fig. 6.8 に示した。グラフの横軸はパンチ中心からの距離である。割れに至る板厚減少率のピークが見られる点はパンチ肩部である。実際のストローク速度に依らず、時間スケールが大きくなると、パンチ底から壁部に至る板厚が変化大きくなる傾向が見られた。一方、ダイス肩からフランジ部の板厚はほとんど変化しなかった。時間スケールによる板厚の差を定量的に比較するため、時間スケール  $k=1$  との差を二乗平均平方根で誤差評価した結果を Fig. 6.9～Fig. 6.11 に示した。時間スケールが同じ場合、実速度が大きくなるほど、誤差が大きくなることがわかった。具体的には、実速度が 10mm/s の場合、解析速度を 1000mm/s 以下とすると二乗平均平方根で板厚減少率が 1.5% 以下の誤差となった。また、実速度が 50mm/s および 100mm/s の場合は 2500mm/s 以下の場合に同様の誤差となった。つまり、実際の板成形を想定した計算では、解析速度 1000mm/s 以下の場合に板厚減少率が 1.5% 以下の誤差となった。大規模なモデルの場合、計算時間を短縮するため、できる限り時間スケールを大きく設定する必要がある。実際のストローク速度と要求される計算精度、予想される計算時間を勘案して解析速度を選択するが、そのような場合に上記の知見は参考になる。



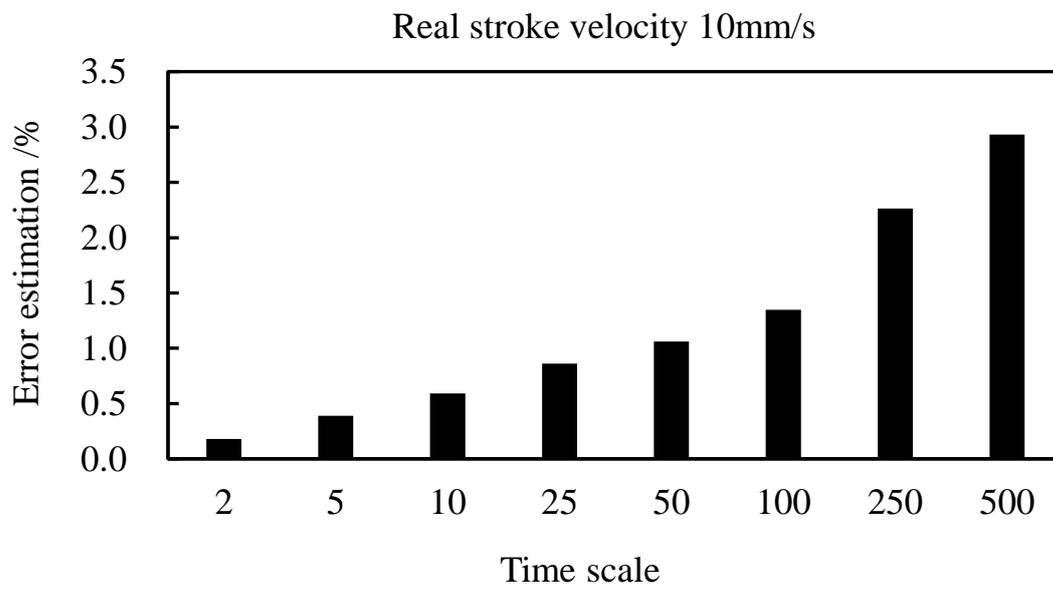
**Fig. 6.6** Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing (Real stroke velocity 10mm/s)



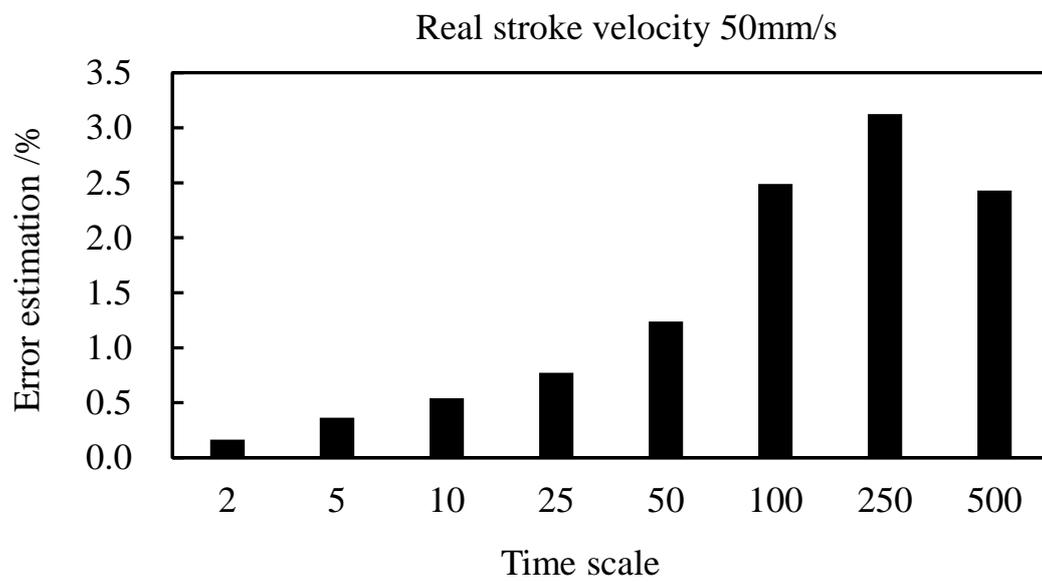
**Fig. 6.7** Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing (Real stroke velocity 50mm/s)



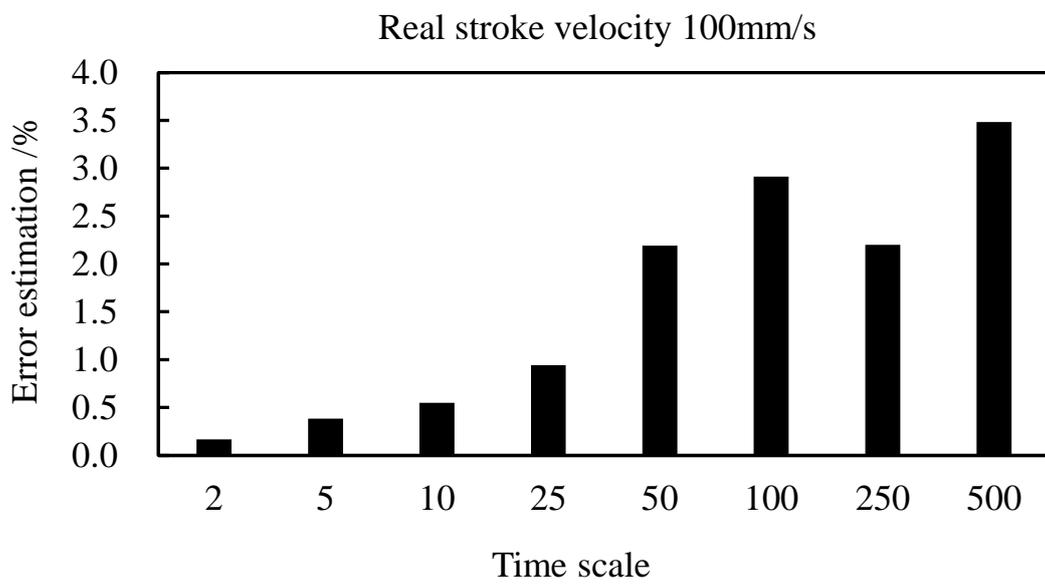
**Fig. 6.8** Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing (Real stroke velocity 100mm/s)



**Fig. 6.9 Error estimation using root mean square of residual in the cup drawing  
(Real stroke velocity 10mm/s)**



**Fig. 6.10 Error estimation using root mean square of residual in the cup drawing (Real stroke velocity 50mm/s)**



**Fig. 6.11 Error estimation using root mean square of residual in the cup drawing  
(Real stroke velocity 100mm/s)**

## 6.6 マススケーリングを用いた高速化の検討

### 6.6.1 解析条件

6.5 節では、適切な時間スケーリングについて検討した。本節では、マススケーリングを用いることで計算効率を上げることができるかどうかを検討する。通常のマススケーリングは、被加工材全体の質量密度を上げることで時間ステップを大きく設定できるようにする手法であるが、この場合はストローク速度を時間スケーリングした場合と同様な動的影響が発生するため、両者に本質的な違いはない。しかし、要素毎に不均一にマススケーリングする手法[84]が提案されており、この方法を用いれば計算精度を維持したまま計算時間を短縮できる可能性がある。具体的には、実用的な計算時間で解析できる時間ステップ $\Delta t$ を先に決定し、その後に次式によって各要素の質量密度を決定する。

$$\rho_i = a^2 \Delta t^2 E / \Delta l_i^2 \quad (6.4)$$

ここで、 $\rho_i$ は要素*i*の質量密度、 $\Delta l_i$ は要素*i*の平均長さ、 $E$ はヤング率、 $a$ は応力波が要素内を通過する間に必要な計算回数である。この値は安定して解析できるようにソフトが自動的に決定する。本節では、不均一なマススケーリングによって計算効率が向上するか検討するため、6.5.1 節で示した解析モデルに対して、Table 6.5 の時間ステップになるように不均一なマススケーリングを設定して解析した。

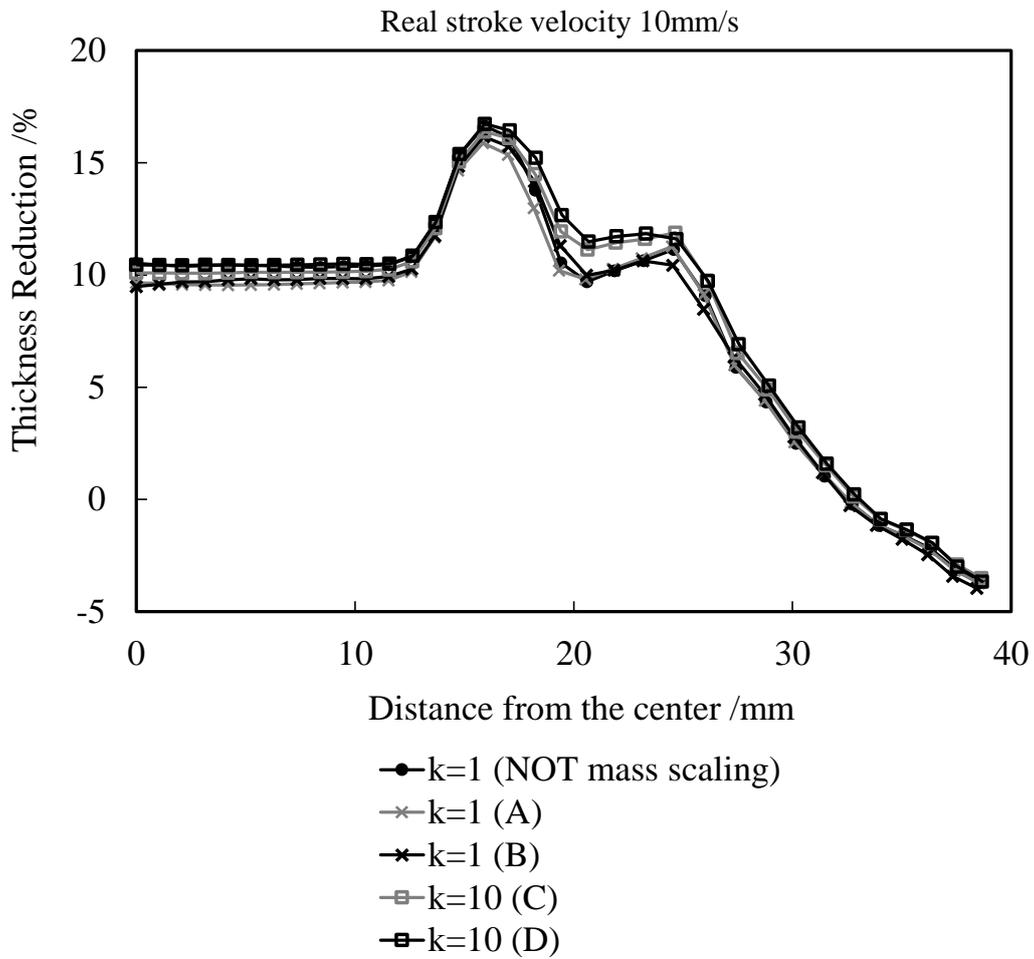
### 6.6.2 解析結果

マススケーリングを行わないで実時間で解析した圧延方向断面の板厚分布と Table 6.5 の条件で不均一なマススケーリングを実施した板厚分布を比較した結果を Fig. 6.12～Fig. 6.14 に示した。実速度 10mm/s, 50mm/s, 100mm/s とともに板厚減少率の分布傾向は不均一なマススケーリングによって大きく変化しないこ

