

薄鋼板の  
加工硬化特性評価手法の開発と  
材料モデリング

2017. 9. 29

白神 聡

# 目次

## 第1章 序論

1.1 板材成形を取り巻く環境	1
1.2 板材成形解析と破断限界予測理論	7
1.2.1 板材成形解析の変遷	7
1.2.2 有限要素法	7
1.2.3 破断限界予測理論	9
1.3 現象論に基づく塑性構成式	11
1.3.1 塑性力学	11
1.3.2 現象論に基づく塑性構成式の基礎	11
1.4 塑性構成式の表現精度向上に関する従来研究	20
1.4.1 降伏関数に関する従来研究	20
1.4.2 加工硬化則に関する従来研究	24
1.4.3 流れ則に関する従来研究	27
1.4.4 変形経路が変化する場合の塑性構成式の変形履歴依存性に関する研究	28
1.4.5 比例負荷における塑性構成式の変形履歴依存性に関する研究	35
1.4.6 静水圧応力依存性に関する研究	38
1.5 本研究の目的	41
1.6 本論文の構成	43
参考文献	44

## 第2章 単純せん断試験を用いた薄鋼板の加工硬化特性評価法の開発

2.1 緒言	57
2.2 実験方法および解析方法	59
2.2.1 供試材と実験条件	59
2.2.2 単軸引張相当のSS曲線の算出方法	61
2.2.3 瞬間加工硬化指数の算出方法	62
2.2.4 解析モデルと解析条件	63
2.3 実験・解析結果および考察	65
2.3.1 単軸引張相当のSS曲線の算出方法の妥当性	65
2.3.2 相当応力におよぼす引張応力の影響	70
2.3.3 大ひずみ域における薄鋼板の加工硬化特性	72
2.4 結言	73
参考文献	74

### 第3章 薄鋼板の加工硬化指数ひずみ依存性の定式

3.1 緒言	76
3.2 Swift の式の近似精度におよぼすパラメータ同定手法の影響	77
3.2.1 パラメータ同定方法	77
3.2.2 検証結果	78
3.3 既存の加工硬化則の近似精度	82
3.4 瞬間加工硬化指数ひずみ依存性を考慮した加工硬化式	86
3.5 結言	88
参考文献	89

### 第4章 引張／圧縮を含む 2 段階変形経路試験における薄鋼板の加工硬化特性

4.1 緒言	90
4.2 実験方法	91
4.2.1 試験片形状および実験装置	91
4.2.2 供試材と実験条件	95
4.3 実験結果	96
4.3.1 ひずみ誘起異方性	96
4.3.2 予ひずみを付与していない鋼板の SD 効果	103
4.4 ひずみ経路変化パラメータによる評価	107
4.5 結言	114
参考文献	115

### 第5章 二軸応力状態を含む 2 段階変形経路試験における薄鋼板の加工硬化特性

5.1 緒言	116
5.2 二軸引張予ひずみを受けた鋼板の単軸圧縮変形挙動	117
5.2.1 試験片形状および実験装置	117
5.2.2 供試材と実験条件	120
5.2.3 ひずみ誘起異方性の特徴	124
5.3 完全ひずみ取り熱処理を施した鋼板のひずみ誘起異方性と SD 効果	127
5.3.1 供試材	127
5.3.2 実験方法	129
5.3.3 実験結果	131
5.3.4 ひずみ誘起異方性と SD 効果の特徴	134
5.4 結言	138
参考文献	139

## 第6章 曲げ変形履歴を受けた鋼管の内圧軸圧縮変形特性と材料モデリング

6.1 緒言 .....	140
6.2 対象部材 .....	141
6.3 内圧軸圧縮試験 .....	143
6.3.1 鋼管試験片の製作方法 .....	143
6.3.2 実験方法 .....	145
6.3.3 実験結果および考察 .....	146
6.4 内圧軸圧縮解析 .....	149
6.4.1 解析方法 .....	149
6.4.2 曲げ変形履歴の無い鋼管の材料モデリングと解析結果 .....	150
6.4.3 曲げ変形履歴を有する鋼管の材料モデリング .....	152
6.4.4 曲げ変形履歴を有する鋼管の解析結果 .....	155
6.5 結言 .....	157
参考文献 .....	158

## 第7章 結論

結論 .....	159
今後の課題 .....	160
本研究に関する論文および発表 .....	161
謝辞 .....	163
付録 .....	164

# 第1章 序 論

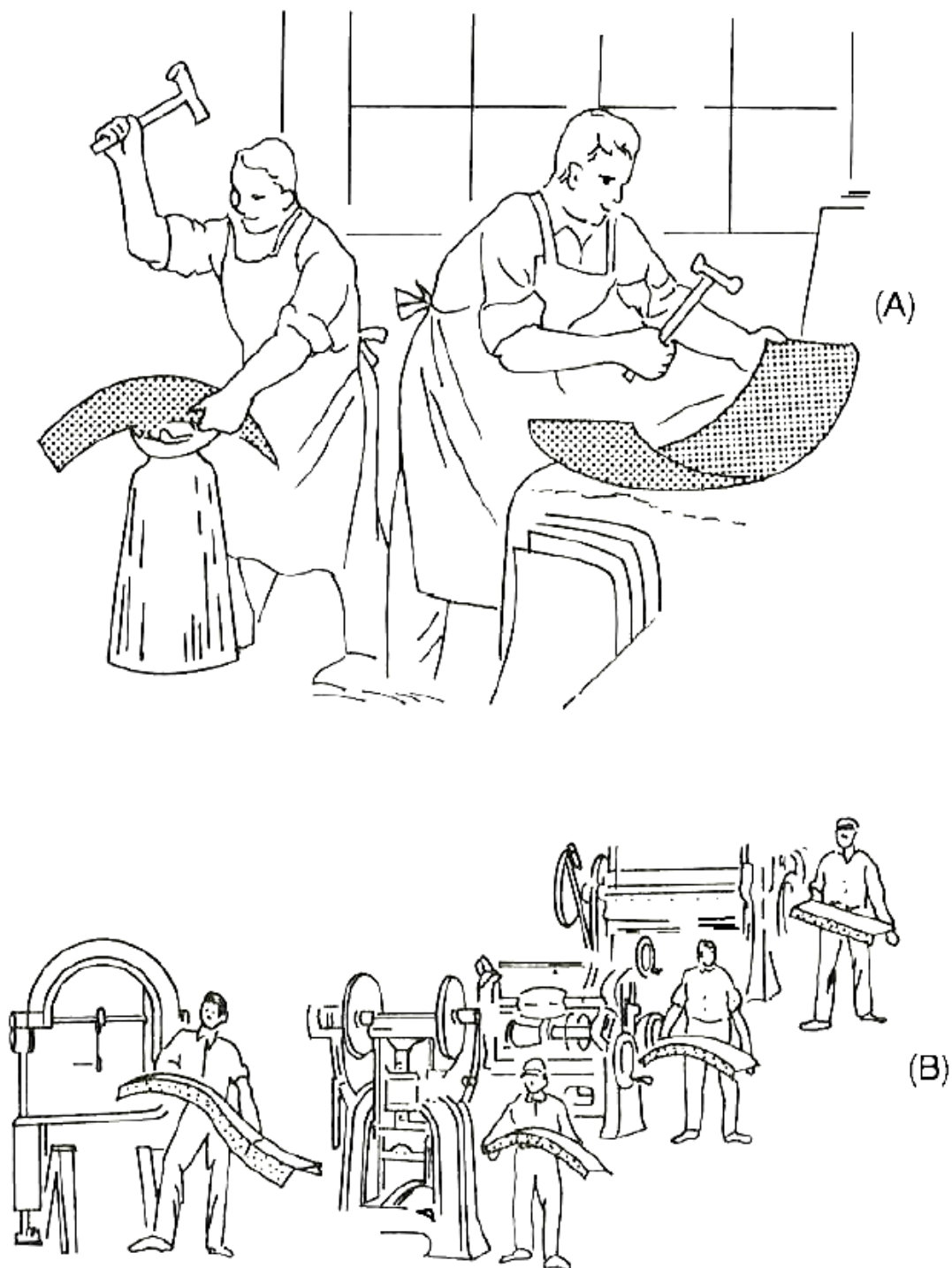
## 1.1 板材成形の歴史と取り巻く環境

板材成形のはじまりは、BC4000 年ごろからの銅、BC1400 年ごろからの鉄の利用において、鍛造によって作られた金属板を用いた打ち出し板金とされている。打ち出し板金は、鋸で打つことによって金敷上の金属板に局所的な変形を与え、さまざまな曲面を作る加工方法である(Fig. 1-1(A))。1900 年ごろ自動車車体への鉄板の適用が始まった時も、車体部品の製造には打ち出し板金が多用されていた。その間、板材成形技術は技術的にあまり進歩することなく、圧延による板材製造技術とプレス機の登場まで、板金加工の時代が続いた[1]。

圧延による板材製造技術とプレス機は、18 世紀から 19 世紀にかけての第一次産業革命に基礎が確立された。この時代に多くの機械が木製から鉄製に変わり、蒸気や電力の利用により手動から動力駆動へと切り替わった(Fig. 1-1(B))。1713 年のダービーによるコークス製鉄法から始まった近代製鉄の発展とともに、1728 年にベーンの鉄用圧延機、1795 年に油圧プレス機の基本構造および作動原理、1850 年に動力クランクプレスが発明された[2]。その後、これら技術はより高性能・高効率を目指し急速に発達した。そして、1920 年ごろから、兵器産業、自動車産業、航空機産業における成形品の大型化と需要増大にともない、部品製造の主流は大量生産が可能なプレス成形へと変化し、現在の板材成形技術の原形が築かれた[3]。

1950 年ごろから今日において、プレス成形に取って変わりはしないものの、新しく開発され成長し、これからの発展が期待される板材成形技術も多い[4]。テーラードブランク、対向液圧成形、ファインブランキング、インクリメンタルフォーミング、ホットスタンピング、板鍛造などがある。それぞれ特徴が異なり、部品に求められる仕様や性能によって使い分けることで、市場の要求を満たす板材成形品を世に送り出している。

素材としては、自動車を例に挙げてみると、鋼材、非鉄金属、樹脂およびガラスなど様々な種類の素材が適用されている。なかでも鋼板は、最も多くの車体部品に適用され、自動車産業のニーズに応える技術課題に対応しながら、自動車産業とともに発展してきた。さらに、衝突安全性と軽量化の両立を目的として、高強度鋼板の使用が拡大し、現在では自動車の鋼板強度別使用比率の 50%以上が高強度鋼板である[5]。また、アルミニウムやマグネシウムに代表される軽金属の板材にも強い関心が寄せられている。



(シュラー社のカタログを参考に作成)

**Fig. 1-1** Classical method of sheet metal forming: (A) hand hammering and (B) combination of small size working machines.

板材成形は金属材料の「塑性変形」を利用し形状を作る。塑性変形とは非可逆的な振る舞いをする非弾性変形において、時間と共に変化しない変形のことである。このような加工方法は「塑性加工」と呼ばれる[6]。金属材料は優れた塑性変形特性を有するため、古くからこの方法が用いられてきた。しかし、金属板に伸びの塑性変形を与え続けるといずれ破断、すなわち割れが生じる。このような成形不良が生じると、成形を中断せざるを得ない。一方、金属板に縮み変形を与え続けるとしわが生じる。しわの発生は外観品質や部品性能上好ましくなく、部品によって許容される程度に差はあるものの、成形不良のひとつとされる。1960年ごろから、家庭電化による生活環境の変革と生産技術の発達にともなって、プレス成形品の生産量は大幅に増加した。成形品に生じる”しわ”，”たるみ”および”ひけ”などの面形状精度不良の修正は著しい生産性の低下を招くため、抑制が強く求められるようになった。また、寸法精度不良は組立て・接合作業の合理化における課題であった。そのため、成形不良の予測と対策を中心に板材成形に関する研究開発はニーズが高まり、加速度的に活発になった[2]。

プレス成形に関する最初の研究は、1900年のMusoilの円筒深絞りの検討とされている[5]。日本国内では、1935年の福井[7]による深絞り成形の実験と理論的考察の報告を皮切りに、系統的な研究が始まった。1942年に益田[8]は塑性理論に基づいて深絞り成形中のフランジやたて壁における「変形状態」を解析した。変形状態とは各部位の面内の最大主応力と最小主応力の比、もしくは最大主ひずみと最小主ひずみの比（以下、変形状態）、これらの値の正負（以下、変形様式）および大きさを意味する。これらの研究によって、深絞り成形における各部位の変形状態、および成形開始から終了までのそれらの変化（以下、変形履歴）などが明らかとなった[9]。

しかしながら、当初、成形不良を発生させることなく成形するための材料の選択基準が明らかとなっていなかったため、プレス現場と材料メーカーの間で認識のズレがあった。この状況に対して、成形技術と材料特性の間に「成形性」を位置づけた[1]（Fig. 1-2）。成形性とは成形不良を生じさせることなく所望の形状に成形できる条件の広さを意味する。また、成形不良が発生する条件として「成形限界」と理解しても良い[10]。すなわち、成形不良は、①成形品の形状、寸法および変形の様相（成形条件や加工方法など）によって生じる「変形状態」、②成形不良の種類とその発生条件である「成形限界」、そして、③これらを決定する「材料特性」、の相互の関連によって発生する。このように成形性の概念を導入することで、両分野を有機的に結び付けることに成功した。さらに、1959年に吉田はプレス成形における種々の変形状態を体系的に整理し[11]、「深絞り」、「張出し」、「伸びフランジ」、「曲げ」の4種の成形様式に分類した[12]（Fig. 1-3）。複雑な形状の成形品においても、これら成形様式の組合せで考えることができる。この成形域区分の概念の導入によって、各人の成形不良現象とそれを誘起