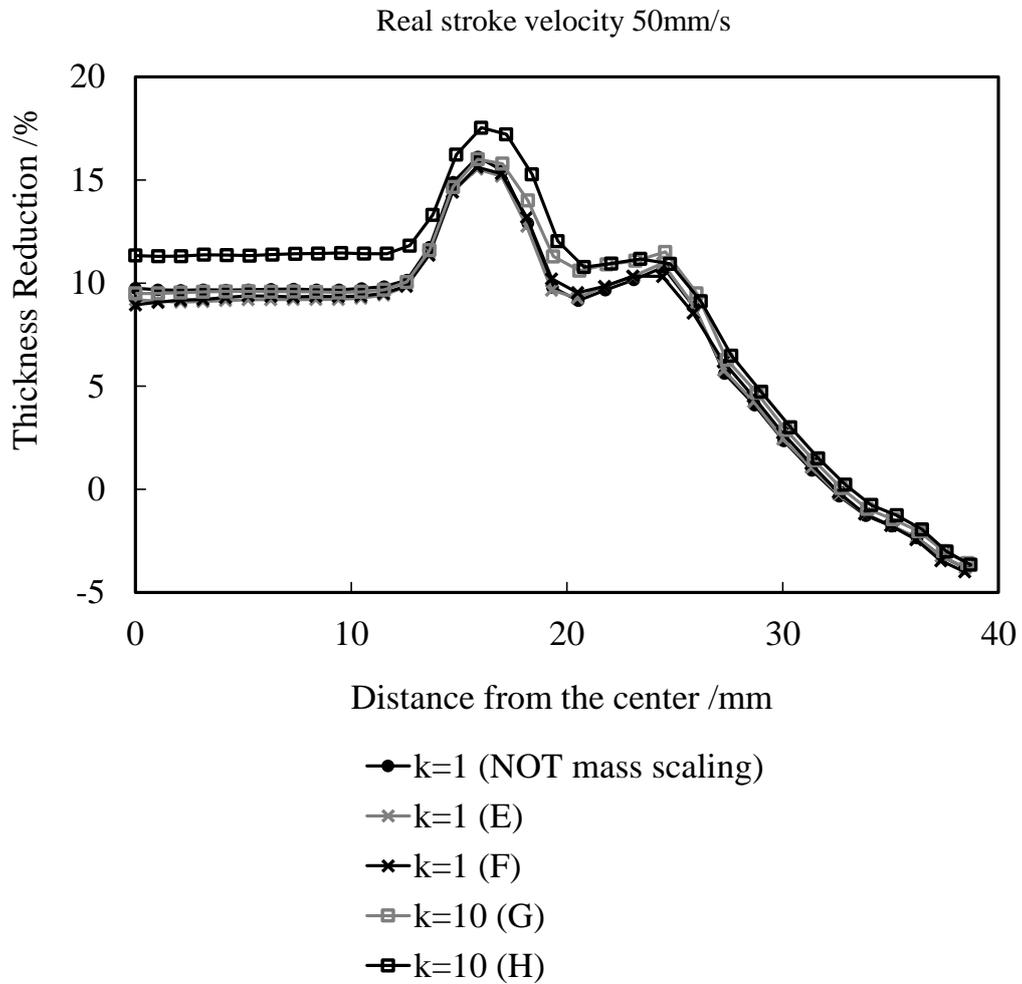
とがわかった。また、6.5.2 節の検討と同様に、実時間の解析と不均一なマススケーリングを実施した解析の板厚減少率の差を二乗平均平方根で誤差評価した結果を Fig. 6.15～Fig. 6.17, 各計算条件における計算時間を Fig. 6.18～Fig. 6.20 に示した。各図の横軸の左から 8 本の各時間スケールのグラフは、6.5.2 節の検討結果の再掲であり、その後のアルファベットのグラフが Table 6.5 の各条件で不均一なマススケーリングを実施した結果である。実速度が 10mm/s のとき、不均一なマススケーリングを用いた解析条件 D は時間スケール 10 倍と同程度の誤差であるが、計算時間は約 1/10 である。また、実速度が 50mm/s のとき、時間スケール 10 倍と同程度の誤差となるのは解析条件 G であり、計算時間は 1/3 程度に短縮される。実速度が 100mm/s のとき、時間スケール 10 倍と同程度の誤差となるのは解析条件 J であり、計算時間は 1/2 程度に短縮される。以上のことから、不均一なマススケーリングを用いることで計算時間を維持したまま計算時間を短縮することができることがわかった。特に、元々の計算時間が大きい実速度 10mm/s において計算時間を大幅に短縮することができた。

**Table 6.5 Mass scaling condition**

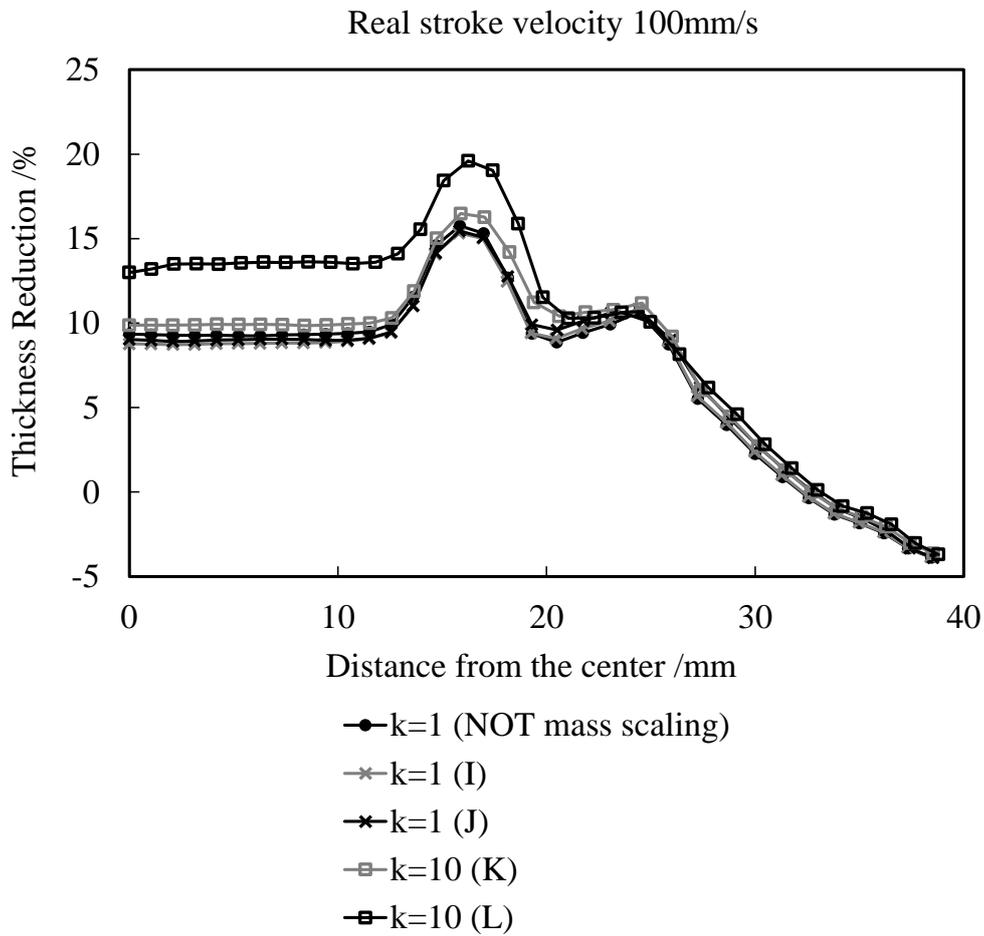
	Real stroke velocity	Time scale	Default time increment	Setting time increment
A	10mm/s	1	$8.250 \times 10^{-8}\text{s}$	$4.125 \times 10^{-7}\text{s}$
B	10mm/s	1	$8.250 \times 10^{-8}\text{s}$	$8.250 \times 10^{-7}\text{s}$
C	10mm/s	10	$8.250 \times 10^{-8}\text{s}$	$4.125 \times 10^{-7}\text{s}$
D	10mm/s	10	$8.250 \times 10^{-8}\text{s}$	$8.250 \times 10^{-7}\text{s}$
E	50mm/s	1	$8.250 \times 10^{-8}\text{s}$	$4.125 \times 10^{-7}\text{s}$
F	50mm/s	1	$8.250 \times 10^{-8}\text{s}$	$8.250 \times 10^{-7}\text{s}$
G	50mm/s	10	$8.250 \times 10^{-8}\text{s}$	$4.125 \times 10^{-7}\text{s}$
H	50mm/s	10	$8.250 \times 10^{-8}\text{s}$	$8.250 \times 10^{-7}\text{s}$
I	100mm/s	1	$8.250 \times 10^{-8}\text{s}$	$4.125 \times 10^{-7}\text{s}$
J	100mm/s	1	$8.250 \times 10^{-8}\text{s}$	$8.250 \times 10^{-7}\text{s}$
K	100mm/s	10	$8.250 \times 10^{-8}\text{s}$	$4.125 \times 10^{-7}\text{s}$
L	100mm/s	10	$8.250 \times 10^{-8}\text{s}$	$8.250 \times 10^{-7}\text{s}$



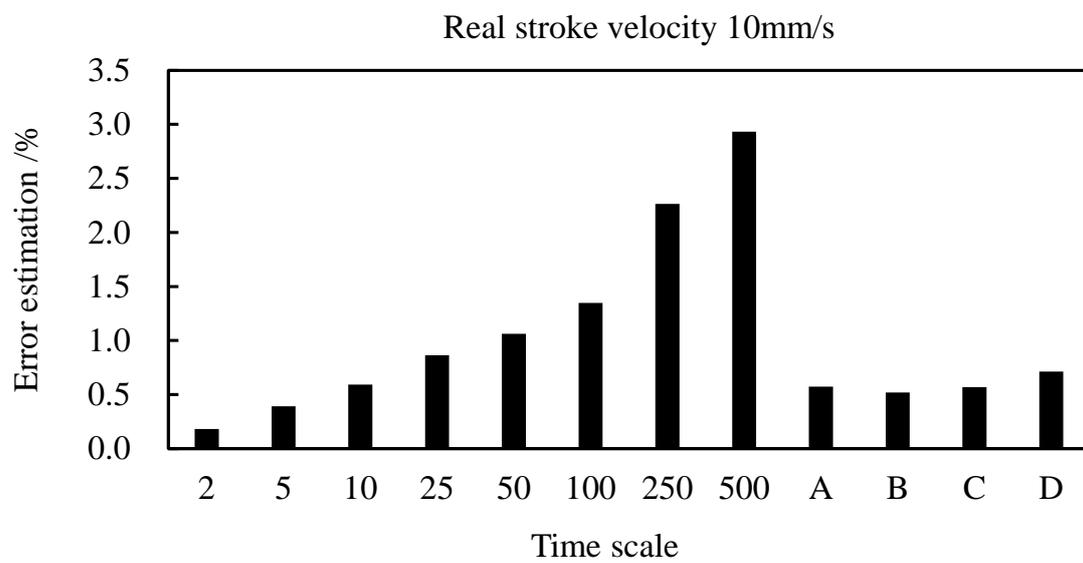
**Fig. 6.12 Comparison of distribution of thickness reduction along section in the cup drawing between under real stroke velocity and mass scaling (Stroke velocity 10mm/s)**



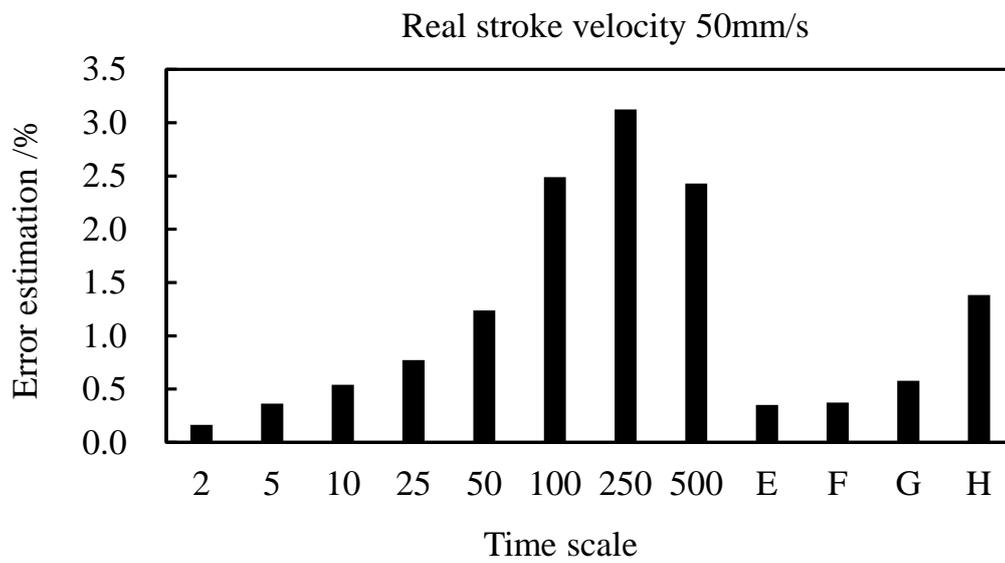
**Fig. 6.13 Comparison of distribution of thickness reduction along section in the cup drawing between under real stroke velocity and mass scaling (Stroke velocity 50mm/s)**



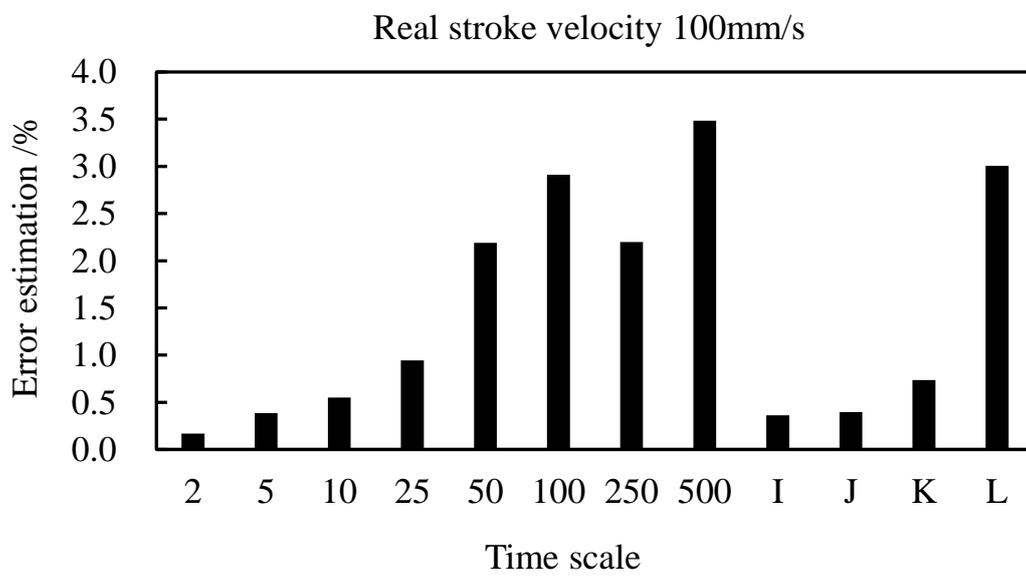
**Fig. 6.14 Comparison of distribution of thickness reduction along section in the cup drawing between under real stroke velocity and mass scaling (Stroke velocity 100mm/s)**