する成形上の特徴の認識のズレを解消し、成形不良の発生におよぼす変形挙動および材料特性の相互影響に関する研究が盛んに行われるようになった。

材料の成形限界は成形性評価試験によって評価される。成形性評価試験は直接試験と間接試験に大別される。直接試験は実成形品における成形不良部位のみを取り出したモデル試験や全体を縮小したモデル試験などである。間接試験は円筒や半球など基本形状による成形、あるいは引張試験のようにより純粋な変形状態から材料の基本的な力学的特性を抽出し成形限界を推定する方法である[14]。

引張試験は、成形性評価試験の基礎であり、また材料の基本的な力学的性質を評価するための重要な試験法でもある。1904年～1935年に各国で規格化され、今日においても多く用いられている[15]。引張試験からは、弾性係数、降伏応力(耐力)、引張強さ、伸び(全伸び、一様伸び)、加工硬化指数( $n$  値)、塑性ひずみ比( $r$  値)、絞り(極限変形能)など、材料特性に関する多くの情報が得られる。具体的な試験条件については JIS や ISO に規定されている[16][17]。引張試験から得られる材料特性は、変形量、予変形、変形速度、温度などによって変化する。そのため、成形限界の評価に用いる場合、これらの影響を考慮する必要がある。

基本形状による成形性試験は成形域区分のそれぞれの変形の特徴を試験片に与え、試験ごとに定められている成形性評価値を求める。[18]。深絞り性の評価には円筒深絞り試験が用いられる。平頭円筒パンチを用いて、破断することなく絞り抜ける最大ブランク径とパンチ径の比から限界絞り比を求める。簡易法として TZP 試験法もある。張出し性の評価には液圧バルジ試験や球頭張出し試験が用いられることが多い。円板の外周を完全に固定し、破断発生までの成形高さを限界張出し高さとする。伸びフランジ性の評価には穴広げ試験が用いられる。試験片に設けられた丸穴を平頭円筒パンチもしくは円錐パンチで拡大し、板厚方向にき裂が貫通したときの穴の広がり率を求める。曲げ性の評価には V 曲げ試験が用いられる。割れを生じることなく所定の角度まで曲げ成形できる最小の工具先端半径を求める。面形状精度不良および形状精度不良は成形品の形状の影響が大きいため、モデル試験を用いて評価する機会が多い。規格化はされていないが、しわ評価として円錐台成形や吉田バックリング試験、形状精度不良評価としてハット成形や V 曲げなどが用いられる。

プレス成形における材料の変形と不良現象、それらと材料特性の関係、対応する成形技術は、1965年に吉田[14]によって体系的にまとめられ、1993年に林[15]によって修正版が発表された(Fig. 1-4)。その後、成形限界は①破断に関する問題、②面形状精度に関する問題、③寸法精度に関する問題として、不良現象に関する因子とそのメカニズムおよび相互影響の解明が進められている。

時代の変化とともに、環境負荷低減と衝突安全性向上の両立や、意匠性に対する



志向の多種多様化による市場の急速な変化によって、自動車に対する要求は年々厳しくなっている。板材成形においても、高強度鋼板のような難成形材を用いて、複雑な形状の部品を迅速かつ低コストで量産化することが求められている。プレス工法は絞りや張出し主体から、多工程化をある程度許容しつつ、比較的成形限界の高い伸びフランジや曲げ主体へと変化しつつある。これまで、成形不良が生じた場合、プレス現場でのトライ&エラーによって対策を施していた。しかし、この方法では量産化の遅延を招く恐れがあり、金型修正回数の増加によって開発コストが膨らむ。そのため、成形不良の発生を金型製作前に予測できる技術が強く求められるようになった。

成形不良の発生を予測するためには、①初等解法、②統計的解析手法、③有限要素解析を用いた成形シミュレーションなどの方法が用いられる。①は高度な塑性理論の理解と材料の変形特性に関する深い知識が必要であり、複雑な形状の解析には限界がある。②は最も実用的である反面、従来技術の範囲内にあることが前提であり、新しいデザインや成形技術、材料の大きな変化への対応は難しい。③はこの30年で最も進歩した技術であり、現在最も広く用いられている成形不良予測手法である。いずれの方法においても、成形品の「変形状態」、「成形限界」、それらを決定する「材料特性」を正確に予測もしくは把握する必要がある。

現在の板材成形に関する技術開発は、成形不良を発生させることなく所望の形状を成形可能とする成形方法(成形条件、対策技術など)、および成形不良の発生を高精度に予測するための方法の2つが主流となっている。

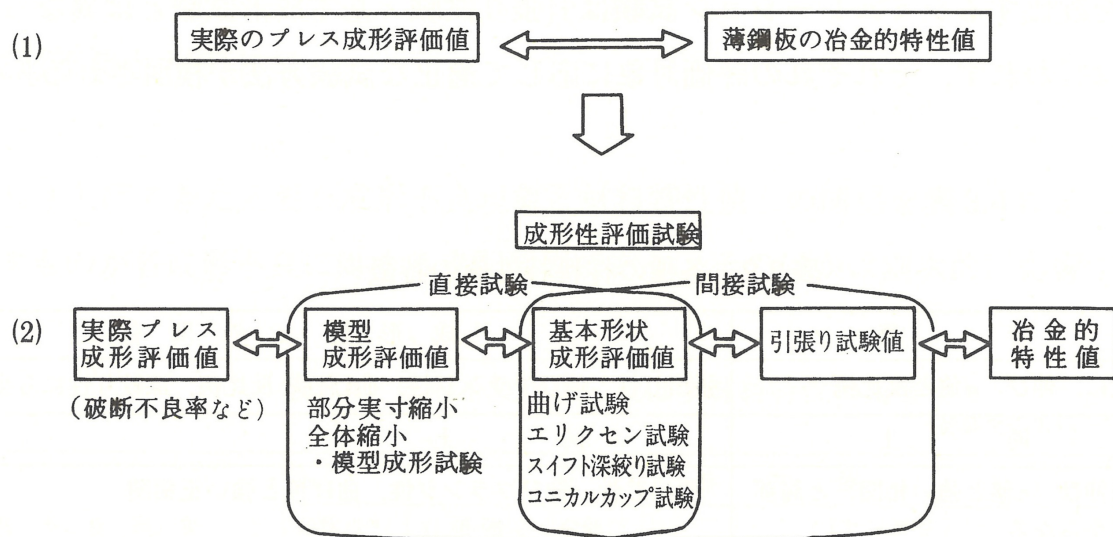


Fig. 1-2 Formability positioned between forming techniques and material properties [1].

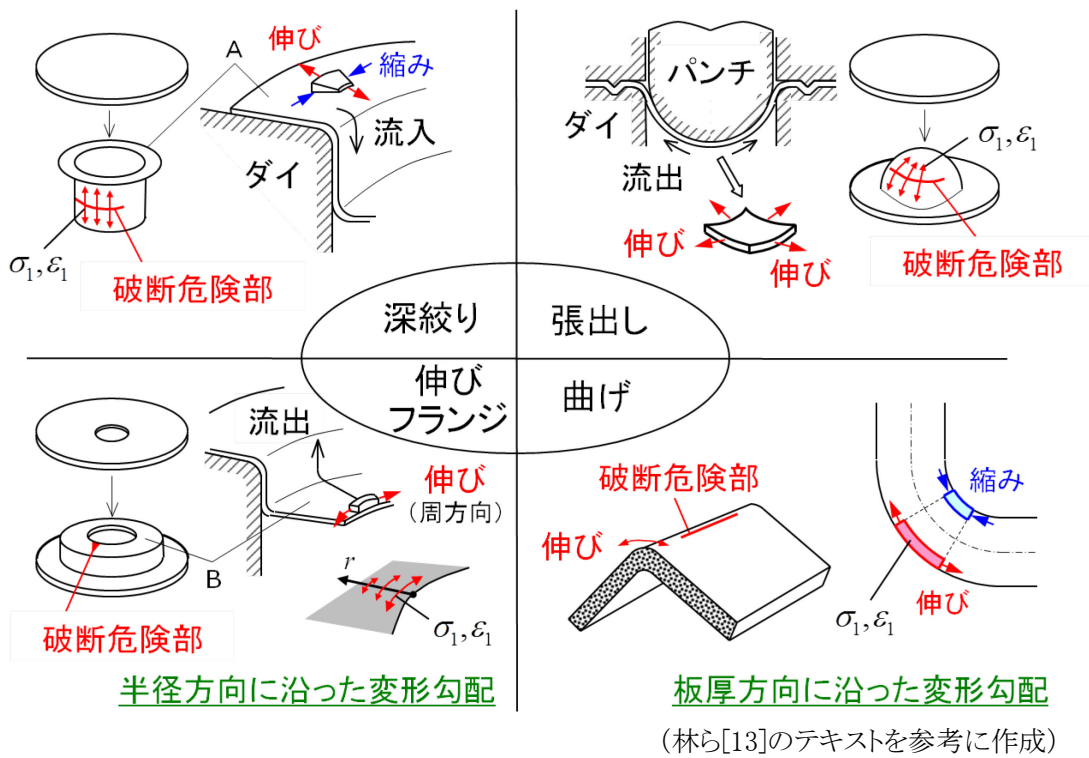


Fig. 1-3 Fundamental state in press-forming.

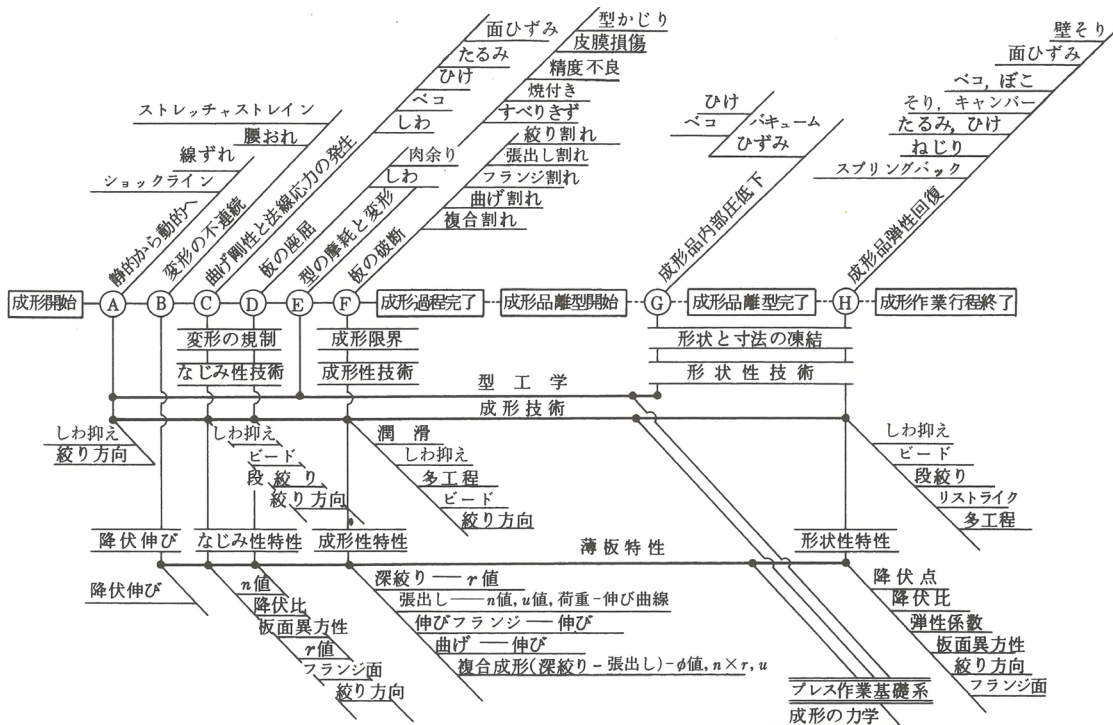


Fig. 1-4 Usual process and typical defects in press-forming [14].

## 1.2 板材成形解析と破断限界予測理論

### 1.2.1 板材成形解析の変遷

板材成形解析は成形品の「変形状態」、すなわち応力およびひずみの分布を予測するための方法である。

塑性加工過程の力学的解析に関する研究としては、Prandtl(1920年)[19]とHencky(1923年)[20]によるすべり線場理論(非硬化剛塑性体および平面ひずみ仮定)や、Siebel(1923年)[21]によって提案されたスラブ法(鍛造加工向け)がある。板材成形については、1948年のSwift[22]の張力曲げや1950年のHill[23]の液圧バルジの研究に代表されるように、1950年ごろから盛んに研究されるようになった。1964年にはWoo[24]によって数値解析計算手法の1つである差分法を用いた軸対称の深絞り成形の計算が行われた。しかし、これらの手法は複雑な形状を持つ実成形品の成形解析に適用することは不可能であった。

このような状況にたいして、板材成形解析に道を開いたのは非線形有限要素法と高速計算機の登場であった[25][26]。1985年にアメリカのミシガン大学で開かれた「板材成形の計算機モデリング」に関する国際会議において、General Motors[27]とFord[28]から報告された3次元有限要素法による自動車パネル成形が、この分野の草分け的な研究である。それから今日に至るまで、ソフトウェア技術も計算機性能も急速に発展し、有限要素法を用いた数値解析は板材成形において不可欠な道具となっている(Fig. 1-5)。また、有限要素法は成形不良の予測のみならず、部品や完成品の性能評価、製造ラインや成形工程の最適化など幅広く活用されている。

### 1.2.2 有限要素法(Finite Element Method, FEM)

有限要素法の基本的な考え方は、①物体を有限個の小部分に分割する、②小部分の特性を簡単な式で近似する、③その式を組み合わせることで全体の式を作る、である[29]。複雑な構造体を細かく分割することで、個々の小部分は単純なものになり、簡単な式で近似することができる。そのため、材料の変形だけでなく、3次元幾何形状や工具と材料の接触など実成形において考慮しなければならない多くの力学問題を比較的容易に扱うことができる。複数の材質が混在するなどの複雑な条件においても何かしらの解が得られることから、流体力学、電磁力学、熱力学など非構造力学への応用も進められている。「有限要素法」という名前は、「有限個の小部分(要素)に分けて計算する方法」が由来である。有限要素法は1943年に数学者Courant[30]によって3節点三角形要素によってねじり問題を解いたのが始まりとされている[31][32]。そして、1956年にTurnerら[33]によって剛性法が提案され、初めて工学問題へ適用された。

その後、解析対象に合わせ、種々の解法や計算手法が開発され、今日に至る (Table 1-1).

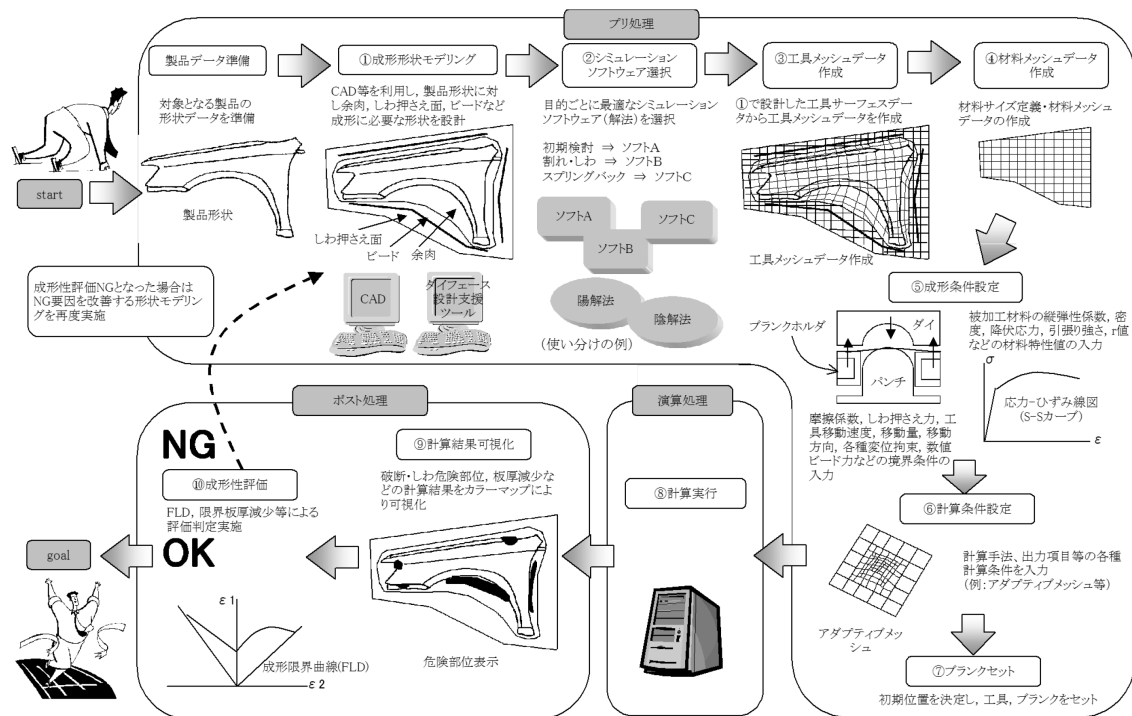


Fig. 1-5 Basic procedure of a press-forming simulation [5].

Table 1-1 Methods of solving for plastic forming analysis.

解放	動的陽解法 (Dynamic Explicit)	静的陽解法 (Static Explicit)	静的陰解法 (Static Implicit)		
時間増分	増分解法			大増分解法	1ステップ解法
解くべき方程式	節点毎の運動方程式	力のつりあい式 (全体剛性マトリクス)		(節点自由度小)	逆解法
解の収束性	安定	安定	問題あり	(安定)	安定
計算速度	速い	遅い	やや遅い	速い	特に速い
時間増分	極小	小	大	かなり大	1ステップ
しわ	○	○	○	△	△
スプリングバック	△	△	(○)	△	×
適用時の課題	精度の保証なし	計算時間:長	収束性:劣	非線形問題の精度低下	精度:劣

### 1.2.3 破断限界予測理論

1.1節で述べたように、成形限界は①破断に関する問題、②面形状精度に関する問題、③寸法精度に関する問題、に分類される。②および③は、基本的に材料の変形の延長として生じるため、成形解析において負荷除荷過程における変形状態および変形履歴を正確に表現することができれば成形不良となり得るかを予測することは可能である。一方、①は材料が分離する現象であるため、変形とは全く別物であり、連続体力学である成形解析で直接表現することは本質的には不可能である。成形解析を用いて破断を予測する場合、応力とひずみの状態や、その状態に至るまでの変形履歴から破断が発生し得るかを判断しなければならない。予め実験的に得た材料の破断限界を用いる方法は今日においても頻繁に用いられる[34][35]。特に板材成形では、Fig. 1-6 に示すような、破断部の面内のひずみ状態をひずみ空間にプロットした成形限界ひずみ曲線(Forming limit diagram, FLD)を用いることが多い。しかし、多種多様な金属材料の種々の変形状態における破断限界を全て得ることは不可能である。そのため、基本的な材料特性から破断限界を予測する理論が数多く提案されている。

板材成形では破断の前兆現象として局部くびれが生じ、これを破断限界とみなしても実用上差し支えない場合が多い。くびれは、それまで継続していた比較的一様性の高い変形状態から狭い領域に変形が集中する、変形場の分岐現象である[36]。したがって、その発生限界は力学的に導出することが可能である。そのため板材成形では、この分岐現象を対象とした破断予測理論が主流となっている。1952年に提案された Hill の局所くびれ理論[37]は板材の事実上の破断限界を与えるが、張出し領域で解が存在しない欠点がある。1967年に Marciniak ら[38]は、仮想的な初期不正を有するくびれ帯を仮定することで、張出し領域へも適用可能な M-K 理論を提案した。この理論は取り扱いが容易であるため今日においてもよく用いられるが、初期不正の与え方によって結果が変化することが欠点である。1975年に提案された Stören-Rice の局所くびれ理論[39]は、Hill の局所くびれ理論において変形に関する制限を緩和し、後述する Hecker の変形論の増分形を用いることで欠点を克服した。また、1999年に伊藤ら[40]は、バルク材の破断限界としてみなされることの多いせん断帯を対象にした3次元局所分岐理論を提案している。これにせん断帯のへき開不安定限界を加えることで、すべての塑性加工過程における最終破壊発生の予測理論としている。

成形解析の結果は、材料の変形挙動を記述する弾塑性構成式や工具と材料の摩擦則などの物理モデルによる影響を大きく受ける。また、破断限界予測理論も弾塑性構成式に基づいて破断限界を決定する。このように、成形不良予測を目的とした板材成形シミュレーションにおける弾塑性構成式の役割は大きい。

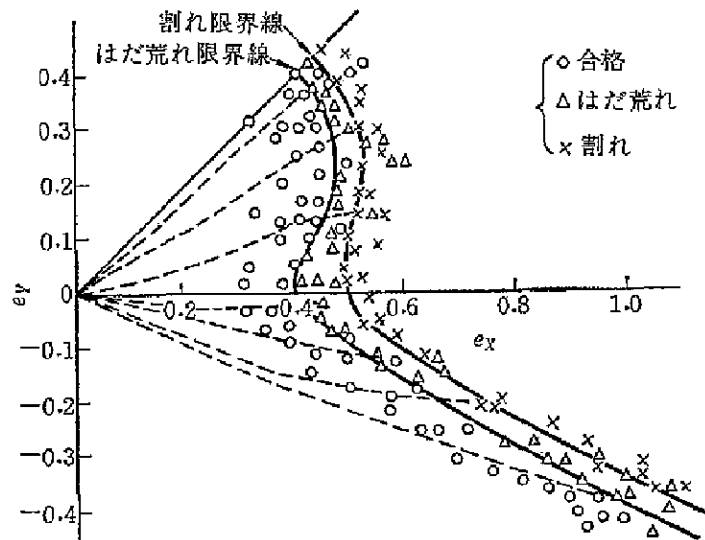


Fig. 1-6 Critical-curve for surface roughness and fracture from equibiaxial stress to uniaxial stress (experimental) [34].

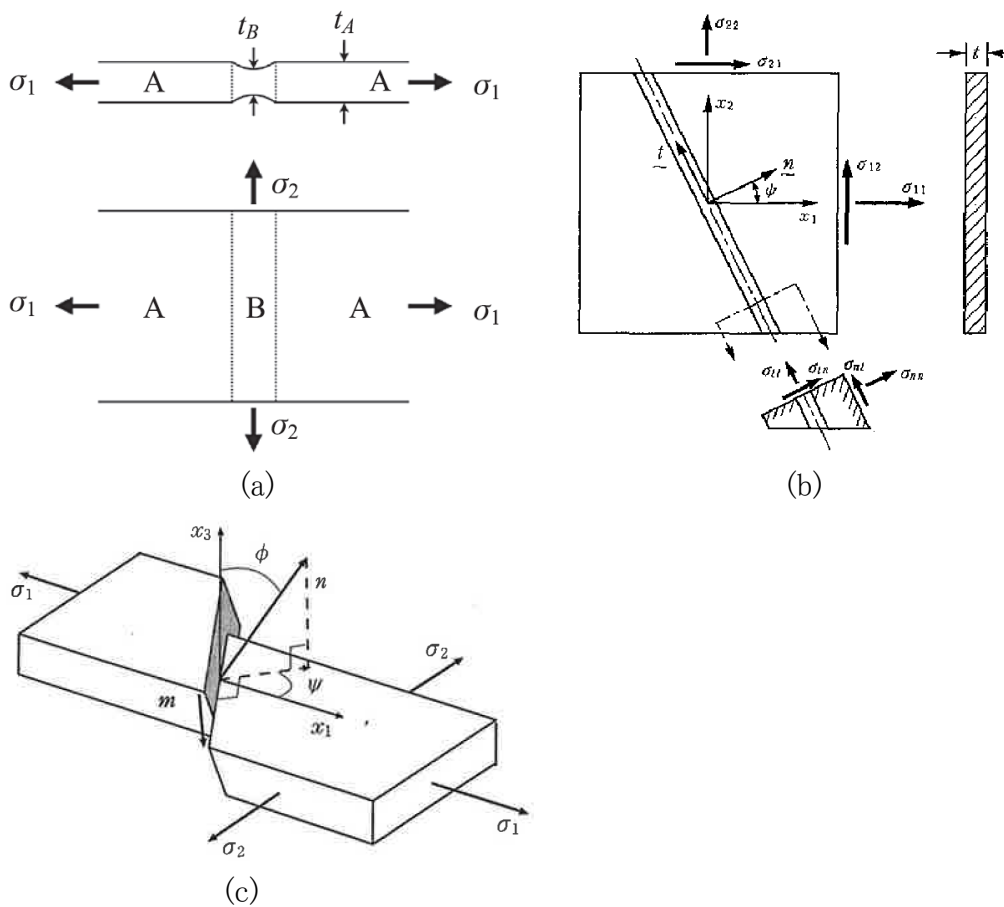


Fig. 1-7 Schematic representations of prediction theories for forming limit: (a) M-K theory [38], (b) S-R theory [39], and (c) 3-D local bifurcation theory [40].

## 1.3 現象論に基づく塑性構成式

### 1.3.1 塑性力学

塑性加工プロセス全般における製品開発期間の短縮と低コスト化, また成形品の性能評価などのために有限要素法を用いた成形解析が盛んに利用されるようになっていく. 高精度な予測結果を得るためには, 成形条件や加工環境, 材料の変形特性を正確に把握することが欠かせない. また, 解析結果を用いて, 不良現象を回避するための対策を講じることも求められる. さらに, 目的とする加工に適した材料や幾何形状の効率的な選択手法も必要である. これらは「塑性力学」をベースにするか, 塑性力学そのものの利用技術である[41].

塑性力学は, 一様な組合せ応力状態にある塑性体の巨視的現象を扱う. その課題は, 実用上十分な精度で実験結果と一致する応力-ひずみ関係式を得ることと, 永久変形を受けた物体内の応力とひずみの不均一分布を計算する数学的技術を展開することである. すなわち, 材料の塑性変形特性を数式表現する塑性構成式がその基底にある. 金属の弾性的・塑性的特性と結晶構造や結合力との関係は「金属塑性学(金属物理)」や「結晶塑性力学」の取り扱う問題である. また, 加工技術に関する学問は「塑性加工学」や「塑性工学」である. これらは「塑性学」に含まれる.

### 1.3.2 現象論に基づく塑性構成式の基礎

現在の成形解析において広く用いられている現象論に基づく塑性構成式は, 「降伏条件」, 「加工硬化則」および「流れ則」によって構成される. これらの基礎理論は構築される過程で次の実験事実を前提としている. ①塑性変形は変形履歴によって累積し, 応力とひずみには一対一の対応関係が成立しない, ②材料の降伏および加工硬化は応力の静水圧成分の影響を受けない. さらに, 理想塑性体[42]を仮定している. 理想塑性体は, 時間的現象(粘性, 時効など), 熱的現象(回復, クリープなど)および寸法効果が生じないものとする. また, 微視的尺度における不均一性に基づく現象(Bauschinger 効果, 交差効果, 除荷再負荷におけるヒステリシス応答など)も無視できるものとする. さらに, 後述する降伏曲面の塑性変形の進展にともなう形状変化(異方硬化)も考慮しない. 以下に, これらの仮定を前提として構築された, 降伏条件, 加工硬化則および流れ則の基礎理論をレビューする.