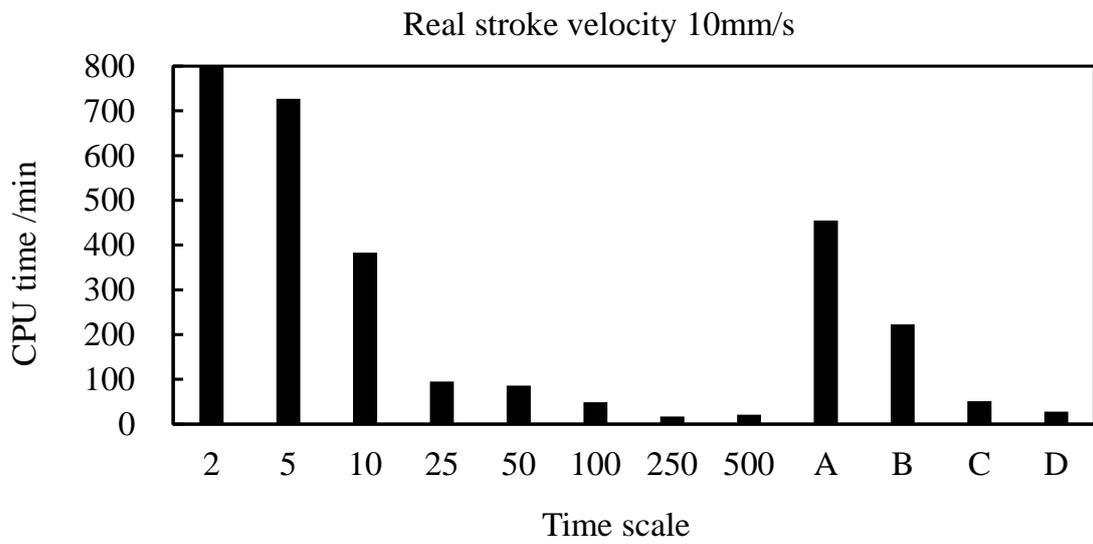
**Fig. 6.15 Error estimation using root mean square of residual in the cup drawing between under time scaling and mass scaling (Stroke velocity 10mm/s)**



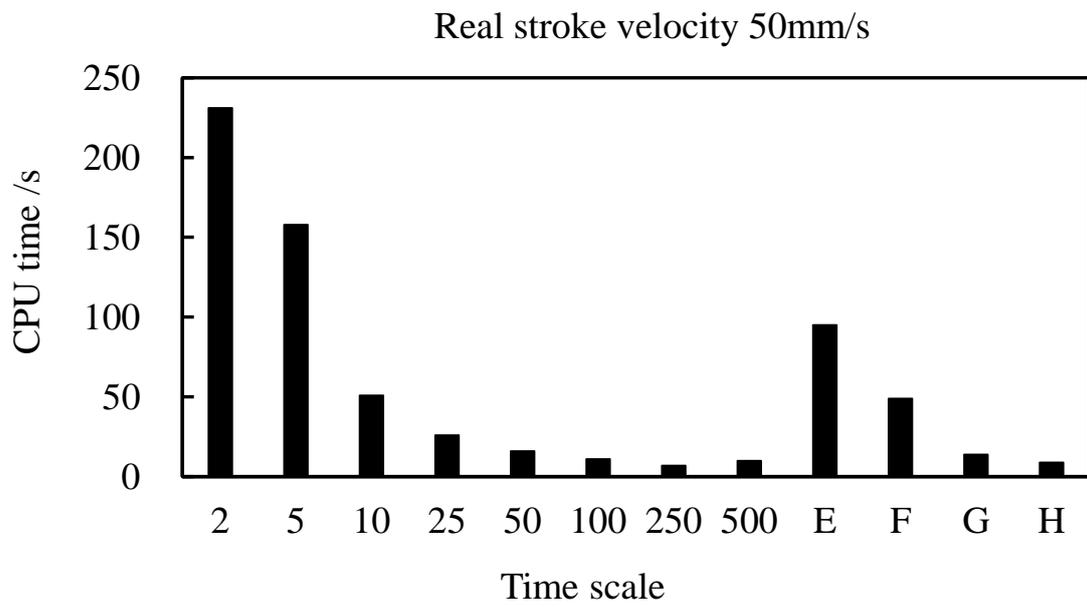
**Fig. 6.16 Error estimation using root mean square of residual in the cup drawing between under time scaling and mass scaling (Stroke velocity 50mm/s)**



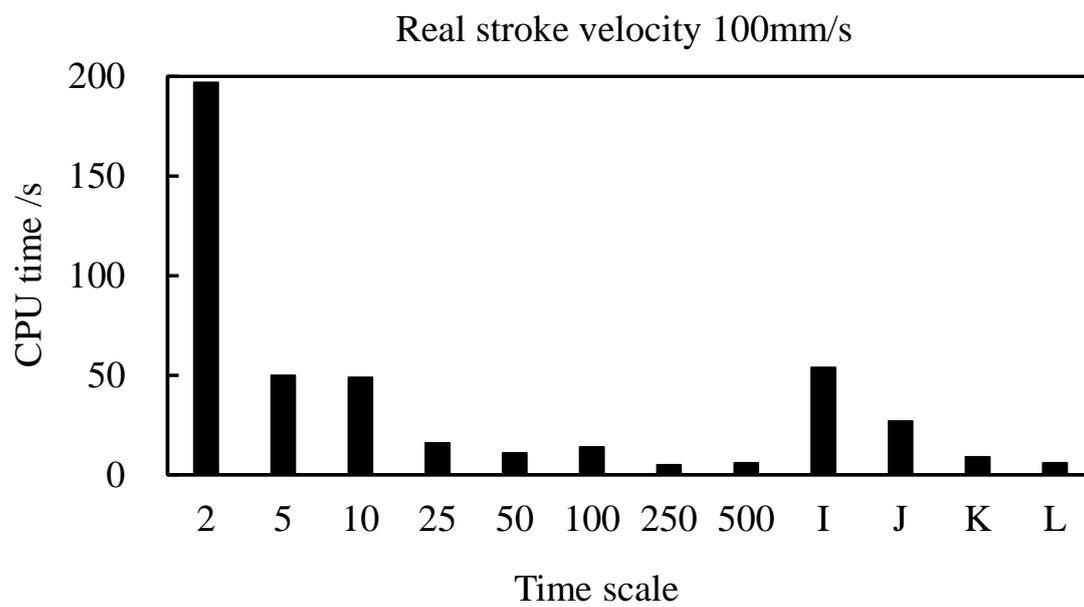
**Fig. 6.17 Error estimation using root mean square of residual in the cup drawing between under time scaling and mass scaling (Stroke velocity 100mm/s)**



**Fig. 6.18 CPU time of FEM analysis in the cup drawing between under time scaling and mass scaling (Stroke velocity 10mm/s)**



**Fig. 6.19 CPU time of FEM analysis in the cup drawing between under time scaling and mass scaling (Stroke velocity 50mm/s)**



**Fig. 6.20 CPU time of FEM analysis in the cup drawing between under time scaling and mass scaling (Stroke velocity 100mm/s)**

## 6.7 まとめ

谷村 - 三村モデルを板成形シミュレーションで使われている FEM 解析ソフトウェア LS-DYNA のユーザーサブルーチン機能を使用して実装し、時間スケールの取扱い方法について検証した。具体的には以下の知見を得た。

(1) 谷村 - 三村モデルを実装した LS-DYNA を用いて 4.2 節の速度変化引張試験の解析を実施したところ、実験結果に近い変形抵抗が得られたことから実装に問題がないことを確認できた。

(2) 動的陽解法で板成形のシミュレーションを実施するときに行われている時間スケールの変更について、ひずみ速度に依存した構成式を用いた場合に適切に計算できるか検討した。実速度が 10mm/s の場合、解析速度は 1000mm/s 以下、実速度が 50mm/s および 100mm/s の場合は解析速度を 2500mm/s 以下とした場合に、二乗平均平方根による評価で板厚減少率 1.5% 以下の誤差となることがわかった。

(3) 不均一なマススケーリングを用いることで、板厚減少率の解析精度を維持したまま大幅に計算時間を短縮することができた。特に、元々の計算時間が大きい実時間 10mm/s においては、計算時間が通常の 1/10 程度まで小さくできることがわかった。

# 第7章 プレスモーション制御を用いた板成形シミュレーション

## 7.1 本章の目的

第4章では、これまで測定されてこなかったひずみ速度に依存した変形抵抗値の測定を実施した。さらに、第5章では谷村 - 三村モデルが変形抵抗の表現精度が高いことを示した。そして、第6章では谷村 - 三村モデルを LS-DYNA に実装した。本章では、谷村 - 三村モデルを用いて、加工中にプレスモーションを変えた解析を実施することで、プレスモーションと成形性の関係について、材料特性のひずみ速度依存性の観点から明らかにする。

## 7.2 円筒絞りの解析

### 7.2.1 時間スケールの取扱い方法

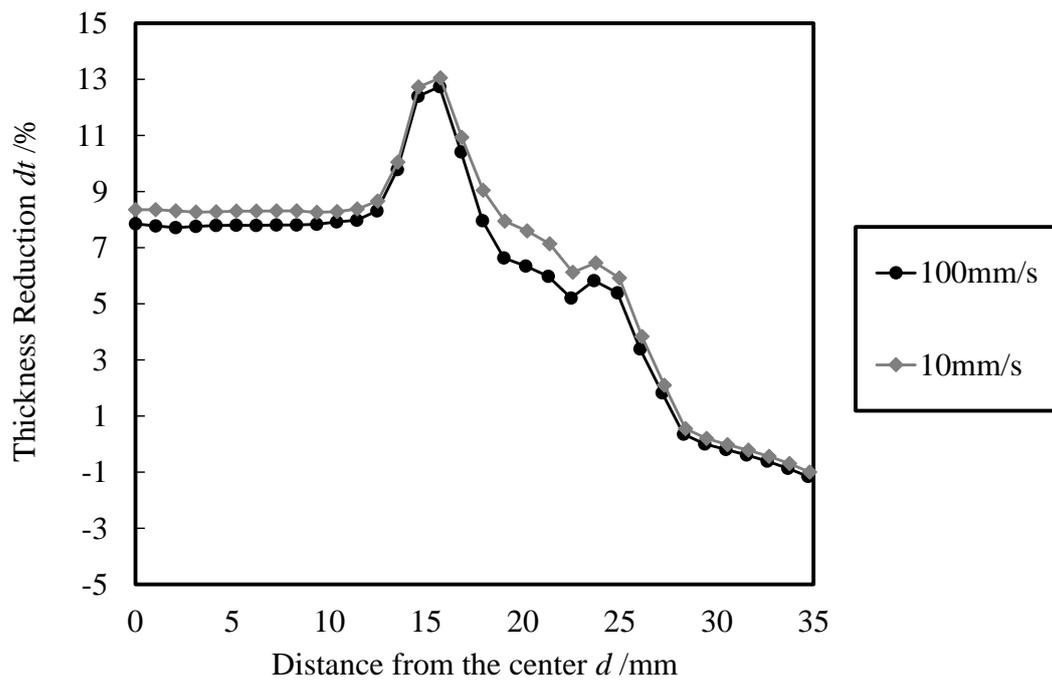
6.5 節では、時間スケールについて考察し、実際の板成形を想定した場合、解析上のストローク速度は 500mm/s 以下にする必要があると述べた。しかしながら、解析上の最大のストローク速度を 500mm/s に設定してモーション制御を模擬した解析を実施しようとした場合、解析上の平均速度は 500mm/s より大幅に下がるため、計算時間がかかりすぎてしまう。さらに、ストローク速度を途中で大幅に変更した場合、瞬間的には 6.5 節で述べたものと同様の動的な影響が生じることが懸念されるため、十分な検証が必要になる。そこで、ストローク速度の低下による計算時間の増加と、速度変化時の動的な影響が生じることを回避するため、6.3 節で述べた時間スケールを時間変化させることでストローク速度変化を表現した。具体的には、解析のストローク速度  $V_a$  は 500mm/s の一定速度として、時間スケールの係数  $k$  を時間  $t$  に依存して変化させると、実際のストローク速度  $V_r$  を次式で表すことができる。また、解析の金型形状およびその他の

解析条件は 6.5 節と同様とした.