## (a) 降伏条件

降伏条件は、任意の応力比において材料が降伏するかしないかを判定するための条件式である。金属材料の降伏現象は常に明確に生じるとは限らないが、塑性力学解析においては理想化し、ある条件が満たされたとき突然生じるものとする。実験事実①と②に基づくと、降伏は偏差応力  $\sigma'_{ij}$  (応力テンソルの各成分から平均垂直応力を差し引いた応力の成分) のみに依存することになり、次のように表記される。

$$f(\sigma'_{xx}, \sigma'_{yy}, \sigma'_{zz}, \sigma'_{xy}, \sigma'_{yz}, \sigma'_{zx}) = 0 \quad (1-1)$$

$f$  は「降伏関数」と呼ばれ、 $f$  によって応力空間上に描かれる曲面を「降伏曲面」と呼ぶ。塑性変形中は常に降伏条件を満足し続ける状態となるので、 $f = 0$  であり続けなければならない。この条件は「整合条件」と呼ばれている。また、特性が方向や変形履歴に依存しない等方性材料を仮定したとき、降伏条件は観測者の都合で定められた座標系には依存しないため、降伏条件は次のように記述できる。

$$f(J'_2, J'_3) = 0 \quad (1-2)$$

ここで、 $J'_2$  および  $J'_3$  は主応力を用いて表現した偏差応力テンソルの不変量であり、次数の低い方から 2 つ目 (第 2 不変量) と 3 つ目 (第 3 不変量) である。

1864 年に Tresca[43] は長期間に渡る実験から、「金属材料は最大せん断応力  $\tau_{\max}$  が材料固有の臨界値に達したときに降伏する」との結論を導き出した。これを、Tresca の降伏条件式 (最大せん断応力説) と呼ぶ。主応力の大きさの順序を  $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$  とすると、次式で表される。なお、この条件は  $J'_2$  および  $J'_3$  を用いて書くことも可能である。

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = C \quad (1-3)$$

$C$  は材料固有の値 (材料定数) である。 $f < C$  ならば材料は弾性状態にあり、 $f = C$  に達した瞬間に材料は降伏する。例えば、単軸引張応力が  $Y$  のとき、Tresca の降伏条件式は次式で与えられる。

$$\sigma_1 - \sigma_3 = Y \quad (1-4)$$

1913 年に Mises[44] は、「 $J'_2$  がある臨界値に達したときに降伏する (降伏条件は  $J'_3$  を含まない)」との仮説を提案した。これを Mises の降伏条件式と呼ぶ。

$$\tau_1^2 + \tau_2^2 + \tau_3^2 = \frac{1}{4} \{ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \} = C \quad (1-5)$$



例えば、単軸引張応力が  $Y$  のとき、Mises の降伏条件式は次式で与えられる。

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2Y^2 \quad (1-6)$$

その後、1924 年に Hencky[45]は、Mises の降伏条件式は「物体の形状変化に関与する単位体積当たりの弾性ひずみエネルギー（せん断弾性ひずみエネルギー）が材料固有の臨界値に達したときに降伏が始まる」と物理的に解釈できることを示した。したがって、本条件式はせん断ひずみエネルギー説とも呼ばれる。

上述した降伏条件を図示すると Fig. 1-8 および Fig. 1-9 のようになる。これらは等方性材料を仮定したが、一般の工業用金属材料は降伏応力が応力軸の取り方によって異なる場合がある。これを「強度異方性」と呼ぶ。強度異方性を表現するための降伏条件式については後述する。

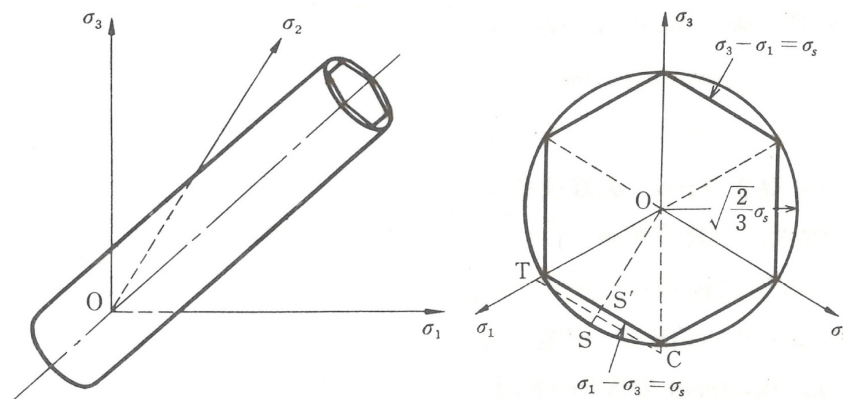


Fig. 1-8 Yield surface of Tresca and Mises in 3-dimension principal stress space [46].

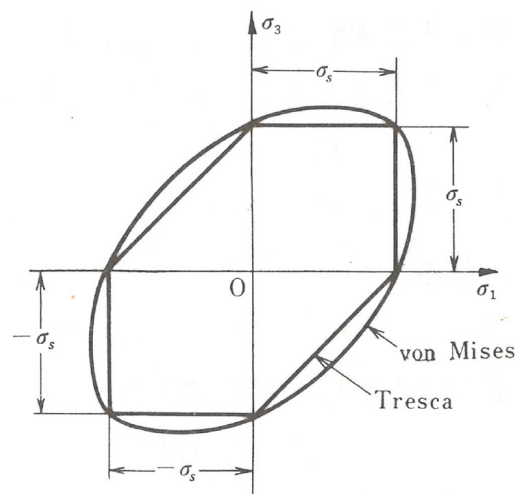


Fig. 1-9 Yield surface of Tresca and Mises in plane stress problem [46].

## (b) 加工硬化則

加工硬化則は、材料に与えられた塑性変形とそれともなう降伏応力の上昇を関係づける法則である。塑性変形の大きさを表すスカラー量である相当塑性ひずみ  $\bar{\varepsilon}^p$  と相当応力  $\bar{\sigma}$  を用いて、一般的には次のように表記される。

$$\bar{\sigma} = H(\bar{\varepsilon}^p) \quad (1-7)$$

一般的に金属材料の降伏応力(塑性流動応力)は塑性変形の進展(ひずみの増加)ともなう上昇する。しかし、塑性流動応力の大きさは変形形態や変形履歴によって変化する。そのため、材料に与えられた塑性変形量の大きさを、物理量を用いて定量的に評価し、その物理量を用いて塑性流動応力の上昇の法則を表現する必要がある。任意の変形形態および変形履歴で塑性変形する金属材料の塑性流動応力の上昇を定式するために、相当応力  $\bar{\sigma}$  と相当塑性ひずみ  $\bar{\varepsilon}^p$  の概念が考案された。また、現象論に基づく塑性力学では「材料の加工硬化量は、材料に加えられた仕事によって一義的に決まる」と仮定する。つまり、相当応力と相当塑性ひずみを関係づける物理量として、材料が塑性変形する際に消費された単位体積当たりの塑性仕事増分を用いる。この仮説は「塑性仕事等価説」と呼ばれている。

相当応力は塑性変形の進展ともなう変化する降伏応力であるため、降伏関数によって決まる。

$$\bar{\sigma} = f(\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \sigma_{xy}, \sigma_{yz}, \sigma_{zx}) \quad (1-8)$$

相当応力は相当塑性ひずみとの関係性さえ明らかになれば良いので、その絶対値自体に意味はない。材料どうしの変形特性を比較するために単軸引張試験が用いられることが多いため、相当応力を単軸引張応力に合わせるのが一般的である。材料が Mises の降伏条件式に従い、単軸引張りの応力状態  $\sigma_1 \neq 0, \sigma_2 = \sigma_3 = 0$  のとき、 $\bar{\sigma} = \sigma_1$  となるよう係数を求めると、相当応力は次のように記述できる。

$$\begin{aligned} \bar{\sigma} &= \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 + \sigma_2)^2 + (\sigma_2 + \sigma_3)^2 + (\sigma_3 + \sigma_1)^2} \\ &= \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} + \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} + \sigma_{xx})^2 + 6(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2)} \end{aligned} \quad (1-9)$$

次に、上述した塑性仕事等価説に基づくと相当塑性ひずみは次式で定義される。

$$\bar{\varepsilon}^p = \int d\bar{\varepsilon}^p \quad (1-10)$$

$$d\bar{\varepsilon}^p = \frac{dw^p}{\bar{\sigma}} \quad (1-11)$$

ここで、 $d\bar{\varepsilon}^p$ は相当塑性ひずみ増分、 $dw^p$ は塑性仕事増分である。相当塑性ひずみが相当塑性ひずみ増分の積算で表現されているのは、実験事実①に基づいているためである。すなわち、塑性変形は変形履歴によって変化するため、最終的な変形状態に至るまでの履歴を小さな変形の積み重ねとみなし、加算し続けなければならないためである。

式(1-9)と式(1-11)から Mises の降伏条件式に従う材料の相当塑性ひずみ増分は次のように記述できる。

$$\begin{aligned} d\bar{\varepsilon}^p &= \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{(d\varepsilon_1^p)^2 + (d\varepsilon_2^p)^2 + (d\varepsilon_3^p)^2} \\ &= \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{(d\varepsilon_{xx}^p - d\varepsilon_{yy}^p)^2 + (d\varepsilon_{yy}^p - d\varepsilon_{zz}^p)^2 + (d\varepsilon_{zz}^p - d\varepsilon_{xx}^p)^2} \\ &\quad + 6\{(d\varepsilon_{xy}^p)^2 + (d\varepsilon_{yz}^p)^2 + (d\varepsilon_{zx}^p)^2\} \end{aligned} \quad (1-12)$$

式(1-8)に示すように、相当応力の定義式は採用される降伏関数によって異なる。そのため、相当塑性ひずみ増分の定義式も降伏関数によって変化する。

上述したように、単軸引張試験の応力-ひずみ曲線と一致させることが可能であるため、加工硬化式  $H$  には応力-ひずみ曲線を表現するために考案された数式モデルをそのまま適用するケースが多い (Fig. 1-10)。

加工硬化を考慮した応力-ひずみ曲線の数式モデルとして、初等解析や材料特性評価に多く用いられるのは、次式で示す Hollomon の  $n$  乗硬化式[47]である。

$$\sigma = C\varepsilon^n \quad (1-13)$$

ここで  $\sigma$  は真応力、 $\varepsilon$  は全ひずみである。  $C$  は流動応力の大きさを表し、塑性係数と呼ばれる。  $n$  は加工硬化の程度を表し、加工硬化指数もしくは  $n$  値と呼ばれる。  $n$  値が大きいほどひずみの増加にともなう塑性流動応力の増加率が大きくなり、変形中のひずみはより均一になる。くびれ発生限界が向上し、特に張出し性が良くなる。しわや面ひずみのような形状不良の発生にも影響をおよぼし、低ひずみ領域の  $n$  値が大きいほど形状性は向上する。通常の金属材料では  $0 < n < 1$  である。本式において体積一定則を仮定すると、荷重が最大となるときの真ひずみと  $n$  値が一致することが知られている[48]。

弾性域と塑性域を厳密に区別する必要のある有限要素法を用いた成形解析などの数式モデルとして多く用いられるのは次式で示す Swift の  $n$  乗硬化式[49]である。

$$\sigma = C(\varepsilon^p + \varepsilon_0)^n \quad (1-14)$$

ここで、 $\varepsilon^p$  は塑性ひずみである。  $C$  ,  $\varepsilon_0$  ,  $n$  は材料定数である。  $C$  と  $n$  の物理的意味は Hollomon の  $n$  乗硬化式と変わらないが、値が一致することは無いので区別する必要がある。

アルミニウムなどの材料では、ひずみの増加にともない  $n$  値が減少する傾向がある。このような材料では、次式で示す Voce の式[50]が応力-ひずみ曲線を精度よく表現できる場合が多い。

$$\sigma = a + (b - a)\{1 - \exp(-c\varepsilon^p)\} \quad (1-15)$$

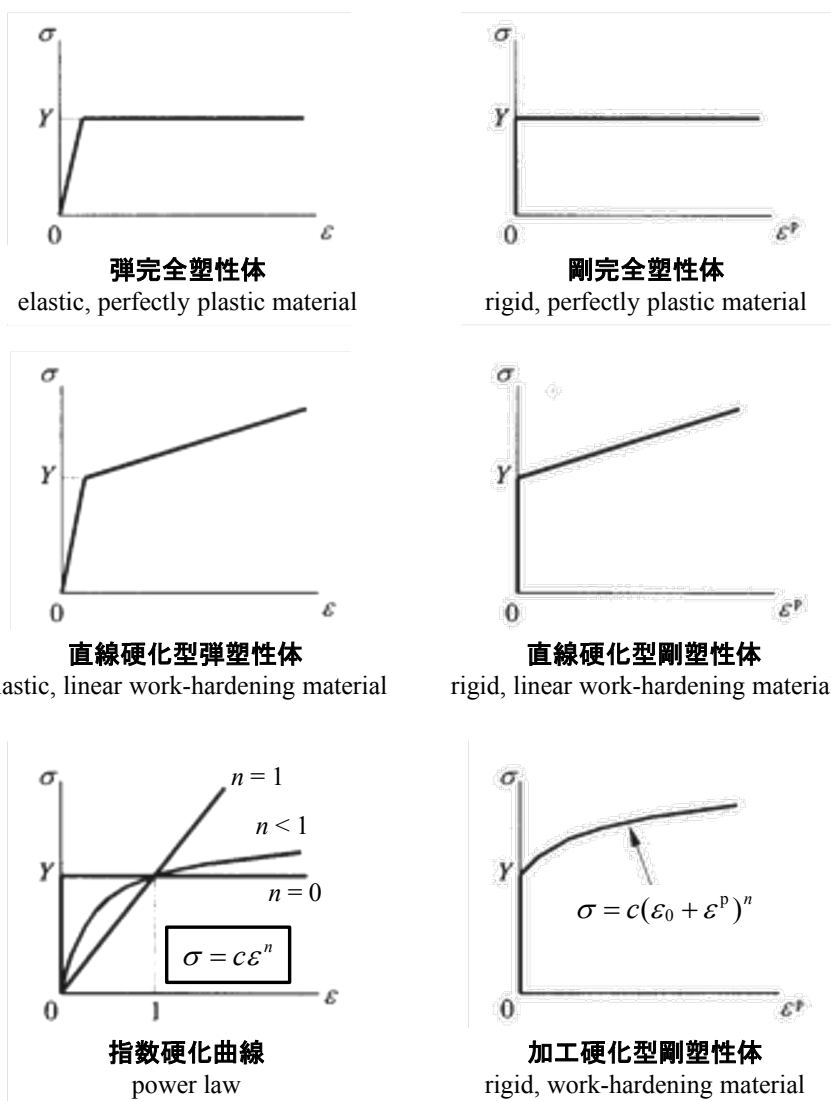


Fig. 1-10 Equation models to reproduce stress-strain curve.

## (c) 流れ則

上述した加工硬化則は、相当塑性ひずみと相当応力を用いて塑性変形の大きさと降伏応力の上昇の関係性を規定する。流れ則は、その塑性変形の内訳（塑性ひずみ増分の比）を決定する。加工硬化則と同様に実験事実①に基づき増分の形式となる。このような考え方は「ひずみ増分理論」と呼ばれる。

1870年に Saint-Venant[51]は「ひずみ増分の主軸が応力的主軸と一致する（共軸性）」との仮説を提唱した。さらに、Levy(1871)[52]と Mises(1913)[53]はそれぞれ独立に「ひずみ増分は偏差応力およびせん断応力に比例する」との説を提案した。Levy-Miese の式は全ひずみ増分を用いているが、弾性と塑性を分けて考える必要があるとして、Prandtl(1924)[54]と Ruess(1930)[55]によって拡張され、次式が示された。

$$d\varepsilon_{ij}^p = \sigma'_{ij} d\lambda \quad (1-16)$$

ここで、 $d\lambda$  は材料の加工硬化特性から定まる正の比例係数であり、一般に塑性変形の進展とともに変化する。この式は、「次に生じるひずみ増分を表すベクトルを応力空間に表示した場合、その方向は現在の応力点から伸びる降伏曲面の法線方向と一致する（法線則）」ことを意味し、次式のようにも書ける。

$$d\varepsilon_{ij}^p = \lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}, \quad \lambda \geq 0 \quad (1-17)$$

この式に Mises の降伏条件式を適用すると次式が得られる。

$$d\varepsilon_{ij}^p = \frac{3\sigma'_{ij} d\bar{\sigma}}{2\bar{\sigma}H'} \quad (1-18)$$

ここで、 $H'$  は相当応力－相当塑性ひずみ曲線の勾配である。この式は Prandtl-Ruess の式と呼ばれる。

1938年に Melan[56]は、降伏条件における”負荷”，”除荷”および”中立”を満たす条件を再考し、塑性ひずみ増分に次式を用いた。

$$d\varepsilon_{ij}^p = \lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}}, \quad \lambda \geq 0 \quad (1-19)$$

ここで、 $g$  は降伏関数と同様の性質を有するスカラー関数であり、「塑性ポテンシャル」と呼ばれている。この式は、塑性ひずみ増分ベクトルの決定に塑性ポテンシャル関数を用いている。Prandtlと Ruess が提案した式(1-17)において降伏関数と流れ則の間にあった密接な関係を、塑性ポテンシャルの導入によって緩和したものであり、より一般的な流れ則の表現と考えられる。

Prandtl と Ruess が提案した式(1-17)は Melan の用いた式において塑性ポテンシヤ

ル関数  $g =$  降伏関数  $f$  としており, この関係が成立する流れ側は「関連流れ則」と呼ばれている (Fig. 1-11). また, 式(1-18)は降伏関数とポテンシャル関数に  $J_2$  のみを使用していることから「J2 Flow rule ( $J_2$  流れ理論, J2F)」と呼ばれている. この式を行列形式に表現し, 要素の有限回転を考慮した流れ則が, 増分形式の弾塑性構成式として現在の成形解析に広く用いられている[57].

一般の工業用金属材料は塑性ひずみ増分ベクトルの方向が応力軸の取り方によって異なる場合がある. 典型的な例として, 板材の単軸引張試験において板幅方向と板厚方向の塑性ひずみ比 ( $r$  値) が  $r \neq 1$  となることが挙げられる. これを「変形異方性」と呼ぶ. 変形異方性はポテンシャル関数によって表現できる. 関連流れ側では強度異方性を表現する降伏関数が変形異方性の表現も担う.

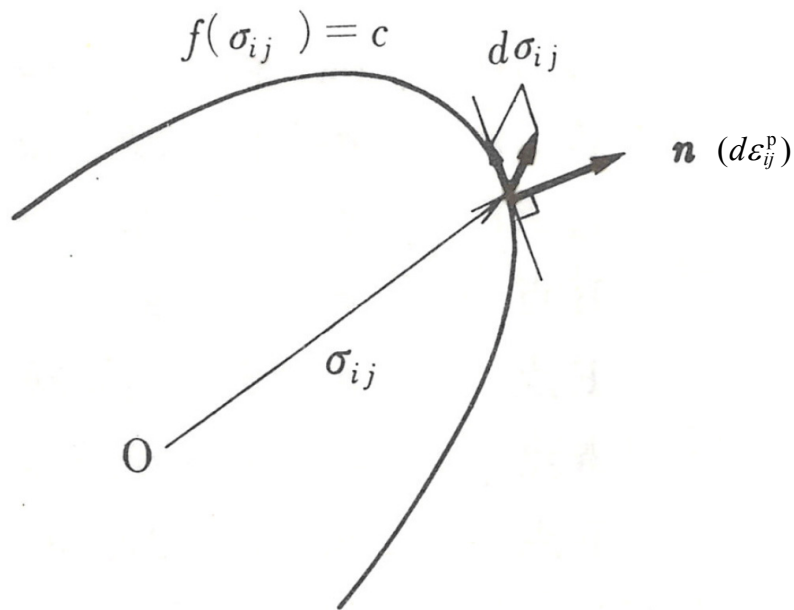


Fig. 1-11 Schematic representation of the associated flow rule [46].

## (d) その他の塑性構成式

1924年にHencky[45]は、全ひずみと偏差応力を直接関連づける「全ひずみ理論」を提案した。全ひずみ理論に従えば、ひずみの最終状態は応力の最終状態で決まることになる。したがって、実験事実①に反することになり、その有用性には限界がある。比例負荷に限定するとひずみ増分理論と一致する。全ひずみ理論をベースとした塑性構成式を用いる成形解析としては「ワンステップ法」が代表的である。変形履歴を一切考慮しないため複雑な変形には対応できないが、増分法と比較して圧倒的に計算効率が良い。

1975年にRiceら[39]によってHenckyの全ひずみ理論の増分形が提案された。これは、板材の破断限界の理論的予測を目的とする尖点硬化則塑性構成式の一つとされる。Gotoh[58]や呉屋ら[59]によって提案されたものもこの種の構成式である。J2Fを含む多くの塑性理論では、法線則をベースとする塑性ポテンシャル理論を用いているため、降伏曲面が滑らかであることを前提として組み立てられている。これら理論では、分岐問題のように応力状態が急変する場合に、ひずみ増分が追従できない問題がある。尖点硬化則塑性構成式ではこのような問題は発生せず、板材のくびれなどの不安定な変形モードの予測精度向上に活用されている。

その他の塑性構成式としては、微小ボイドの成長を考慮した圧縮性塑性構成式が考案されている[60][61]。これは、多孔質金属材料の塑性加工解析に用いられる。圧縮性塑性構成式は非法線則に相当することが示されている[62]。

## 1.4 塑性構成式の表現精度向上に関する従来研究

現象論に基づく塑性構成式の構築, 拡張および高精度化においては, 緻密な実験による塑性現象の観測と, 丁寧な理論検証が必要不可欠である. そのため, 塑性力学の進歩とともに, 多くの優れた実験が行われてきた[63][64].

以下に, まず, 基礎塑性構成式の構築において仮定された理想塑性体の枠組みでの従来研究をレビューする. そして, その枠組みを拡張する形で提案されている新たなモデル化の試みを取り上げる. なお, レビューの方向性としては, 鉄鋼および薄板材料の室温における準静的な塑性変形挙動を基本とし, 時間的現象(粘性, 時効, 速度効果など)および熱的現象(回復, クリープなど)は含まないものとする.

### 1.4.1 降伏関数に関する従来研究

材料の降伏条件(降伏曲面の形状)を観測するためには, 材料に任意かつ均一な多軸応力状態を発生させ, 応力とひずみを精度よく測定することができる試験法が必要である. 板材に用いられる代表的な試験法としては, ブロック状試験片を用いた二軸圧縮試験, 十字形試験片を用いた二軸引張試験(引張-圧縮混合負荷試験), および円管状試験片を用いた軸力-内圧-ねじり複合試験がある(Fig. 1-12).

ブロック状試験片を用いた二軸圧縮試験[65]では, 試験片の3方向から任意の二軸圧縮荷重を負荷することで種々の二軸圧縮応力状態を発生させる. 主応力空間上の全ての応力状態を発生させることができる. 板材に適用する場合は, 座屈を抑制するために接着積層した試験片を用いる. ただし, 工具と試験片の間に生じる摩擦抵抗を考慮しなければならない.

二軸引張試験は, 十字形の試験片の直交する2組の腕部に任意の引張荷重を負荷することで, 試験片中央部に任意の二軸引張応力状態(平面応力問題における応力平面の第1象限内の応力状態)を発生させる. 試験片の板厚が一樣な場合, 破断は腕部で生じるため中央部に与えることのできるひずみ量は腕部の強度に大きく依存する. また, 腕部の接続が中央部の応力状態の不均一を招く原因となるため, 種々の試験片形状が提案されている[66]-[71]. 桑原ら[72]が提案したスリット付き十字形試験片は, スリット幅の拡大によって中央部の応力分布におよぼす腕部の影響を抑制している. ひずみゲージ貼付部の応力と腕部の荷重から算定される応力の誤差が2%以下であることが示されており[73][74], ISO規格に採用されている[75]. また, スリット付き十字形試験片の1組の腕を切除し圧縮荷重を負荷することで, 応力平面の第2および第4象限内の二軸応力状態を発生させる引張-圧縮混合負荷試験法も提案している[76].



軸力-内圧-ねじり複合試験は、円管状試験片に軸力、内圧およびねじりトルクを同時に負荷し、試験片の軸方向中央部に任意の多軸応力状態を発生させる[77]-[79]。円管状試験片を用いることで、破断が生じるまでの塑性変形挙動を測定することができる。板材に適用する場合は、管状に成形し突き合わせ溶接することで円管状試験片を製作する。この場合、円管状に成形する際に受ける成形ひずみを考慮する必要がある。

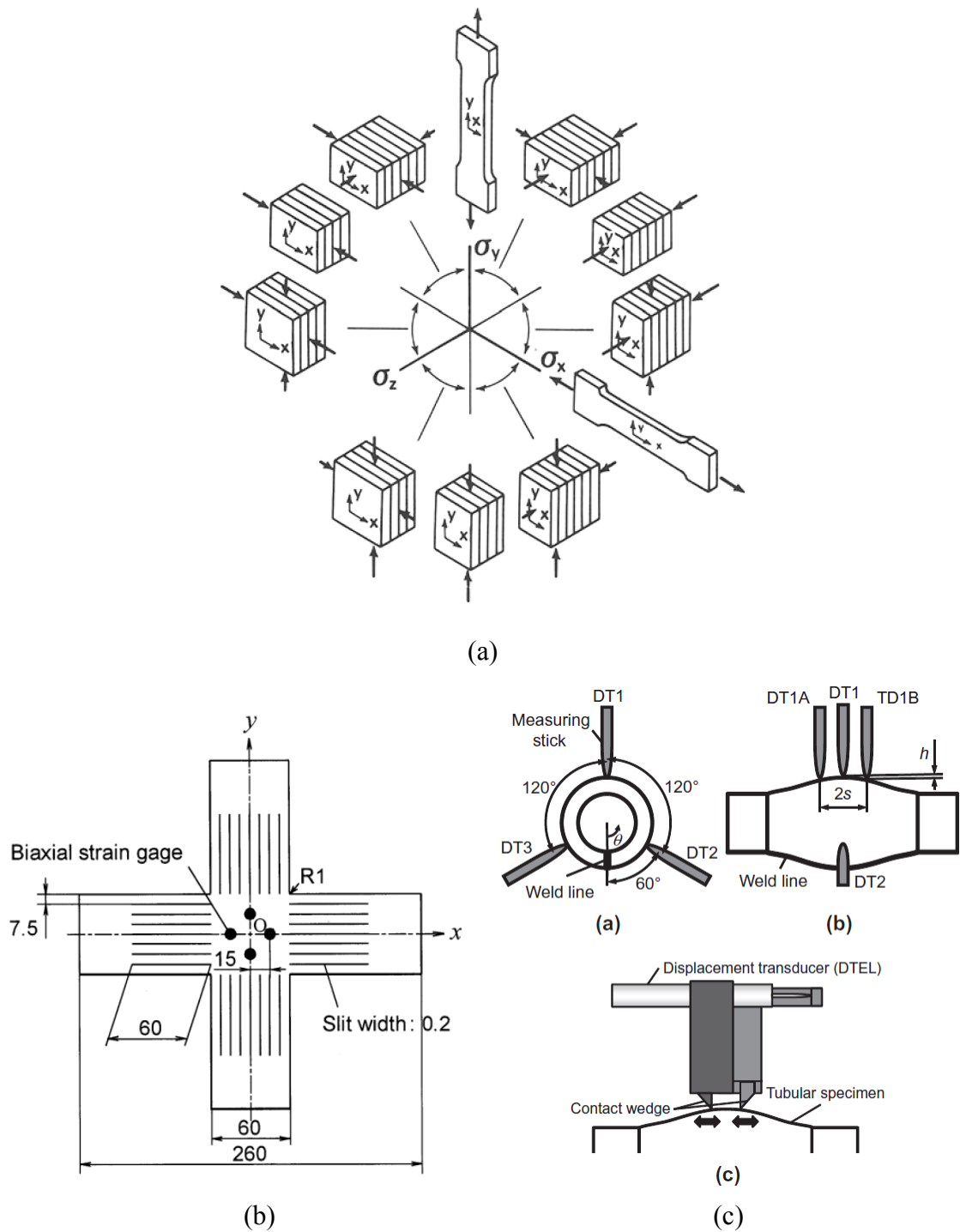
これら実験より得られた材料特性を成形解析に用いるためには、降伏関数として定式化する必要がある。材料の降伏挙動が等方性を示す場合、1.3.2 節(a)で述べた Mises の降伏関数[44]が用いられる。材料の降伏挙動が異方性を示す場合、異方性降伏関数が用いられる。現象論に基づく異方性降伏関数は、異方性パラメータを導入し、関数としての表現自由度を上げることによって異方性を表現している。各異方性パラメータは降伏曲面の測定結果に合うよう決定する。これまで提案された異方性降伏関数は、①多項式型、②線形変換型、③曲線補間型の 3 タイプに大別される (Fig. 1-13)。