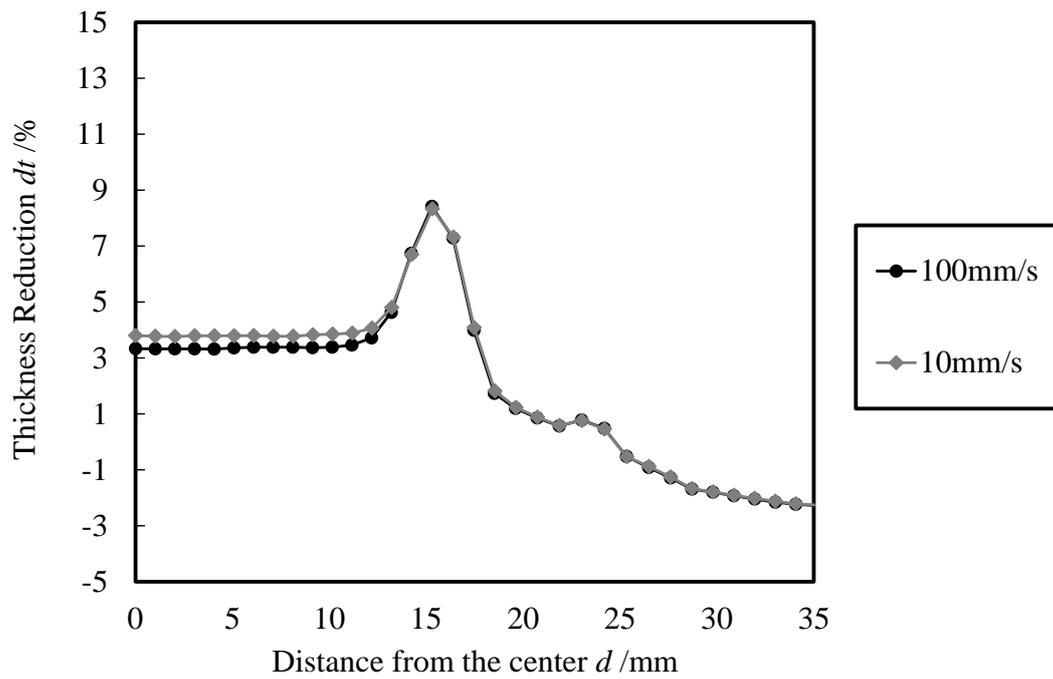
$$Vr(t) = \frac{Va}{k(t)} \quad (7.1)$$

### 7.2.2 ブランクホールド制御方法の違いが板厚分布に及ぼす影響

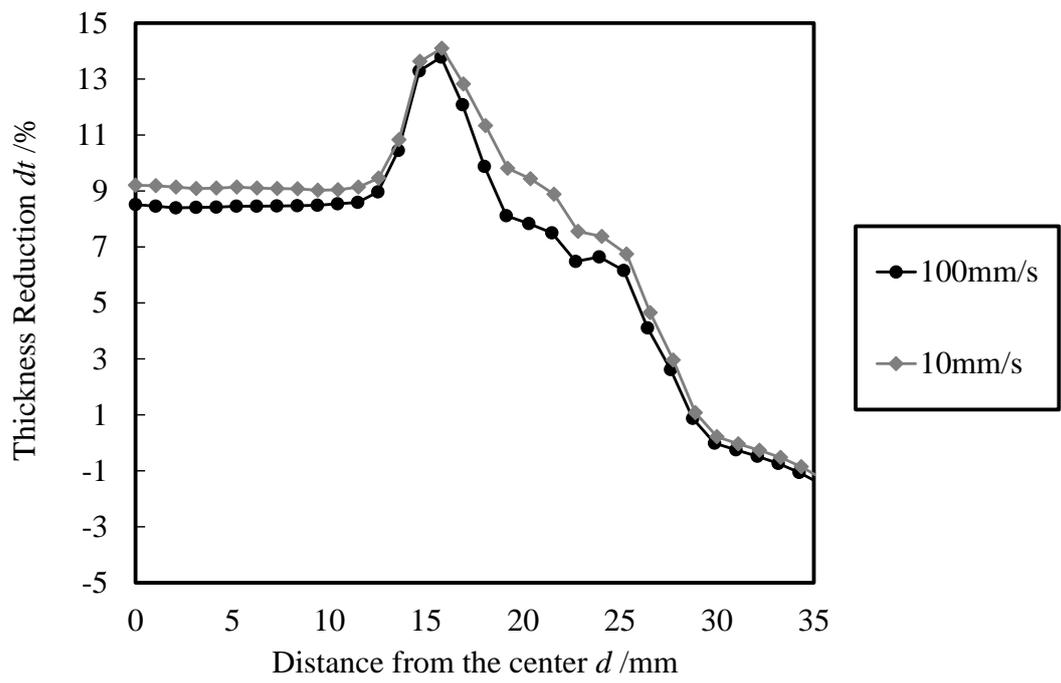
ブランクホールドを 88kN の一定荷重で保持した場合と、板隙 0.014mm の一定クリアランスで保持した場合の 2 条件について、ストローク速度 100mm/s の高速一定、10mm/s の低速一定のプレスモーションの解析を実施した。その結果得られた圧延方向断面の板厚減少率分布を、プレスストローク 9mm, 10.2mm, 11.4mm, 12.6mm について Fig. 7.1～Fig. 7.8 に示した。ブランクホールドを一定荷重で保持した場合には、プレスストロークが大きくなるにつれて、プレスモーションによる板厚減少率のピークに違いが見られる一方、クリアランス一定の場合には違いが見られなかった。また、ブランクホルダの変位を Fig. 7.9 に示した。ブランクホールドを一定荷重で保持した場合には、ストローク速度が高速のときのブランクホルダの浮き上がり量が低速より大きくなり、板厚減少率のピークが小さくなったと考えられる。



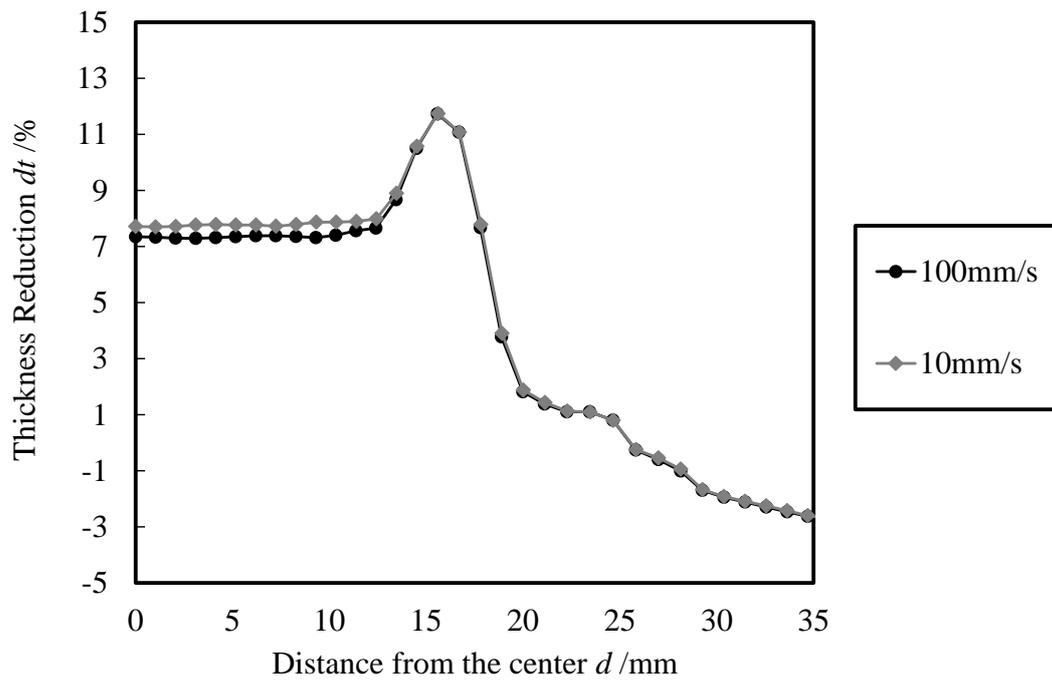
**Fig. 7.1 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant blank holder pressure (Punch stroke 9.0mm)**



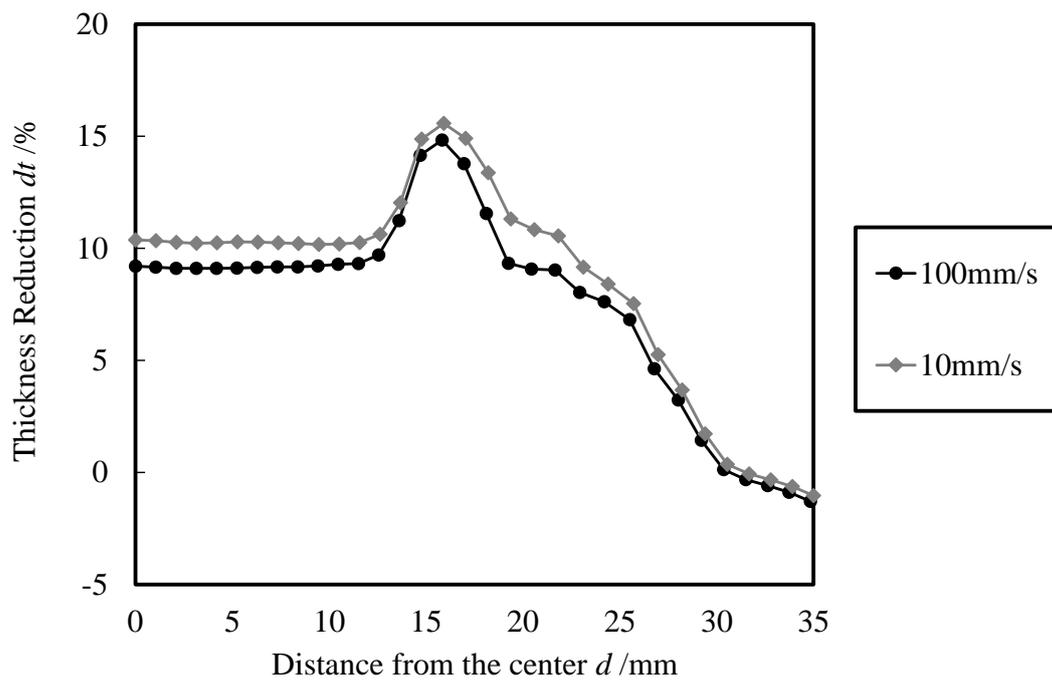
**Fig. 7.2 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant balank holder clearance (Punch stroke 9.0mm)**



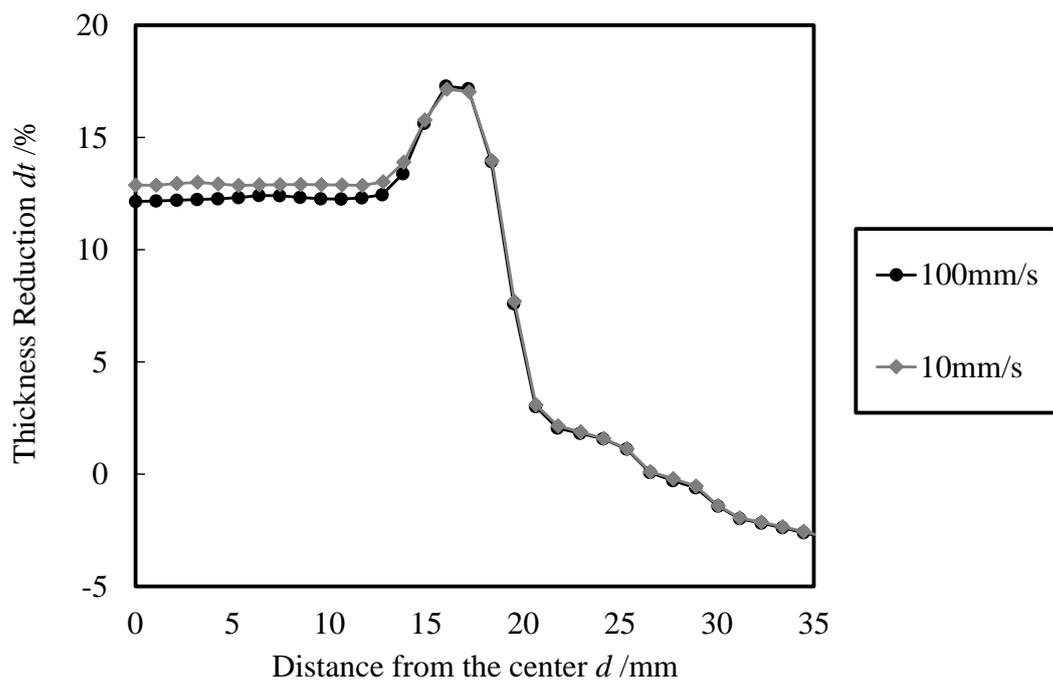
**Fig. 7.3 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant blank holder pressure (Punch stroke 10.2mm)**



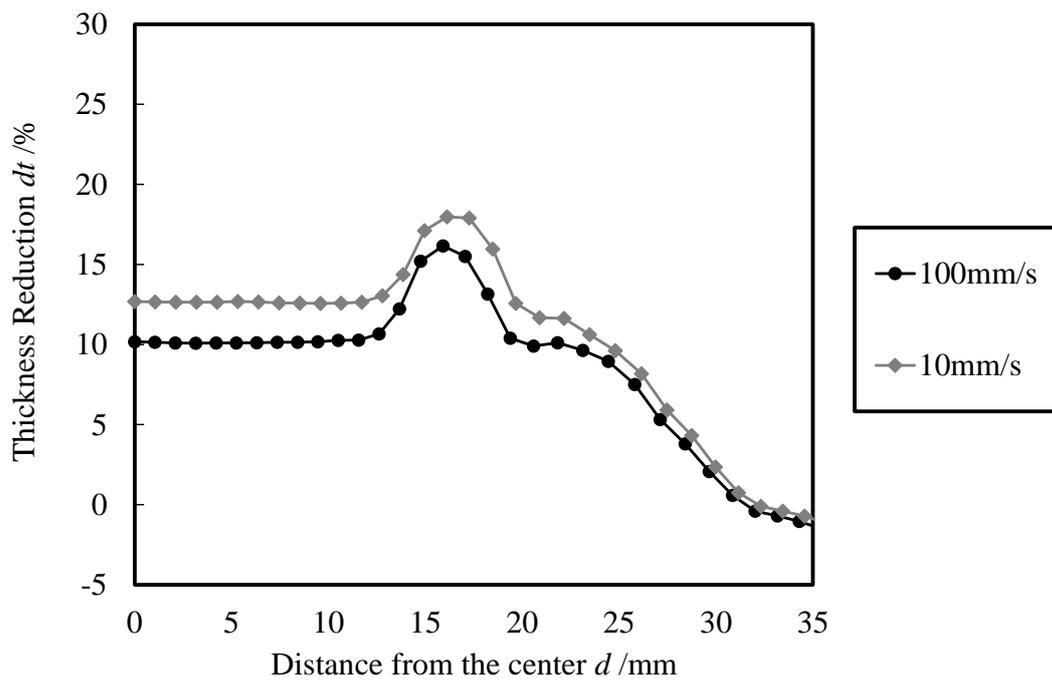
**Fig. 7.4 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant blank holder clearance (Punch stroke 10.2mm)**



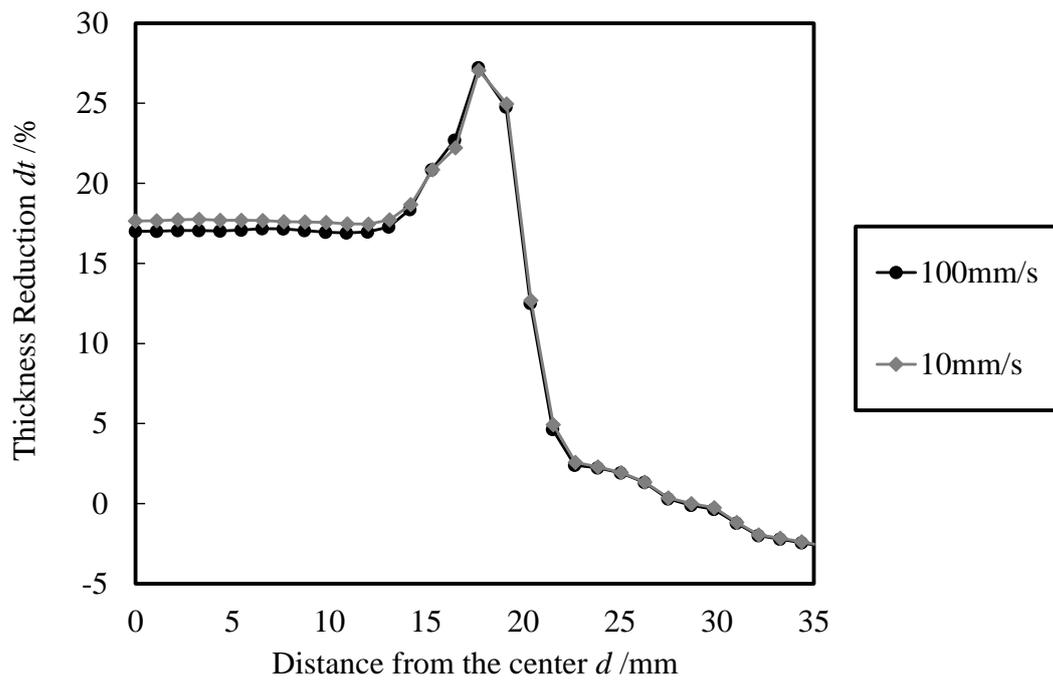
**Fig. 7.5 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant blank holder pressure (Punch stroke 11.4mm)**