多項式型の異方性降伏関数として、最も基本的なものは Hill の 2 次降伏関数[80]であり、Mises の降伏関数の各項に  $F, G, H, N, L, M$  からなる定数の異方性パラメータを有する。また、Hill 自身が改良したモデル[81]-[83]、Gotoh の 4 次関数[84][85]、Soare ら[86]および Yoshida ら[87]による 6 次関数などが提案されている。多項式型は、異方性パラメータが陽に求まることや、プログラミングが容易なことが利点である。一方で、安定条件を満たすための降伏曲面の凸面性が保証されないことや、高次化にともないパラメータの数が増加し材料試験水準が多くなる欠点がある。

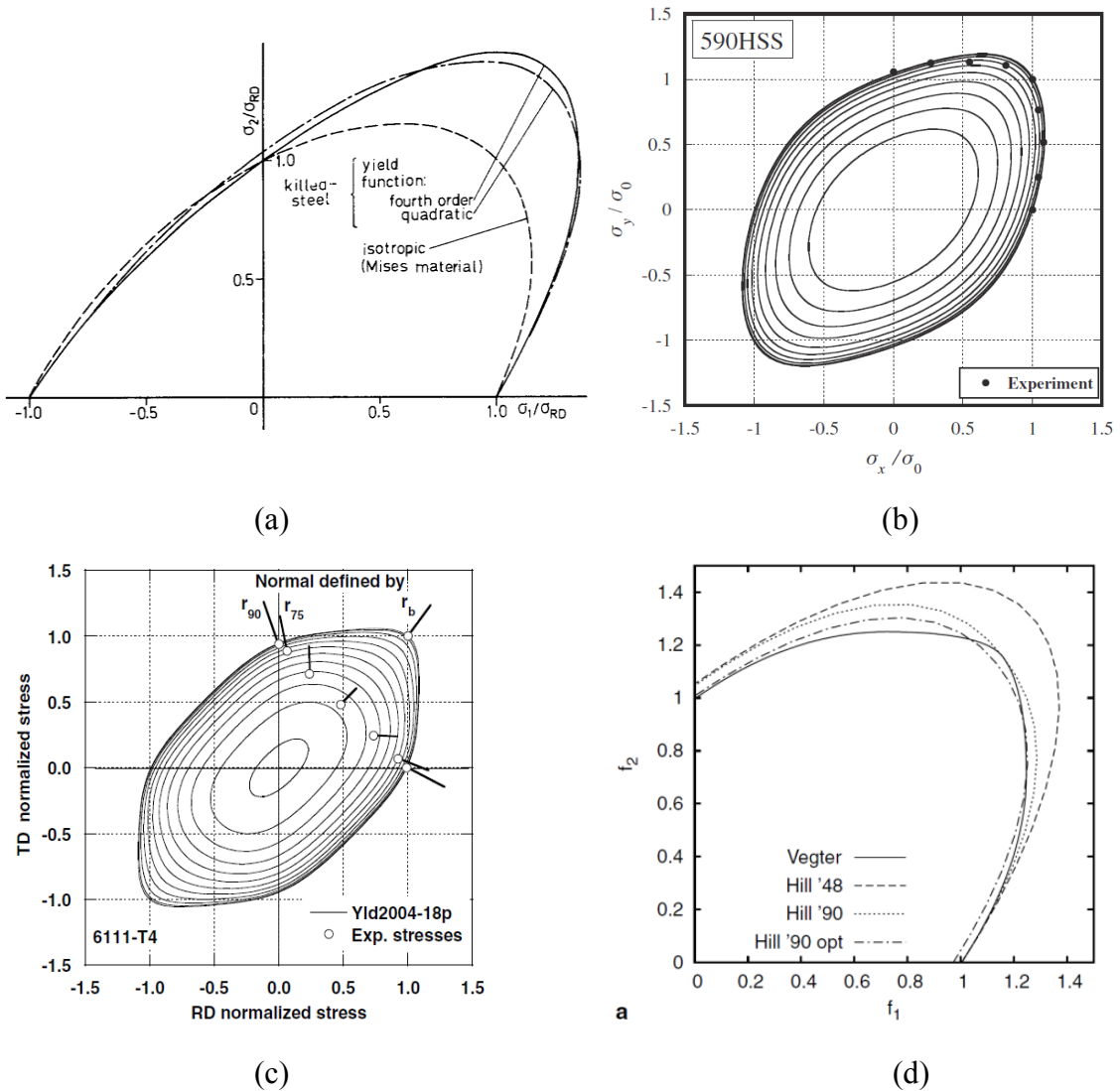
線形変換型の異方性降伏関数は、1954 年に提案された Herchev[88]の応力成分の差分を  $n$  乗するアイデアを発展させたものである。Hosford[89]は、主応力成分の差を  $n$  乗した後に異方性係数を作用させて異方性を表現した。しかし、この方法ではせん断応力成分を含む場合計算ができない。Balart ら[90][91]および Banabic ら[92]は異方性テンソルによって線形変換された応力成分の主値を用いることでせん断応力成分を含む場合も計算可能な関数を提案した。線形変換型は、降伏曲面の凸面性が保証されていることや、次数に自由度があることが利点である。一方で、異方性パラメータの算出に収束計算が必要なことが欠点である。

曲線補間型の異方性降伏関数は、実験点を滑らかな曲線で繋ぐものである[93]。降伏曲面の表現の自由度は高いが、凸面性が保証されておらず、表現精度を確保するためには多くの実験が必要となる。

このように、異方性降伏関数は多くの研究によって種々の高精度なモデルが提案されており、現在の生産現場における成形シミュレーションにおいて実用化されている。



**Fig. 1-12** Schematic representation of multi-axial stress tests: (a) Layered specimen for compression method [65], (b) Cross-shaped specimen with slits [72], (c) Multi-axial tube expansion testing [79].



**Fig. 1-13** Theoretical unisotropic yield loci: (a) Gotoh's biquadratic yield function [84], (b) Yoshida's 6th order yield function [87], (c) Barlat's higher-order yield function [91], (d) Hill 48'[80], Hill 90'[82] and Bézier curve (Vegter) [93].

### 1.4.2 加工硬化則に関する従来研究

理想塑性体を仮定した場合、加工硬化則は相当応力と相当塑性ひずみの関係、すなわち比例負荷における応力-ひずみ曲線をいかに正確に測定し、その挙動をいかに高精度に表現するかが問われる。代表的な試験法としては、単軸引張試験、液圧バルジ試験、単純せん断試験、円柱圧縮試験、がある(Fig. 1-14)。

単軸引張試験は最も基本的な材料評価試験であり、材料の機械的特性の評価などにも古くから広く用いられている。1824年に Gerstner はピアノ線に重りを吊るし荷重を負荷する形で単軸引張試験を行い、初めて金属材料の応力-ひずみ曲線を測定した[63]。このように、単軸引張試験は応力分布が均一な比例負荷の変形状態を容易に発生させることができる。一方で、引張試験結果は試験片の形状寸法によって変化する場合がある[94]。試験機に不具合が無いとすれば、測定部(伸び計の評点間)がチャック部に近すぎる、結晶粒に対して試験片が小さ過ぎるなどの要因によって測定部内に不均一な変形が生じてしまったと考えるのが自然である。そのため、実施者によらず再現性のある普遍的な結果が得られるよう、試験条件や材料特性値の算出方法が JIS や ISO に規定されている[16][17]。なお、単軸引張試験を用いた場合、加工硬化則として利用できるひずみ範囲は、巨視的なひずみおよび応力の分布が均一である一様伸びひずみまでである。これは材料の加工硬化能に依存する。

液圧バルジ試験は、板材をリング状の金型で拘束しながら片面に圧力を負荷し、ドーム状に張り出すことによって、頂点部に等二軸引張変形状態を発生させる。頂点部の応力は力のつり合いから、圧力、板厚、頂点部の曲率半径およびひずみ量から算出することができる。液圧バルジ試験法は 1920 年に Olsen[95]によって材料の張出し性を評価するための試験法として提案された。その後、Brown ら[96]、Mellor[97]、Bramely らなどによって試験片の変形挙動が詳細に測定され、Johnson ら[100]によって応力-ひずみ曲線を測定するための試験法として確立された。通常、等二軸引張変形は、単軸引張変形よりも大きなひずみ域まで材料に均一な変形を与えることが可能である。そのため、単軸引張試験の一様伸びひずみを超えるひずみ領域の応力-ひずみ曲線を得ることができる。一方、液圧バルジ試験片では応力およびひずみが半径方向に不均一に分布しているため、測定には細心の注意を払う必要がある。曲率およびひずみを測定する評点間距離は計測器の精度が許す限り小さい方が好ましく、試験片の直径は板厚に対して膜理論が適用できるほど十分大きい必要がある。また、材料が強い異方性を有する場合、曲率におよぼす影響は小さいが、ひずみ状態は等二軸引張状態ではないことが明らかにされている[98][99]。

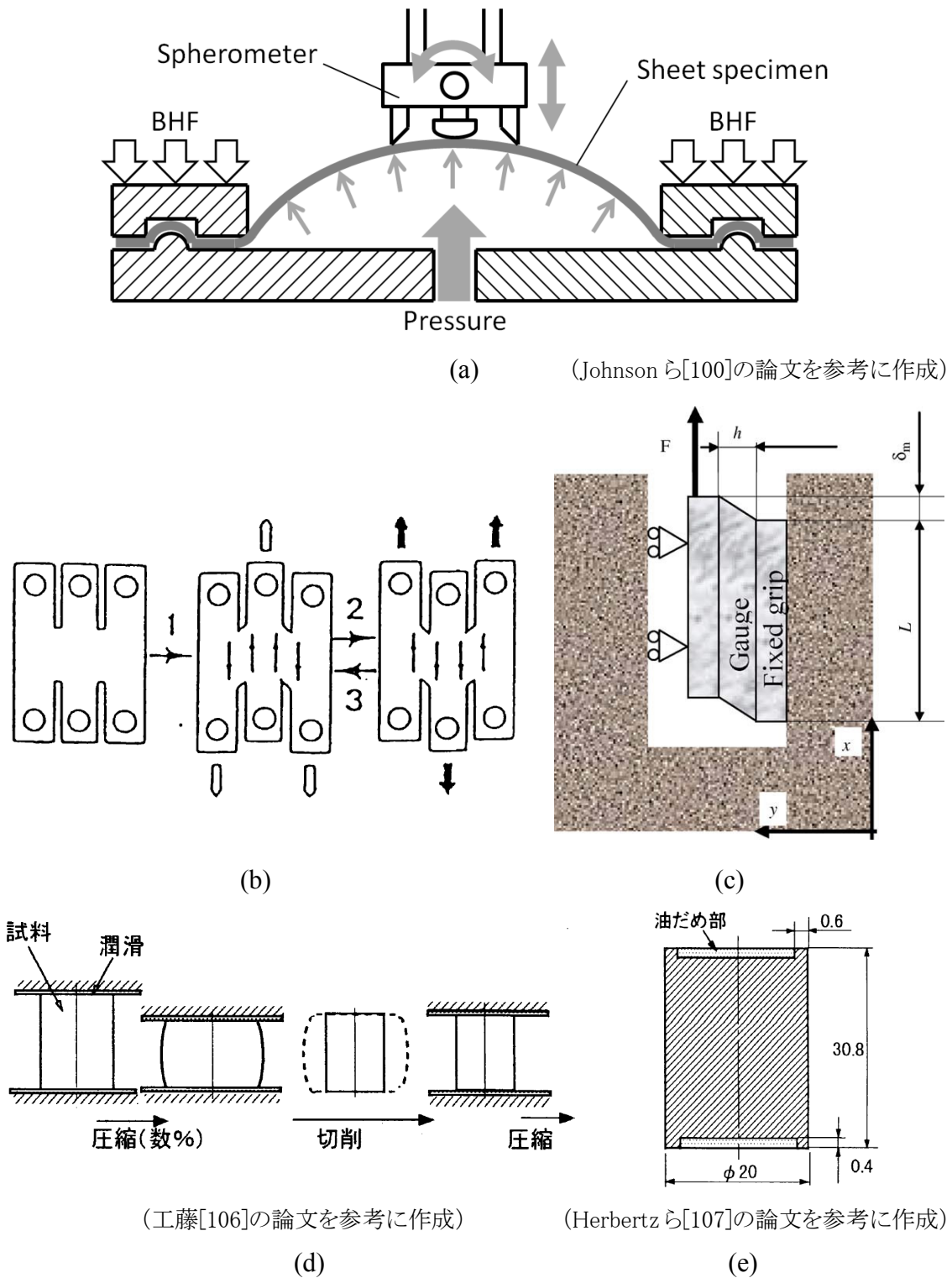
単純せん断試験は、板材の互いに平行な 1 組の断面に、方向が  $180^\circ$  逆となる荷重を負荷し、断面の間に単純せん断変形を発生させる。このとき、荷重が作用する断