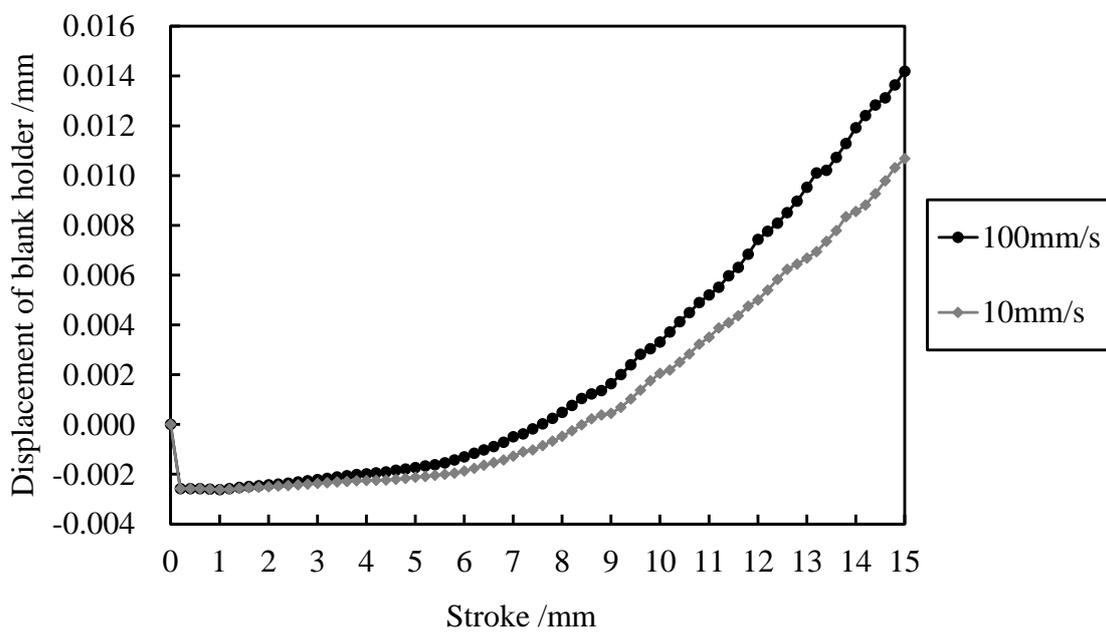
**Fig. 7.6 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant blank holder clearance (Punch stroke 11.4mm)**



**Fig. 7.7 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant blank holder pressure (Punch stroke 12.6mm)**



**Fig. 7.8 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under constant blank holder clearance (Punch stroke 12.6mm)**



**Fig. 7.9 Comparison of relationship of displacement of the blank holder and the punch stroke**

### 7.2.3 プレスモーシオンが板厚分布に与える影響

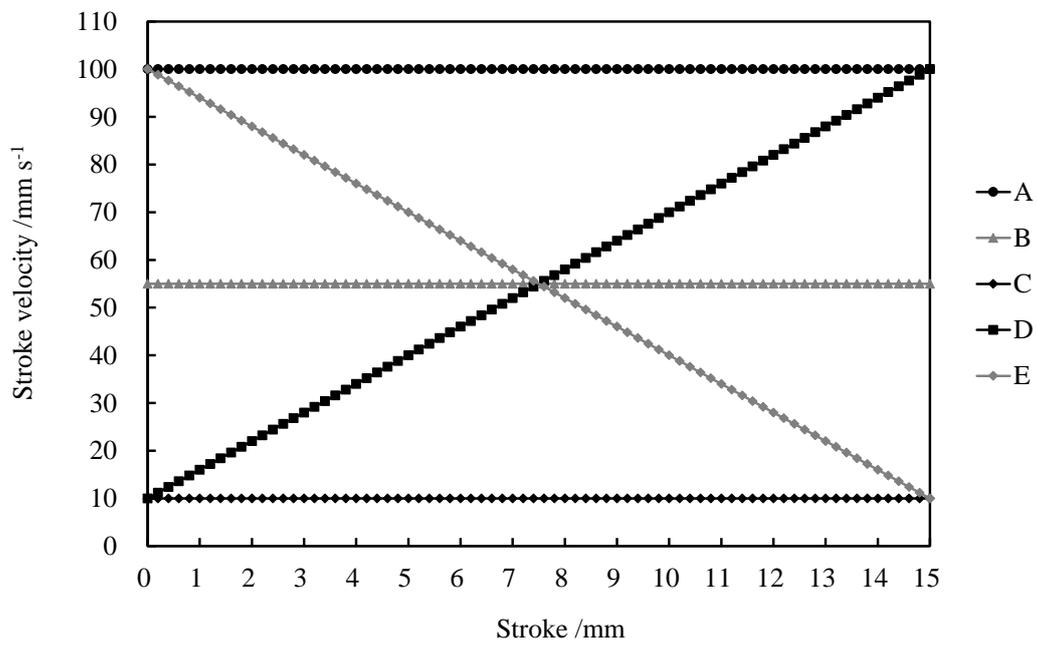
7.2.2 節において、ブランクホールドを一定圧力で保持した場合に、プレスモーシオンによる板厚減少率の差が生じることがわかった。そこで、Table 7.1, Fig. 7.10~Fig. 7.12 に示した A~J の 10 種類のプレスモーシオンについて解析を実施した。条件 A はストローク速度 100mm/s の高速一定、条件 B はストローク速度 55mm/s の中速一定、条件 C はストローク速度 10mm/s の低速一定、条件 D はストローク速度が 10mm/s から比例増加、条件 E は逆にストローク速度が 100mm/s から比例減少、条件 F は 1 サイクルのプレスストロークが 0.8mm のステップモーシオン、条件 G は 1 サイクルのプレスストロークが 1.2mm のステップモーシオン、条件 H は初期のストローク速度が 10mm/s の低速で、プレスストローク 8.2mm から高速の 100mm/s に変化するモーシオン、条件 I は逆に初期のストローク速度が 100mm/s の高速で、プレスストローク 8.2mm から低速の 10mm/s に変化するモーシオン、条件 J は初期のストローク速度が 10mm/s の低速で、プレスストローク 8.2mm から比例増加するモーシオンである。解析の結果得られた、プレスストローク 15mm の圧延方向断面の板厚減少率分布を Fig. 7.13 に示した。さらに、各プレスモーシオンにおける板厚減少率の最大値の表を Table 7.2, グラフを Fig. 7.14 に示した。板厚減少率の最大値が一番大きかったものは条件 I であり、これは加工後半からストローク速度を小さくしたものである。また、次に板厚減少率が大きかったのは条件 C の低速一定であった。一方、板厚減少率の最大値が一番小さかったものは条件 H の加工後半からストローク速度を大きくしたものである。次に板厚減少率が小さかったのは条件 A の高速一定であった。

また、Fig. 7.15 に示したブランクホルダの変位が大きい条件では、板厚減少率の最大値が小さい傾向が見られた。したがって、プレスモーシオン制御によって、ひずみ速度に依存して材料特性が変化することによる成形性への影響は、ブラ

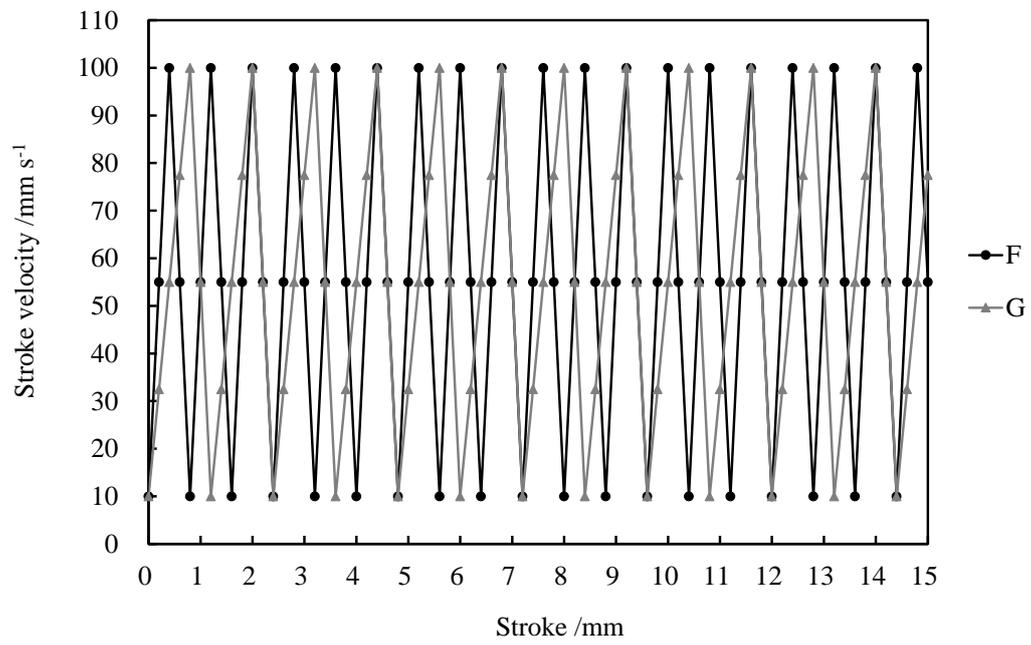
ンクホルダ制御加工[85][86][87]と類似していると推測することができる。ブランクホルダ制御加工の要点は、加工前半にブランクホルダを高圧にしてしわを抑制し、加工後半でブランクホルダを低圧にして割れを抑制するものである。加工の途中から高速に変化するモーションの方が加工前半のブランクホルダの変位が小さいことから、条件 H はブランクホルダ制御における加工後半から低圧に切り替えた加工に相当すると考えられる。条件 A と条件 H のブランクホルダの変位を比較すると、Fig. 7.16 に示した通り、条件 H の方が加工中のブランクホルダ変位が小さいことがわかる。これは、加工中のしわが抑制できることを示している。つまり、今回の解析モデルでは条件 A と条件 H の板厚減少率の差は小さいが、しわが発生しやすい形状の場合には条件 H の方が有効となる場合も考えられる。

**Table 7.1 Press motions (A~J)**

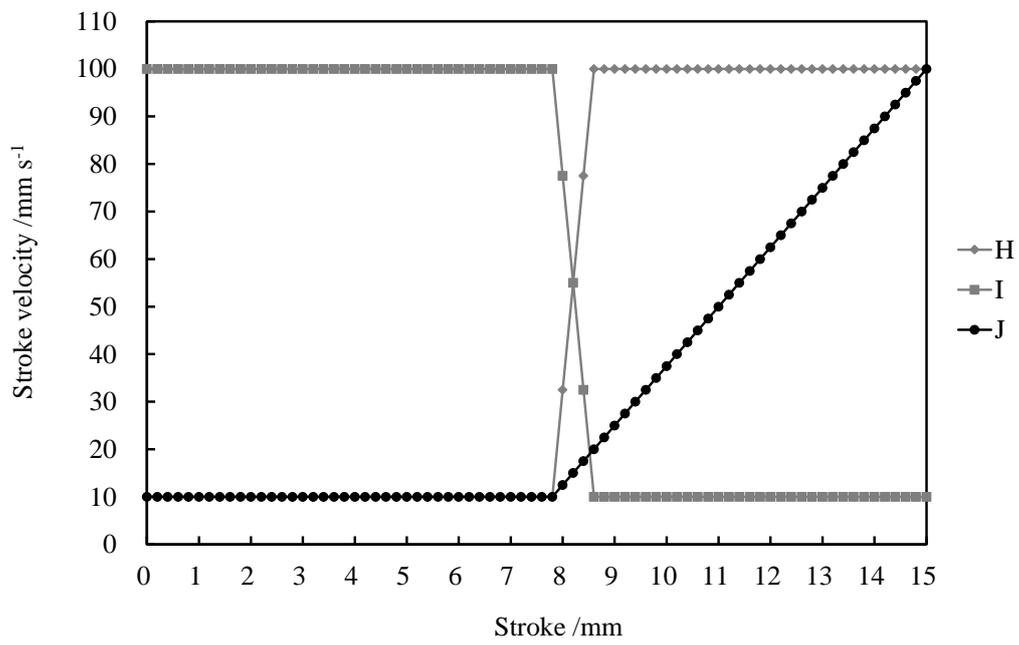
	Press motion
A	High (constant)
B	Middle (constant)
C	Low (constant)
D	Proportional increase
E	Proportional decrease
F	Small step
G	Large step
H	High from the middle stroke
I	Low from the middle stroke
J	Proportional increase from the middle stroke