面の距離は変化させない。応力は断面に作用させる荷重と断面積、ひずみは断面のずれ量より算出することができる。宮内[101]は、スリットを有する試験片を用いることで板材において安定した単純せん断変形を実現し、荷重も安定的に測定可能な試験法を開発した。1992年にGenevois[103]は、1983年にG'Shellら[102]がポリマー素材向けに開発した矩形試験片を用いる単純せん断試験機を金属板材に適用した。一般的な単純せん断変形の力学的考察は、単純せん断変形＝純粋せん断変形＋剛体回転と説明され、本質的には純粋せん断と全く同じ性質の変形として扱われることが多い。そのため、単純せん断変形では板厚変化が無く破断を生じない。したがって、単軸引張りや等二軸引張り(液圧バルジ)よりも大きなひずみ域までの応力－ひずみ曲線を測定できると考えられる。一方、Bouvierら[104]は有限要素法解析を用いて、単純せん断試験では試験片端部において不均一変形が生じ、この不均一変形が破断の起点となることや応力の測定誤差になることを報告している。また宮内[105]は、大変形において単純せん断変形と純粋せん断変形を同じ性質の変形とするには、いくつかの矛盾が生じることを示唆している。

円柱圧縮試験は、バルク材を対象に広く用いられている試験法である。円柱状試験片の平面に圧縮荷重を負荷し圧縮変形を発生させる。試験片のバルジング(樽状変形)による変形の不均一化を抑制するために、繰り返し潤滑圧縮[106]や試験片と工具の間に油だめを設ける方法[107][108]などが提案されている。圧縮変形は破断を生じないため相当ひずみで1.0を超えるひずみ域まで応力－ひずみ曲線を測定することが可能である。一方、板材に適用する場合、試験片が小さくなり所定の寸法を確保できないなどの課題がある。

これら実験より得られた材料特性を成形解析に用いるためには、加工硬化式として定式化する必要がある。代表的な加工硬化式としては、1909年のLudwikの式[109]、1948年のSwiftの式[49]、1952年のVoceの式[50]、1971年のLudwigsonの式[110]などが挙げられる。LudwikおよびSwiftの式はHollomon[47]の $n$ 乗硬化則と同様の性質を有しているが、弾性域と塑性域を厳密に区別した加工硬化式である。LudwigsonおよびVoceの式はアルミなどのfcc金属向けに考案されたものである。

現在の成形解析に用いられる相当応力－相当塑性ひずみ関係は、測定方法として圧倒的な効率の高さから単軸引張り試験が用いられ、そのひずみ範囲で実用上十分な表現精度が得られることからSwiftの式もしくはVoceの式が適用される場合が多い。しかし、実成形においては一様伸びひずみを超えるひずみ領域まで変形が進展する場合がある。そのため、板材に適用可能な高精度かつ測定可能ひずみ域の大きな評価法の確立と、そのひずみ域における加工硬化式の精度検証が必要である。



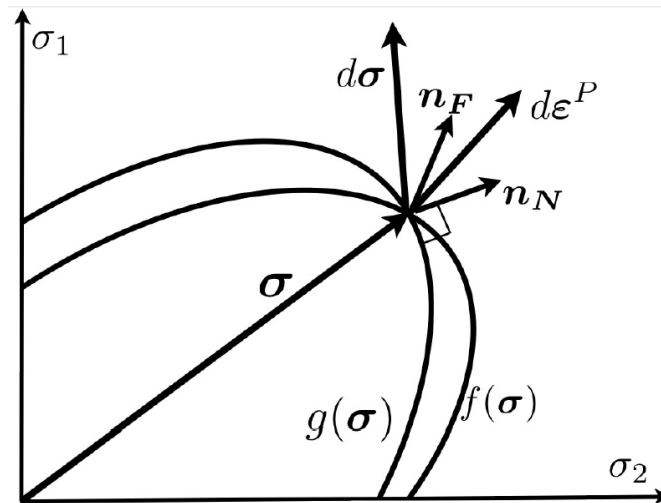
**Fig. 1-14** Schematic representations to measured stress-strain relationship: (a) Hydraulic bulge test, (b) Simple shear test developed by Miyauchi [101], (c) Simple shear test developed by Bouvier [104], (d) cyclic lubrication compressive test, (e) columnar compressive specimen with oil sump.

### 1.4.3 流れ則に関する従来研究

現象論に基づく塑性構成式における流れ則は、Prandtl-Ruess の構成式[54][55]が提唱されて以来、関連流れ則が用いられる場合が多い。この枠組みを踏襲するのであれば、塑性構成式の高精度化は降伏関数と加工硬化式の研究に尽きる。種々の課題や実現象とのかい離が指摘されてもなお、関連流れ則が用いられる理由は、モデルの取り扱いが容易であり、それでいて実用上十分な解析精度が得られるためである[111]。しかし、1.3.2 節(d)で述べたように、この理論では応力状態が急変した場合に、ひずみが追従できない。そのため、板材のくびれなどの不安定な変形モードの予測には適さない。また、強度異方性を表現する降伏関数に、変形異方性の表現も課すため、降伏関数が複雑になる場合がある。降伏関数の複雑化は相当塑性ひずみ増分の定義式を陽に求めることが難しくなり、このことが問題であると指摘する研究もある[116]。

このような問題意識の中、現在広く用いられている塑性力学解析の枠組みを踏襲し滑らかな降伏曲面を前提としながら、尖点と同様の効果を得られるものに非法線則塑性理論がある。非法線性を導入した構成式には、後藤ら[112]や、黒田[113]の結晶塑性的考察によって提案された構成式などがある。また、降伏関数とポテンシャル関数を分離したモデルについても盛んに研究がなされている[114]-[119]。

新たな流れ則のモデル化における最大の課題は、モデル検証や材料パラメータを取得するための実験が難しい点である。高精度な評価法の開発、現象の一般化とその検証、および簡便かつ効率的な材料パラメータ取得方法の確立が望まれる。



**Fig. 1-15** Schematic representation of the non-associated flow rule (the non-normality rule) [116].

#### 1.4.4 変形経路が変化する場合の塑性構成式の変形履歴依存性に関する研究

基礎塑性理論は、実験事実に基づき塑性変形は累積するとの考えのもと、変形履歴に沿った増分形式で構築されている。しかし、変形履歴の影響は降伏曲面が塑性変形の進展にともなって相似的に膨張する程度で、非常に小さいものである。一方、予変形を与えた材料において、予変形の大きさや変形形態によって降伏曲面の形状(降伏応力)が変化する現象は古くからよく知られている。このように塑性変形によって発現する異方性を「ひずみ誘起異方性」と呼ぶ。反転負荷経路での Bauschinger 効果や直交負荷経路での交差効果はその典型的な現象である(Fig. 1-17)。

1886年に Bauschinger[120]によって発見された Bauschinger 効果は、金属材料に予変形と逆方向の変形を与えた場合に、逆変形の降伏応力が等方性を仮定した場合に比べて大きく低下する現象である。極低炭素鋼(以下、IF 鋼)のような単相材料での降伏応力の低下は、転位運動の障壁(林立転位、不動転位、転位セル壁、結晶粒界など)に堆積した転位によって発生する逆応力が、反転時の降伏挙動を補助するため生じると考えられている。降伏後に観測される加工硬化休止領域および永久軟化は、予変形において形成された転位構造が分解され、逆変形に対して安定な転位構造を再形成し始めるまでの間、加工硬化が停止するために生じると考察されている[121]。また、複合組織鋼板のように強度差の比較的大きい硬質第 2 相を含む場合は、母相と硬質第 2 相の強度差によって生じた内部応力(微視的尺度において不均一構造の変形に起因し生じる長範囲の弾性応力場)が主たる要因と考えられている[122]。

Bauschinger 効果を観測するためには、材料に反転負荷を発生させることができる試験法が必要である。代表的な反転負荷経路としては、共軸方向の単軸引張りと同軸圧縮を組み合わせる経路、および単純せん断変形(鋼管のねじりも含む)の負荷方向を反転させる経路がある。試験方法としては、1.4.1 および 1.4.2 節で述べた方法、もしくはその組合せが用いられる。ただし、板材の圧縮は座屈が生じやすく、面内方向の圧縮塑性変形挙動を測定するためには工夫が必要である(Fig. 1-16)。板材の圧縮変形挙動を測定するための最も簡単な方法として、試験片を平板で挟む方法がある[163]-[166]。この方法では応力の測定精度におよぼす摺動抵抗の影響が大きいこと、試験片が覆われてしまうためひずみの測定が難しいことが課題である。Yoshida ら[131]は板材を積層し接着することで板厚を大きくし座屈を抑制する試験法を開発した。積層後の板厚を 5.0mm とした場合、軟鋼板で圧縮ひずみ 25%、高強度鋼板で圧縮ひずみ 10%強の圧縮試験に成功している。この方法では、試験片の準備に手間がかかることや、測定結果におよぼす接着層の影響について検証する必要がある。Kuwabara ら[167]は、櫛歯金型によって試験片板厚方向に降伏応力の 1%の荷重を負荷し座屈を抑制する試験機を実用化した。さらに、乃万ら[168]によって圧縮ひずみ



15%までのひずみ領域において応力の測定誤差が1%未満となる試験片形状が提案されており、板厚 1.2mm の 780MPa 級高強度鋼板を用いて圧縮ひずみ 10%までの圧縮試験に成功している。また、板厚 0.25mm の銅合金板を用いて圧縮ひずみ 2%までの圧縮試験にも成功している。

1955 年に Prager[123][124]は、現象論に基づく塑性構成式において Bauschinger 効果を表現するための枠組みとして、移動硬化則を提案した。移動硬化則は、塑性変形の進展によって降伏曲面の中心が応力空間上を移動することにより材料の硬化挙動を表現する。降伏曲面の中心座標を背応力と呼び、その発展則に関して多くの研究が行われてきた。Prager のモデルは背応力の発展則が線形であったため、実材料の非線形な硬化挙動を表現することが難しかった。そこで、1966 年に Armstrong ら[125]は、背応力が塑性変形の進展にたいして非線形に発展する非線形移動硬化則を提案した。Chaboche ら[126][127]はこのモデルをさらに発展させ、複数の部分背応力の線形和を用いて背応力を表現した。一方、1967 年に Mróz[128][129]は異なる硬化率を示す複数の線形移動硬化曲面を用いた多曲面モデルを提案した。しかし、このモデルは線形硬化の集合であるため応力-ひずみ曲線が滑らかでない。そこで、Krieg[130]は降伏曲面と、その移動を制限する限界曲面を用いる 2 曲面モデルを提案した。なお、Chaboche らおよび Krieg は、塑性変形の累積を表現するために、移動硬化に加え、等方硬化(降伏曲面の膨張)も発生するとした複合硬化則を採用している。Yoshida ら[131][132]は、Krieg の 2 曲面モデルの背応力の発展則に、修正した Armstrong のモデルを適用し、さらに加工硬化休止を表現する条件を追加したモデルを提案した。遷移硬化領域、非硬化領域、永久軟化など実材料において観測される反転負荷挙動を高精度に表現しており、現在のスプリングバック解析などに広く用いられている。

交差効果は、金属材料に引張予変形を与え除荷し、それと直交する方向に再度引張荷重を負荷した場合に、2 次変形の降伏応力が等方性を仮定した場合に比べて増加する現象として良く知られている。1954 年に斎藤[133]は、銅、アルミなどの板材を用いて、予変形と 2 次変形で角度を変化させた 2 段階引張試験を実施し、角度によって降伏初期の塑性変形挙動が異なることを示した。交差効果は、予変形で導入された林立転位や転位セル壁が 2 次変形における転位運動の障害となること(転位運動の抵抗として捉えられる短範囲効果)、降伏後は 1 次変形で形成された転位構造の分解と再形成などによって加工硬化が一時的に停滞するとの解釈で現象を説明できると考えられている[134]。さらに高橋ら[135]は、Bauschinger 効果と交差効果は同様の微視的現象を起因として生じる巨視的塑性現象であり、統一的に表現できることを示唆している。一方、この交差効果の発現メカニズムに基づくと、複合組織鋼板では降伏応力

が増加するような交差効果は観測されないことが推察される. Gardey ら[136]および米村ら[137]は, 590MPa 級の複合組織鋼板ではいずれの負荷経路においても降伏応力は低下することを確認している.

これらの実験結果および考察からもわかるように, Bauschinger 効果および交差効果はひずみ誘起異方性の一種であり, 現象論に基づく塑性構成式では同一の理論で表現されるべきである. しかしながら, 上述した移動硬化則は Bauschinger 効果を表現するための便宜的な枠組みであり, 交差効果を表現することは難しい. これらを含めたひずみ誘起異方性としての一般化とモデルの確立が必要である.

ひずみ誘起異方性に関する研究は 1960 年ごろから, 2 つの比例負荷を組み合わせた 2 段階変形経路試験などを用いて数多くの実験的観測がなされている[138][139]. 試験方法の特徴は, ①円管状試験片を用いて軸力, 内圧, ねじりの組合せを変化させる, ②板材を用いて単軸引張試験の負荷方向を変化させる, もしくは二軸引張試験や単純せん断試験を組み合わせる, ③ブロック状試験片を用いて引張りおよび圧縮の荷重比を変化させる, に大別される. また, 折曲がり経路, 完全除荷, 部分除荷など変形経路としての特徴が見られる研究もある. 変形経路の選択枝の広さと応力場の均一性の高さから 1990 年ごろまでは円管状試験片を用いた実験が大半を占めた. その後, 測定精度の高い板材用の二軸引張試験法[72]や単純せん断試験法[104]が開発され, 塑性加工の市場規模の大きさから実験対象は板材が中心となった. 素材としては鉄系合金, アルミ合金, 銅系合金を中心にニッケル, 亜鉛, マグネシウム, チタンなど種々の金属材料に関して実験が行われている. これらの降伏曲面(降伏応力)の測定結果に基づき, 降伏曲面の挙動(移動や回転の有無), 降伏曲面の形状変化の特徴, 塑性ひずみ増分ベクトルの垂直性,  $\pi$  平面や偏差応力空間を用いた降伏曲面の合同性など様々な視点からの考察がなされている. また, 予変形を受けた材料は降伏曲面の尖り点が観測される, 降伏曲面と塑性ポテンシャルの非関連性が確認される, など多くの実験事実が報告されている.