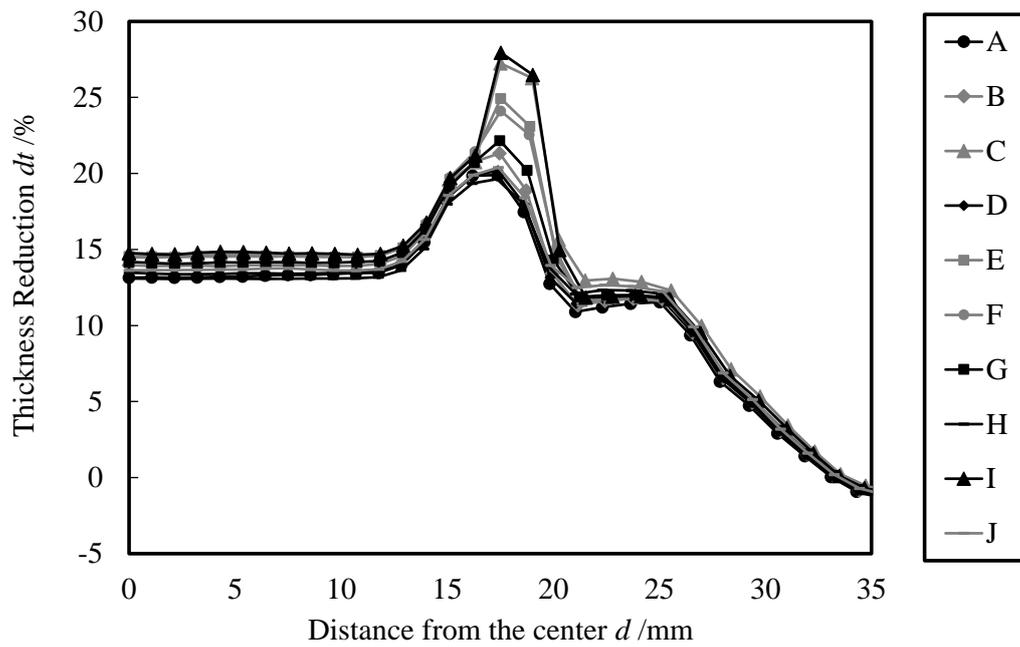
**Fig. 7.10 Press motions (A~E)**



**Fig. 7.11 Press motions (F,G)**



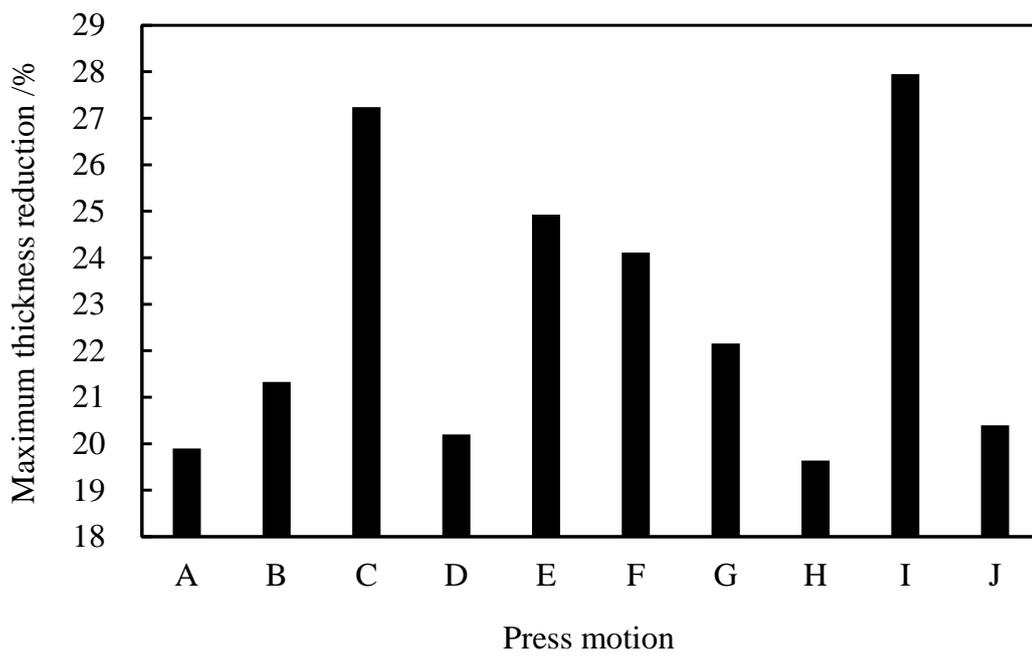
**Fig. 7.12 Press motions (H~J)**



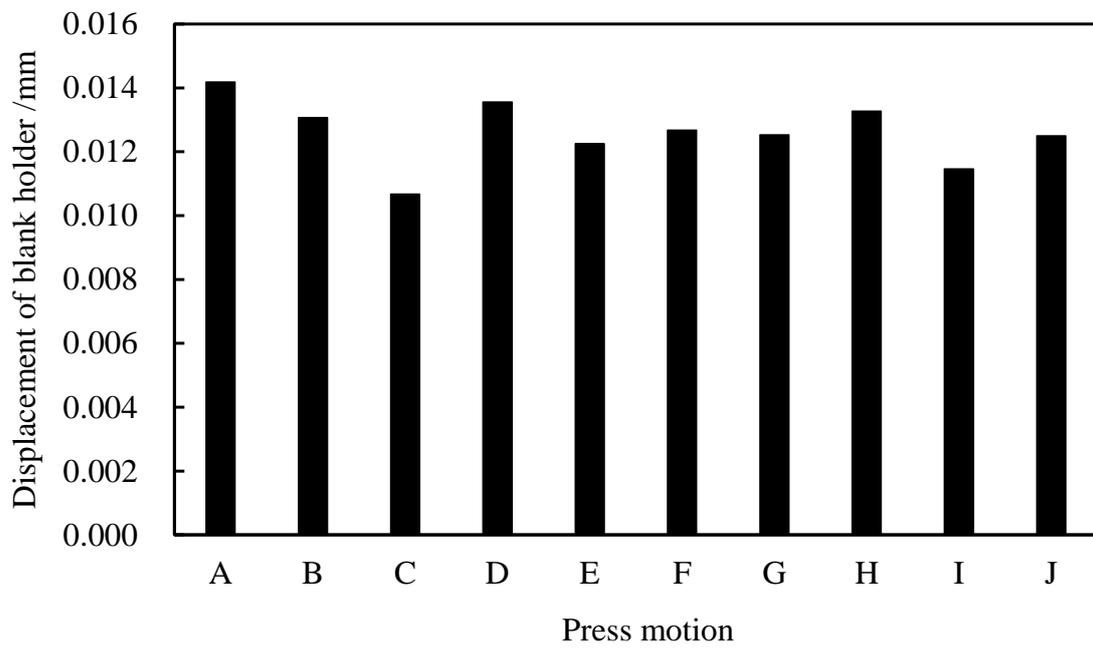
**Fig. 7.13 Distribution of thickness reduction along section in the cup drawing under various stroke motions**

**Table 7.2 Maximum thickness reduction**

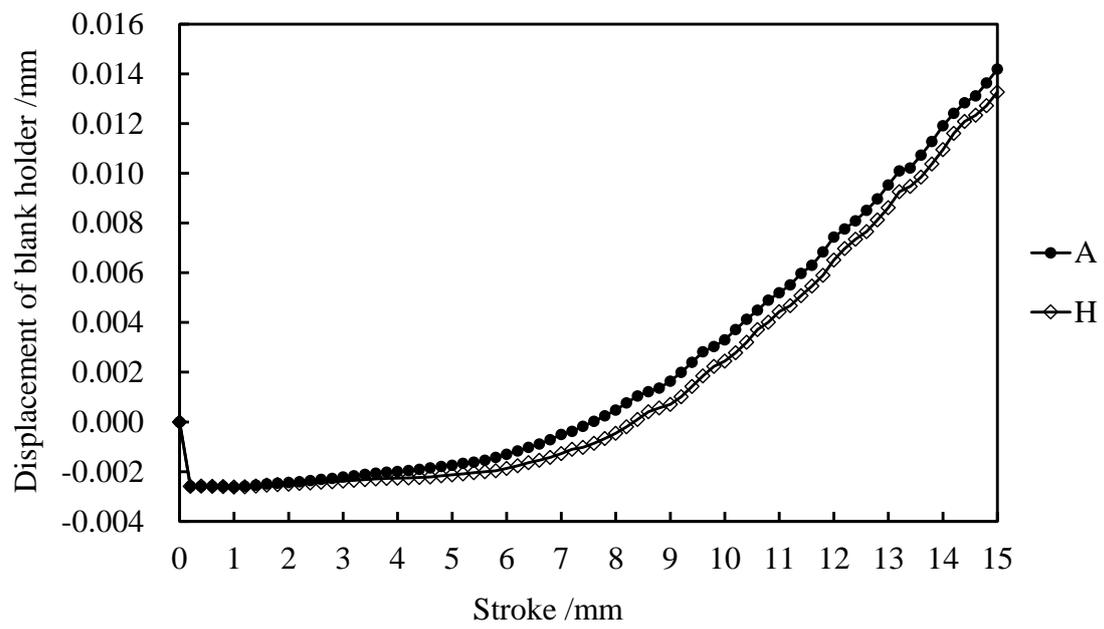
	Maximum thickness reduction /%
A	19.9
B	21.3
C	27.2
D	20.2
E	24.9
F	24.1
G	22.2
H	19.6
I	27.9
J	20.4



**Fig. 7.14 Comparison of maximum thickness reduction**



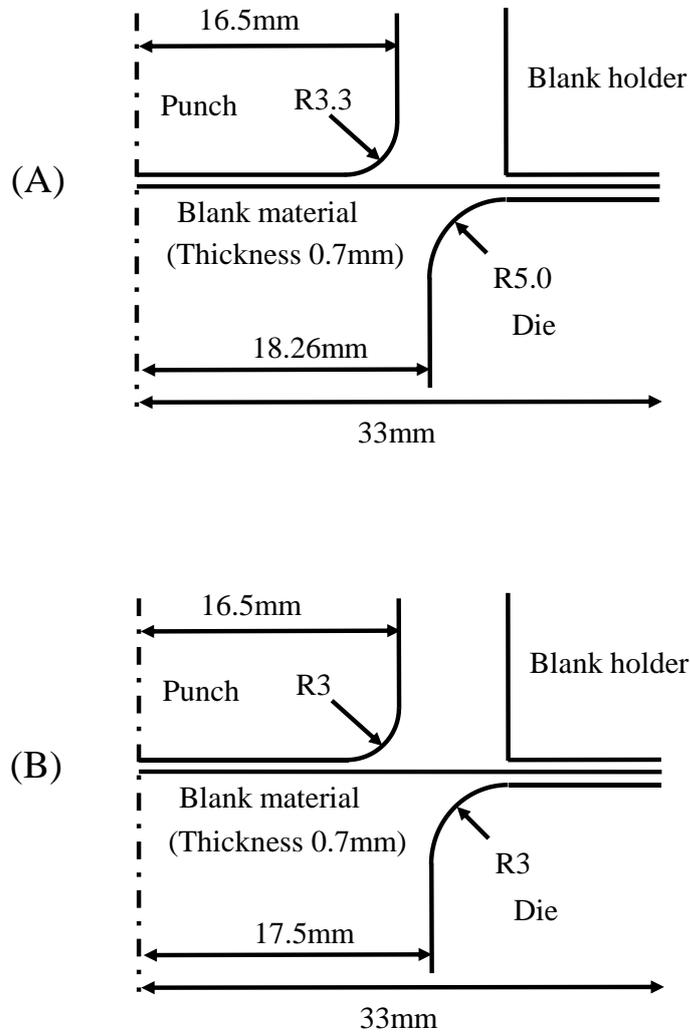
**Fig. 7.15 Displacement of the blank holder under various stroke motion**



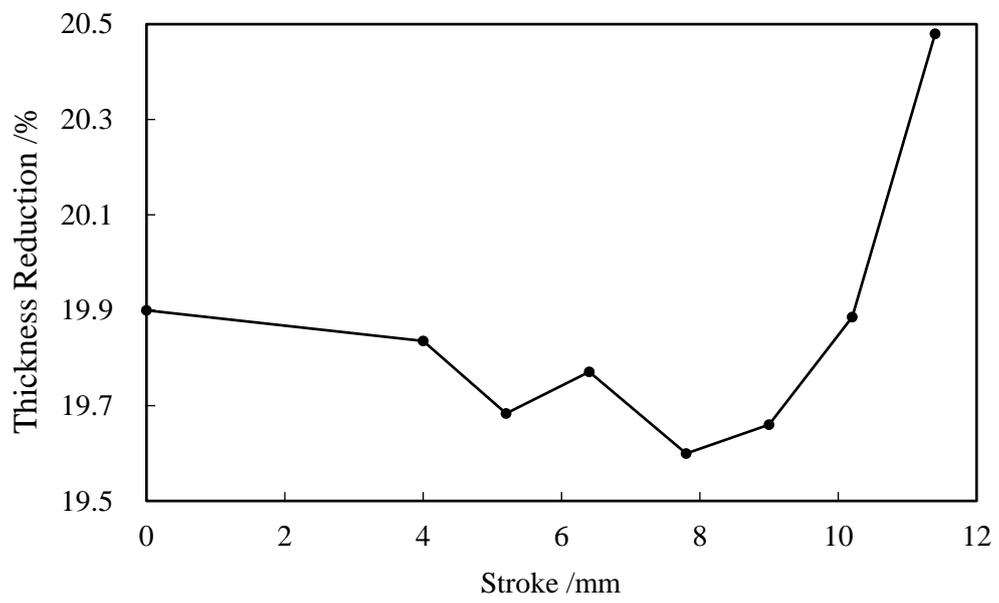
**Fig. 7.16 Relationship of stroke and displacement of the blank holder under motion A and H**

#### 7.2.4 加工途中からストローク速度を大きくするモーションの検討

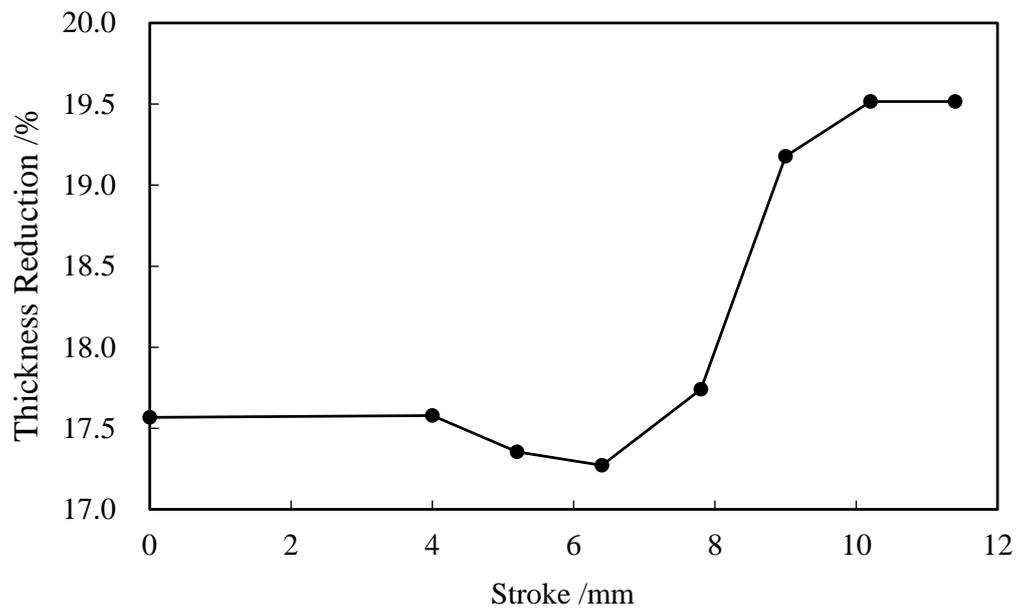
7.2.3 節では、ストローク速度を途中から高速にしたモーションが板厚減少率のピークを最も抑制できることがわかった。そこで、ストローク速度を高速に変化させるタイミング(ストローク量)を変化させた解析を実施した。解析モデルは Fig. 7.17(A),(B)に示したダイス肩 R およびパンチ肩 R を変更した 2 種類を用いた。解析結果から得られた、横軸に速度を高速に切り替えるプレスストローク量、縦軸にプレスストローク 15mm のときの板厚減少率の最大値を表示したグラフを Fig. 7.18 に示した。モデル(A)はストローク 7.8mm、モデル(B)はストローク 6.4mm において板厚減少率の最大値が最小になることがわかった。この理由は、Fig. 7.20 に示した材料流入開始点付近からストローク速度を高速に切り替えたことによって材料流入が促進されたためと考えられる。一方、加工初期に高速に切り替えた場合は、曲げ変形の加工硬化が大きくなるため板厚減少に対して多少不利に作用すると考えられる。



**Fig. 7.17 Analysis model of circular cup drawing under high stroke velocity from middle stroke**

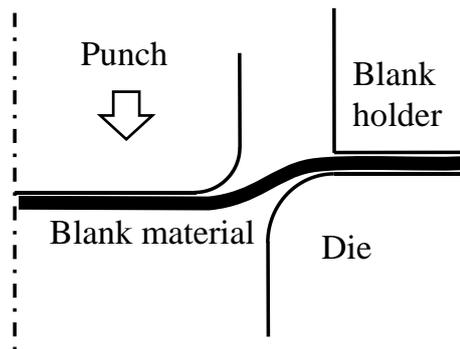


**Fig. 7.18 Relationship of thickness reduction under high stroke velocities from various strokes (model A)**

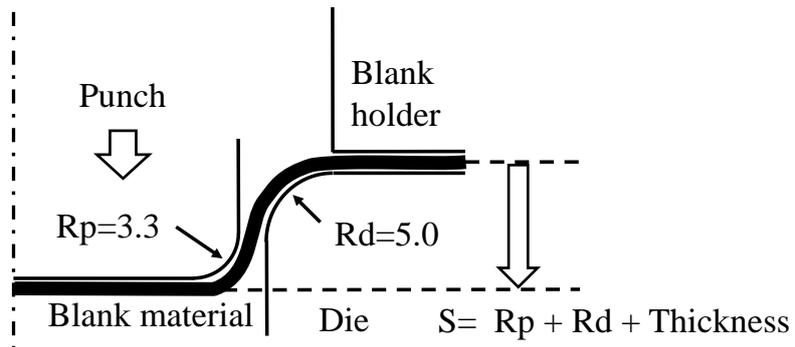


**Fig. 7.19 Relationship of thickness reduction under high stroke velocities from various strokes (model B)**

(a) Early stage of the stamping process



(b) Starting point of the material flow



**Fig. 7.20 A drawing of starting point of the material flow**

### 7.3 まとめ

本章では、谷村 - 三村モデルを用いた円筒深絞りの板成形シミュレーションを実施し、板厚減少を抑制できるプレスモーションについて検討した。具体的には以下の知見を得た。

- (1) 動的な影響によって発生する時間スケールによる計算誤差を抑え、計算時間の増大を防ぐため、解析上のストローク速度を 500mm/s 一定としたまま、様々なプレスモーションを解析するために、時間スケールの係数を時間変化させる手法を考案した。
- (2) 円筒深絞りの解析において、ブランクホールドを一定荷重で保持した場合はストローク速度による板厚分布への影響が生じたが、クリアランス一定で保持した場合にはストローク速度による板厚分布への影響は生じないことがわかった。
- (3) 様々なプレスモーションを用いてブランクホールド荷重が一定の円筒絞りの解析を実施し、高速で一定速度のモーションと、加工の途中から高速に変化するモーションが板厚減少率のピークを最も抑制できることがわかった。また、両者のブランクホルダの変位を比較すると、加工前半は高速で一定速度のモーションより加工の途中から高速に変化するモーションの変位が小さいことから、フランジ部のしわ抑制効果が高いと考えられる。
- (4) ダイス肩とパンチ肩の R を変更した 2 種類のモデルで低速から高速に切り替えるタイミングを変更した解析を実施した。その結果、ブランク材が金型に巻き付いて材料流入が開始されるタイミングからストローク速度を大きくすると、板厚減少率が抑制されることがわかった。

## 第8章 結言

本研究では、板成形シミュレーションの解析精度を向上させることを目的として、薄鋼板の材料特性の測定手法の提案と、材料モデルの考察、板成形の実験およびシミュレーションを実施した。各章で得られた知見を以下にまとめる。

第1章では、自動車工業におけるCAEの活用状況と、板成形シミュレーションの概要および課題と本研究の目的について述べた。1.1節では、設計から生産までの全行程を最適化することがCAEの最終目標であるが、設計部門に対して生産プロセス部門のCAEの活用は遅れていることについて述べた。これについて、非線形な摩擦および材料特性の測定が十分に行われていないためにCAEの解析精度が不十分となっていることを原因として挙げた。さらに、1.2節では、特に用いられる部品点数が多い生産プロセスである金属板成形のCAE技術の歴史と、材料特性に関する従来研究について述べた。以上を踏まえ、1.3節では、板成形シミュレーションの精度に影響が大きい、これまでの研究が不十分であったことを理由として、薄鋼板の高ひずみ域の材料特性とひずみ速度変化時の材料特性を研究テーマとして選定したことについて述べた。

第2章では、薄鋼板の高ひずみ域の変形抵抗を測定する方法として、これまでバルク材料向けの試験法として用いられてきた、リング圧縮試験による変形抵抗測定手法に着目し、薄板に適用するための開発を実施した。2.1節では従来研究について述べ、特殊な設備を必要とせず簡便に試験を実施できる方法としてリング圧縮試験に着目したことについて述べた。2.2節では、従来のバルク材料向けのリング圧縮試験法について述べるとともに、今回の薄板形状で試験するためには高さ方向の測定精度を上げる必要があり、そのための改良点について述べた。2.3節では、開発した薄板形状向けのリング圧縮試験の妥当性を検証するため、同一の厚板から引張試験、端面拘束圧縮試験、および今回の薄板リン

グ圧縮試験の3種類の試験片を切り出して試験を実施し、3試験の結果が一致したことから、開発した薄板形状向けのリング圧縮試験が薄板向けの試験方法として妥当であることを示した。

第3章では、塑性異方性を考慮した薄板の変形抵抗の測定と、その材料特性を用いた板成形シミュレーションを実施した。3.1節では、塑性異方性を考慮する必要性について述べ、3.2節では、薄板形状向けのリング圧縮試験で得られた変形抵抗の塑性異方性を考慮する方法を考案した。3.3節では、実際の板成形で用いられる軟鋼板および高張力鋼板の変形抵抗を測定した結果について述べた。3.4節では、実際に測定した高ひずみ域の変形抵抗を用いた場合と従来の場合の板成形シミュレーションと実験を実施し、張出加工における板厚ひずみの予測精度が向上することを示した。

第4章では、引張試験の途中でストローク速度を変化させ、変形抵抗の動的变化を測定する手法を開発した。4.1節では、プレスモーシヨンの解析をするためにひずみ速度に依存した変形抵抗の測定が必要であることについて述べた。4.2節では、薄鋼板の3種類の一定速度の試験と、試験途中でストローク速度を変化させて試験結果について述べた。ここでは、材料モデルの検証に必要なデータを取得するとともに、試験途中でストローク速度を変化させ、その後元の速度に戻した場合に、変形抵抗が元の速度の場合と一致することが確かめられた。

第5章では、第4章で測定したひずみ速度に依存した変形抵抗を精度良く表現できる材料モデルについて検証した。5.1節では、従来の材料モデルでは測定できる全ひずみ領域を対象とした材料特性のフィッティングが実施されておらず、また衝突解析を想定したひずみ速度領域にしか着目されてこなかったため、板成形に必要なひずみ速度領域に着目した検証が必要であることについて述べた。5.2節および5.3節では、板成形に必要とされるひずみ速度領域について、

測定できた全ひずみ領域の変形抵抗を用いて非線形最小二乗法で各材料モデルのフィッティングを実施し、変形抵抗の表現精度の比較を示した。その結果、これまで板成形で用いられてこなかった谷村 - 三村モデルが最も表現精度が良いことがわかった。5.4 節では、従来の各材料モデルが積算型のモデルであるのに対し、谷村 - 三村モデルは加算型にすることによって表現精度を向上させていることについて述べた。5.5 節および 5.6 節では、谷村 - 三村モデルの補間精度の検証および速度変化引張試験結果との比較を実施し、精度良く表現できることを示した。

第 6 章では、谷村 - 三村モデルを動的陽解法 FEM ソフトである LS-DYNA に実装した。6.1 節では、材料モデルの実装時の課題について述べ、6.2 節では、今回用いたひずみ速度を考慮した弾塑性構成式について述べた。続く 6.3 節では、時間スケールの変更による材料モデルの修正方法について述べ、6.4 節では、速度変化引張試験を模擬した解析を実施し、材料モデルの実装に問題がないことを確認した。6.5 節では、解析速度 1000mm/s 以下で計算した場合に、時間スケールの変更による板厚減少率の誤差が 1.5% 以下となることがわかった。また、6.6 節では、不均一なマススケーリングを用いることで、板厚減少率の計算精度を維持したまま計算時間を大幅に短縮できることがわかった。

第 7 章では、様々なプレスモーションに対して、円筒絞りの解析を実施してプレスモーション制御とブランクホルダ制御の類似性を見出し、板厚減少のピークを抑制できるプレスモーションを提案できた。7.1 節では、プレスモーション制御と成形性の関係を明らかにするという目的について述べた。7.2 節では、円筒絞りの解析を実施し、ストローク速度が高速で一定の場合と、加工の途中から高速に変化するモーションが、板厚減少率のピークを最も抑制できることがわかった。さらに、加工の途中から高速に変化するモーションは、ブランクホル

ダの変位がブランクホルダ制御と類似しているため、ストローク速度が高速で一定の場合と比べ、フランジ部のしわ抑制効果が高いと考えられる。また、ダイス肩とパンチ肩の R を変更した 2 種類のモデルで低速から高速に切り替えるタイミングを変更した解析を実施した。その結果、ブランク材が金型に巻き付いて材料流入が開始されるタイミングからストローク速度を大きくすると、板厚減少率が抑制されることがわかった。

## 参考文献

- [1] Clough Ray W.: The finite element method in plane stress analysis, (1960),
- [2] Turner MJ: R. W. Clough, H. C. Martin and L, J.Topp, ‘Stiffness and deflection analysis of complex structures’, *J.Aero Space Sci*, **23**(1956), 805-823.
- [3] Zienkiewicz Olgierd Cecil, Cheung Yau Kai, The finite element method in structural and continuum mechanics: numerical solution of problems in structural and continuum mechanics, McGraw-Hill London, New York, (1967),
- [4] Bendsoe Martin Philip, Kikuchi Noboru: Generating optimal topologies in structural design using a homogenization method, *Comput.Methods Appl.Mech.Eng.*, Elsevier, **71**(1988), 197-224.
- [5] Diaz Alejandro R., Kikuchi Noboru: Solutions to shape and topology eigenvalue optimization problems using a homogenization method, *Int J Numer Methods Eng*, Wiley Online Library, **35**(1992), 1487-1502.
- [6] Suzuki Katsuyuki, Kikuchi Noboru: A homogenization method for shape and topology optimization, *Comput.Methods Appl.Mech.Eng.*, Elsevier, **93**(1991), 291-318.
- [7] Swift HW: Plastic bending under tension, *Engineering*, **166**(1948), 333-359.
- [8] Woo DM: The analysis of axisymmetric forming of sheet metal and the hydrostatic bulging process, *Int.J.Mech.Sci.*, Elsevier, **6**(1964), 303-317.
- [9] Arlinghaus FJ, Frey WH, Stoughton TB, Murthy BK: Finite element modeling of a stretch-formed part, *Computer Modeling of Sheet Metal Forming Process: Theory, Verification and Application*, (1985), 51-64.
- [10] Wang Neng-Ming, Tang SC: *Computer Modeling of Sheet Metal Forming Process:*

- Theory, Verification and Application, Ann Arbor, (1985), 1985.
- [11] Honecker A., Mattiasson K.: Finite element procedures for 3D sheet forming simulation, **89**(1989), 457-463.
- [12] 日本塑性加工学会編, 静的解法 FEM—板成形, コロナ社, (2004)
- [13] 蔦森秀夫, 吉田総仁: 板成形中の金型たわみを考慮したスプリングバックの有限要素解析, 塑性と加工, 日本塑性加工学会, **46**(2005), 407-411.
- [14] Hill R., The Mathematical Theory of Plasticity, The Oxford Engineering Science Series, Oxford, (1950),
- [15] Prager William: An introduction to plasticity, Addison-Wesley, (1959),
- [16] 日本塑性加工学会編, 非線形有限要素法, コロナ社, (1994)
- [17] Mori K., Osakada K., Oda T.: Simulation of plane-strain rolling by the rigid-plastic finite element method, Int.J.Mech.Sci., Elsevier, **24**(1982), 519-527.
- [18] 小川孝行, 吉田総仁: 高張力鋼板の U 曲げスプリングバックの抑制に及ぼす決め押しの効果, 塑性と加工, 日本塑性加工学会, **53**(2012), 69-73.
- [19] 一条尚樹, 岩田徳利, 岩田隆道, 三田太一, 蔦森秀夫: プレス成形に伴う面ひずみ評価技術および予測技術の開発, Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity, The Japan Society for Technology of Plasticity, **54**(2013), 421-425.
- [20] 長嶋晋一, 集合組織, 丸善, (1984),
- [21] Bauschinger J.: On the change of position of the elastic limit of iron and steel under cyclic variations of stress, Mitt. Mech. Tech. Lab. München, **13**(1886), 1-115.
- [22] 後藤學, 塑性学, コロナ社, (1982),
- [23] Hill R., A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals, Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences, The

- Royal Society, **193**(1948), 281-297.
- [24] Stoughton T.B., A non-associated flow rule for sheet metal forming, *Int.J.Plast.*, Elsevier, **18**(2002), 687-714.
- [25] Swift H. W.: Plastic instability under plane stress, *J.Mech.Phys.Solids*, **1**(1952), 1-18.
- [26] Voce E.: The relationship between stress and strain for homogeneous deformation, *J Inst Met*, **74**(1948), 537-562.
- [27] Armstrong Peter J., Frederick CO, Britain Great, A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect, Central Electricity Generating Board & Berkeley Nuclear Laboratories, Research & Development Department, (1966),
- [28] Chaboche Jean-Louis: Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity, *Int.J.Plast.*, Elsevier, **2**(1986), 149-188.
- [29] 日本計算工学会編, 均質化法入門, 丸善, (2003),
- [30] 高橋寛, 多結晶塑性論, コロナ社, (1999)
- [31] Lankford WT, Snyder SC, Bauscher JA: New criteria for predicting the press performance of deep drawing sheets, *Trans.ASM*, **42**(1950), 1197-1232.
- [32] Gotoh M.: A theory of plastic anisotropy based on a yield function of fourth order (plane stress state)—I, *Int.J.Mech.Sci.*, Elsevier, **19**(1977), 505-512.
- [33] Gotoh M.: A theory of plastic anisotropy based on yield function of fourth order (plane stress state)—II, *Int.J.Mech.Sci.*, Elsevier, **19**(1977), 513-520.
- [34] Yoshida Fusahito, Hamasaki Hiroshi, Uemori Takeshi: A user-friendly 3D yield function to describe anisotropy of steel sheets, *Int.J.Plast.*, Elsevier, **45**(2013), 119-139.
- [35] Woo DM: The analysis of axisymmetric forming of sheet metal and the hydrostatic

- bulging process, *Int.J.Mech.Sci.*, Elsevier, **6**(1964), 303-317.
- [36] Ranta-Eskola AJ: Use of the hydraulic bulge test in biaxial tensile testing, *Int.J.Mech.Sci.*, Elsevier, **21**(1979), 457-465.
- [37] Kuwabara Toshihiko, Ikeda Satoshi, Kuroda Kensuke: Measurement and analysis of differential work hardening in cold-rolled steel sheet under biaxial tension, *J.Mater.Process.Technol.*, Elsevier, **80**(1998), 517-523.
- [38] Barlat F., Brem JC, Yoon JW, Chung K., Dick RE, Lege DJ, Pourboghrat F., Choi S-H, Chu E.: Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—part 1: theory, *Int.J.Plast.*, Elsevier, **19**(2003), 1297-1319.
- [39] Yoon Jeong-Whan, Barlat Frédéric, Dick Robert E., Chung Kwansoo, Kang Tae Jin: Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—part II: FE formulation and its implementation, *Int.J.Plast.*, Elsevier, **20**(2004), 495-522.
- [40] Kuwabara Toshihiko, Sugawara Fuminori: Multiaxial tube expansion test method for measurement of sheet metal deformation behavior under biaxial tension for a large strain range, *Int.J.Plast.*, Elsevier, **45**(2013), 103-118.
- [41] Hakoyama Tomoyuki, Kuwabara Toshihiko: Forming Limit Analyses of Cold Rolled IF Steel Sheet Using Differential Work Hardening Model, *Procedia Engineering*, Elsevier, **81**(2014), 1246-1251.
- [42] 桑原利彦, 森田佳之, 宮下洋介, 高橋進: 面内反転負荷を受ける金属薄板の弾塑性変形挙動, 塑性と加工, 日本塑性加工学会, **36**(1995), 768-774.
- [43] Yoshida Fusahito, Uemori Takeshi, Fujiwara Kenji: Elastic–plastic behavior of steel sheets under in-plane cyclic tension–compression at large strain, *Int.J.Plast.*, Elsevier, **18**(2002), 633-659.
- [44] 鈴木規之, 樋渡俊二, 上西朗弘, 桑山卓也, 栗山幸久, Xavier LEMOINE,

- Cristian TEODOSIU : 高強度鋼板における形状凍結性予測のための高精度材料モデル開発, 塑性と加工, 日本塑性加工学会, **46**(2005),636-640.
- [45] 葛森秀夫, 金子光司, 池田秀樹, 加藤享, 西村信吾, 岩田徳利, 松居正夫 : 特開 2000-275154 (P2000-275154A)
- [46] Yoshida Fusahito, Uemori Takeshi: A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and workhardening stagnation, *Int.J.Plast.*, Elsevier, **18**(2002), 661-686.
- [47] Zener C., Hollomon JH: Effect of strain rate upon plastic flow of steel, *J.Appl.Phys.*, AIP Publishing, **15**(1944), 22-32.
- [48] 西村尚 : プレス技術, 48-11 (2010),18
- [49] Coppieters Sam, Cooreman Steven, Sol H., Van Houtte Paul, Debruyne Dimitri: Identification of the post-necking hardening behaviour of sheet metal by comparison of the internal and external work in the necking zone, *J.Mater.Process.Technol.*, Elsevier, **211**(2011), 545-552.
- [50] Vaz Junior Miguel, Cardoso Eduardo Lenz, Munoz-Rojas Pablo Andres: Further Studies on the Application of Genetic Algorithms to Identification of Inelastic Parameters, STEEL RESEARCH INTERNATIONAL, WILEY-VCH VERLAG GMBH BOSCHSTRASSE 12, D-69469 WEINHEIM, GERMANY, (2012), 935-938.
- [51] Mellor P. B.: Stretch forming under fluid pressure, *J.Mech.Phys.Solids*, **5**(1956), 41-56.
- [52] Johnson W., Duncan JL: The use of the biaxial test extensometer, *Sheet Metal Ind.*, **42**(1965), 271-275.
- [53] Panknin W.: The hydraulic bulge test and the determination of flow stress curves, Institute for Metal Forming Technology, University of Stuttgart, Germany, (1959).

- [54] Yanagida Akira, Liu Jinshan, Yanagimoto Jun: Flow Curve Determination for Metal under Dynamic Recrystallization Using Inverse Analysis, MATERIALS TRANSACTIONS, **44**(2003), 2303-2310.
- [55] 日本塑性加工学会・鍛造分科会編：精密鍛造, (2010), 日刊工業新聞社.
- [56] Osakada K., Kawasaki T., Mori K., Taniguchi N.: A Method of Determining Flow Stress under Forming Conditions, CIRP Ann.Manuf.Technol., **30**(1981), 135-138.
- [57] A.T. Male M. G. Cockcroft: A method for the determination of the coefficient of friction of metals under conditions of bulk plastic deformation, Journal of the Japan Institute of Metals, **93**(1964), 38.
- [58] Male Alan T., Depierre Vincent: The validity of mathematical solutions for determining friction from the ring compression test, Journal of lubrication technology, **92**(1970), 389.
- [59] Rudkins N. T., Hartley P., Pillinger I., Petty D.: Friction modelling and experimental observations in hot ring compression tests, J.Mater.Process.Technol., **60**(1996), 349-353.
- [60] Douglas JR, Altan T.: Flow stress determination for metals at forging rates and temperatures, Journal of Manufacturing Science and Engineering, American Society of Mechanical Engineers, **97**(1975), 66-76.
- [61] OSAKADA Kozo, SHIRAISHI Mitsunobu, MURAKI Shigenori, TOKUOKA Masayasu: Measurement of flow stress by the ring compression test, JSME international journal.Ser.1, Solid mechanics, strength of materials, 一般社団法人日本機械学会, **34**(1991), 312-318.
- [62] Swift HW: The mechanism of a simple deep-drawing operation, Sheet Met Ind, **31**(1954), 817-828.

- [63]河合望, 平岩正至: 深絞りにおける破断条件, 日本機械学会誌, 一般社団法人日本機械学会, **67**(1964), 431-439.
- [64]河合望, 後藤学, 黒崎靖: Correcting Method of the Two-Dimensional Cascade Performance for Stream-Surface Inclination, 日本機械学会論文集, 一般社団法人日本機械学会, **40**(1974), 2956-2965.
- [65]玉井良清, 山崎雄司, 吉武明英, 井村隆昭: サーボプレスのモーション制御による鋼板の深絞り成形性向上: サーボプレスを活用した新成形技術の開発, 塑性と加工, 日本塑性加工学会, **51**(2010), 450-454.
- [66]Zener C., Hollomon J. H.: Effect of Strain Rate Upon Plastic Flow of Steel, Journal of Applied Physics, **15**(1944), 22-32.
- [67]Sung Ji Hyun, Kim Ji Hoon, Wagoner R. H.: A plastic constitutive equation incorporating strain, strain-rate, and temperature, Int.J.Plast., **26**(2010), 1746-1771.
- [68]Hollomon John H.: Tensile deformation, AIME TRANS, **12**(1945), 1-22.
- [69]Ludwik Paul: Elemente der technologischen Mechanik, J. Springer, (1909),
- [70]Kleemola HJ, Ranta-Eskola AJ: Effect of Strain Rate and Deformation Temperature on the Strain-Hardening of Sheet-Steel and Brass in Uniaxial Tension, Sheet Metal Ind, **56**(1979), 1046-1057.
- [71]Johnson Gordon R., Cook William H. : A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, The Hague, Netherlands: International Ballistics Committee, **21**(1983), 541-547.
- [72]Wagoner RH: A new description of strain-rate sensitivity, Scripta Metallurgica, Pergamon, **15**(1981), 1135-1137.
- [73]Wagoner RH: A technique for measuring strainrate sensitivity, Metallurgical Transactions A, Springer, **12**(1981), 71-75.

- [74]Symonds PS: Viscoplastic behaviour in response of structures to dynamic loading, Behavior of Materials Under Dynamic Loading, ASME, **1**(1965), 106-124.
- [75]Khan Akhtar S., Huang Sujian: Experimental and theoretical study of mechanical behavior of 1100 aluminum in the strain rate range  $10^{-5}$ – $10^4$ s<sup>-1</sup>, Int.J.Plast., **8**(1992), 397-424.
- [76]Khan Akhtar S., Kazmi Rehan, Farrokh Babak: Multiaxial and non-proportional loading responses, anisotropy and modeling of Ti–6Al–4V titanium alloy over wide ranges of strain rates and temperatures, Int.J.Plast., **23**(2007), 931-950.
- [77]Kleemola HJ, Ranta-Eskola AJ: Effect of Strain Rate and Deformation Temperature on the Strain-Hardening of Sheet-Steel and Brass in Uniaxial Tension, Sheet Metal Ind, **56**(1979), 1046-1057.
- [78]Klepaczko J. R.: A practical stress-strain-strain rate-temperature constitutive relation of the power form, Journal of Mechanical Working Technology, **15**(1987), 143-165.
- [79]谷村眞治, 三村耕司, 榎田努: 広ひずみ速度域を対象とした各種材料グループに適用し得る実用構成式, 材料, 社団法人日本材料学会, **50**(2001), 210-216.
- [80]Tanimura S., Hayashi H., Yamamoto T. : A practical constitutive model covering a wide range of strain rates and a large region of strain, EDP sciences, **134**(2006), 55-61.
- [81]Kojima Nobusato, Hayashi Hiroyuki, Yamamoto Terumi, Mimura Koji, Tanimura Shinji: Dynamic tensile properties of iron and steels for a wide range of strain rates and strain, International Journal of Modern Physics B, World Scientific, **22**(2008), 1255-1262.
- [82]Kuwabara T., Yoshida K., Narihara K., Takahashi S.: Anisotropic plastic deformation of extruded aluminum alloy tube under axial forces and internal pressure, Int.J.Plast.,

Elsevier, **21**(2005), 101-117.

[83]EA de Souza Neto, D Peric, DRJ Owen 共著, 寺田賢二郎監訳, 非線形有限要素法 弾塑性解析の理論と実践, 森北出版, (2012).

[84]生島一樹, 伊藤真介, 柴原正和: GPU を用いた並列化理想化陽解法 FEM の開発, 溶接学会論文集, 一般社団法人 溶接学会, **31**(2013), 23-32.

[85]真鍋健一, 吉原正一郎, 楊明, 西村尚: 変圧しわ抑え円筒深絞りのファジイモデルによる最適しわ抑えカプロセス制御, 塑性と加工, 日本塑性加工学会, **36**(1995), 1015-1022.

[86]真鍋健一, 添田建太郎, 長島敏幸, 西村尚: 変圧しわ抑え方式を利用した材料特性等のインプロセス同定による適応制御深絞り法, 塑性と加工, 日本塑性加工学会, **33**(1992), 423-428.

[87]真鍋健一, 浜野秀光, 西村尚: 新しい変圧しわ押え深絞り法の提案, 塑性と加工, 日本塑性加工学会, **29**(1988), p740-747.

## 謝辞

本論文を完成するにあたり、東京大学人工物工学研究センターの鈴木克幸教授ならびに栗山幸久教授には、研究全般に関して指導を賜りました。ここに感謝の意を表します。また、名古屋大学大学院工学研究科の石川孝司教授には、本研究に関する指導を賜りました。深く感謝いたします。

博士論文の審査においては、東京大学生産技術研究所の都井裕教授、吉川暢宏教授、東京大学人工物工学研究センターの山田知典准教授から有益な助言を頂き、博士論文に反映させていただきました。深く感謝いたします。

自己研鑽のための博士後期課程在籍を認めて頂いた、当時の株式会社豊田中央研究所における浅野勝宏取締役、材料・プロセス研究部の金子祐治部長、金属加工・強度設計研究室の岩田徳利室長に感謝いたします。さらに、岩田徳利室長には、博士課程への入学前も含め、研究全般に渡って多くの指導を頂きました。重ねて感謝いたします。

現在の株式会社豊田中央研究所における三田尾眞司部長および鈴木智博室長を始めとする金属加工・強度設計研究室の皆様には大変お世話になりました。特に、与語康宏主任研究員には特段のご指導を頂きました。感謝いたします。リング圧縮試験の実験をご指導いただいた株式会社豊田中央研究所の山田明氏および実験と解析を補助していただいた、研究当時に名古屋大学大学院工学研究科修士課程に在籍していた上山道明氏、名古屋大学工学部 4 年生の加藤慎也氏に感謝いたします。速度変化引張試験をご指導いただきました株式会社豊田中央研究所の堀田昇次氏、中垣貴範氏、および実験を補助していただいた当時新入社員の渥美範俊氏に感謝いたします。

最後に、家で論文を執筆する時間が確保できるよう、いつもあたたかく支援してくれた妻の純子と娘の彩希に感謝いたします。