1985 年に Schmitt ら[140]は, 変形経路が 2 段階に変化する場合の 2 次変形の降伏応力を特徴づけるために, 次式で定義されるひずみ経路変化パラメータ  $\beta$  を提案した(Fig. 1-19).

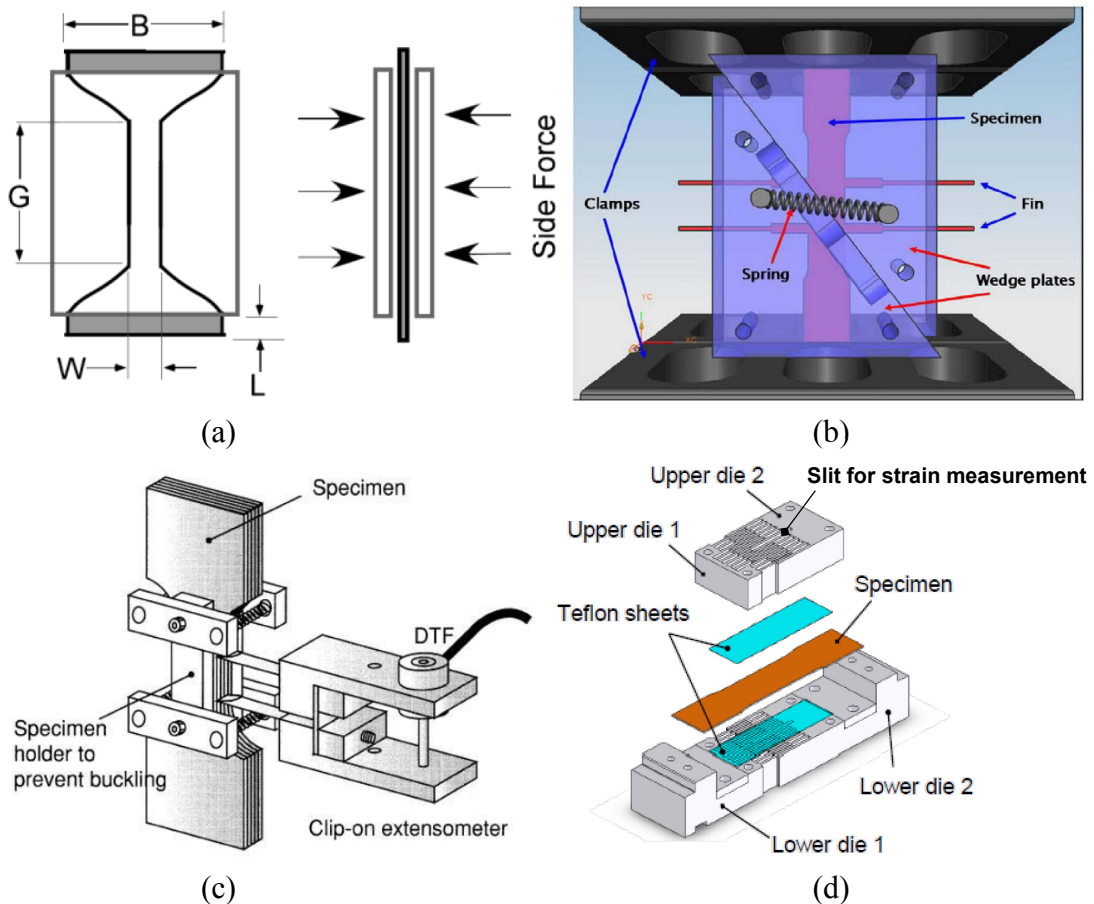
$$\beta = \mathbf{A}^1 : \mathbf{A}^2 = A_{ij}^1 A_{ij}^2 \quad (1-20)$$

ここで,  $\mathbf{A}^1$  および  $\mathbf{A}^2$  は予変形および 2 次変形の塑性ひずみ速度モードテンソルである. 塑性ひずみ速度モードテンソル  $\mathbf{A}$  は塑性ひずみ速度テンソル  $\mathbf{D}$  およびその  $ij$  成分  $D_{ij}$  を用いて次式で定義される.

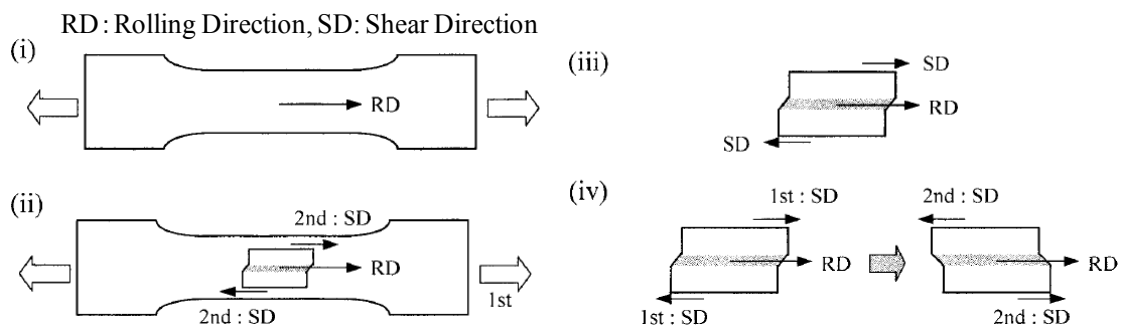
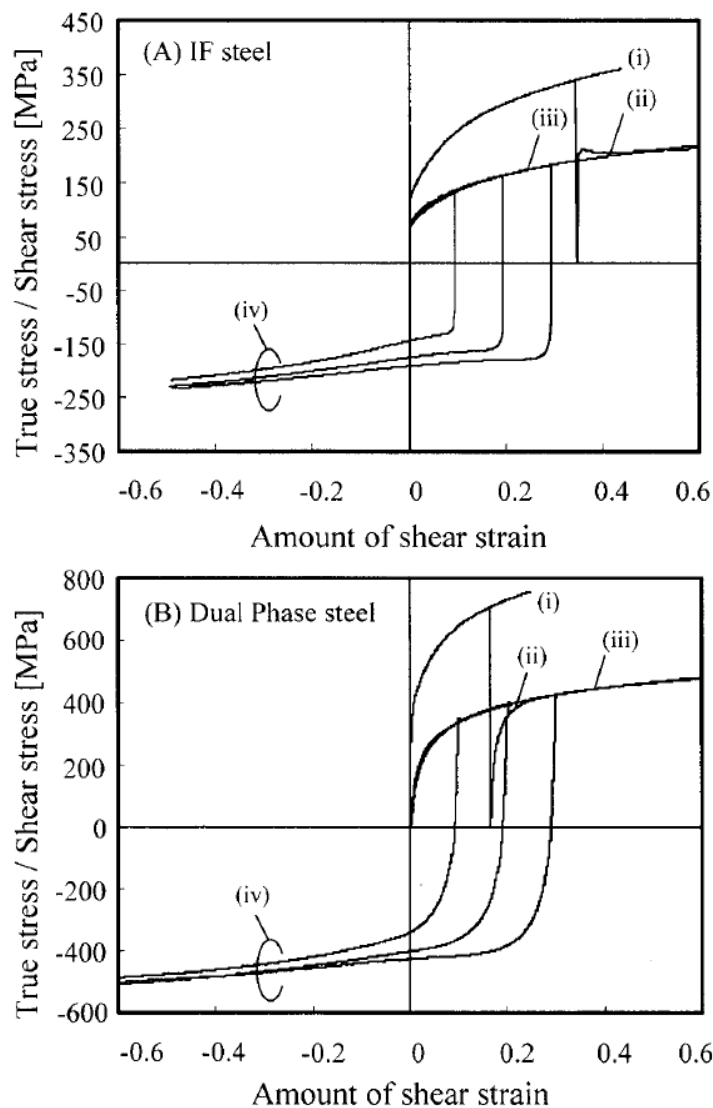
$$\mathbf{D} = D\mathbf{A}, \quad D = \|\mathbf{D}\| = \sqrt{\mathbf{D} : \mathbf{D}} = \sqrt{D_{ij}D_{ij}} \quad (1-21)$$

比例負荷経路では  $\beta = 1$ , 反転負荷経路では  $\beta = -1$  となり, その他の経路では  $-1$  と  $1$  の間の値となる. さらに, 低炭素鋼のひずみ誘起異方性は  $\beta$  によって整理できると報告している[141]. 1995 年に Teodosiu ら[142]は, 結晶塑性論に基づく考察から,  $\beta$  は予変形と 2 次変形のすべりの重複度と解釈し,  $\beta$  を用いることで微視的構造の変化を見積もることができると考察している. そして, 材料の微視的構造の変化を状態変数の発展則として記述した材料モデルを提案し, IF 鋼の Bauschinger 効果および交差効果を精度よく表現できることを示した (Fig. 1-20). また, 鈴木ら[143]は Teodosiu らの提案したモデルを市販の汎用有限要素法プログラムに組み込み, 440MPa 級の固溶強化型の極低炭素鋼および 590MPa 級の二相強化型の高強度鋼板の張力下における曲げ-曲げ戻し変形を精度よく予測できることを確認した.

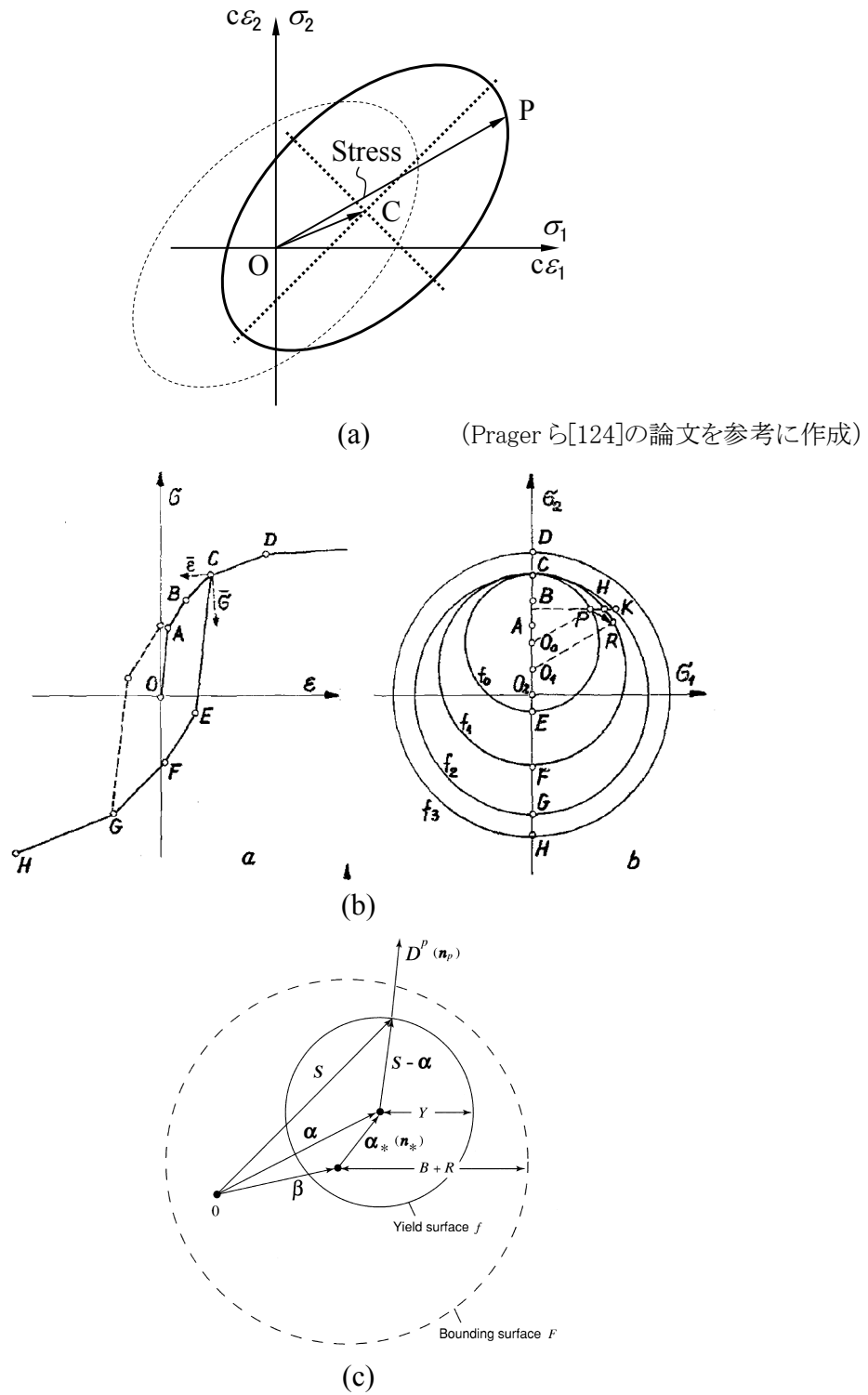
ひずみ誘起異方性は, 現在においてもその挙動を記述するための統一的な見解を得られるまでには至っていない. その複雑な挙動を表現するためには, 降伏曲面の変形, 移動および回転を組み合わせる必要があるとの考察に留まっている.



**Fig. 1-16** Uniaxial compressive tests for a sheet material developed by (a) Boger *et al.*[165], (b)Cao *et al.*[166], (c) Yoshida *et al.*[131], (d) Kuwabara *et al.*



**Fig. 1-17** Stress-strain curves under strain-path changes for (A) IF steel and (b) Dual Phase steel: ( i ) uniaxial tensile tests; ( ii ) simple shear tests after tensile prestrain (orthogonal tests), ( iii ) monotonic simple shear tests; ( iv ) reversed simple shear tests (Bauschinger tests) [137].



**Fig. 1-18** Schematic illustration of the theory for Bauschinger effect: (a) kinematic hardening model, (b) multi-surface model [129], (c) two-surface model [132].

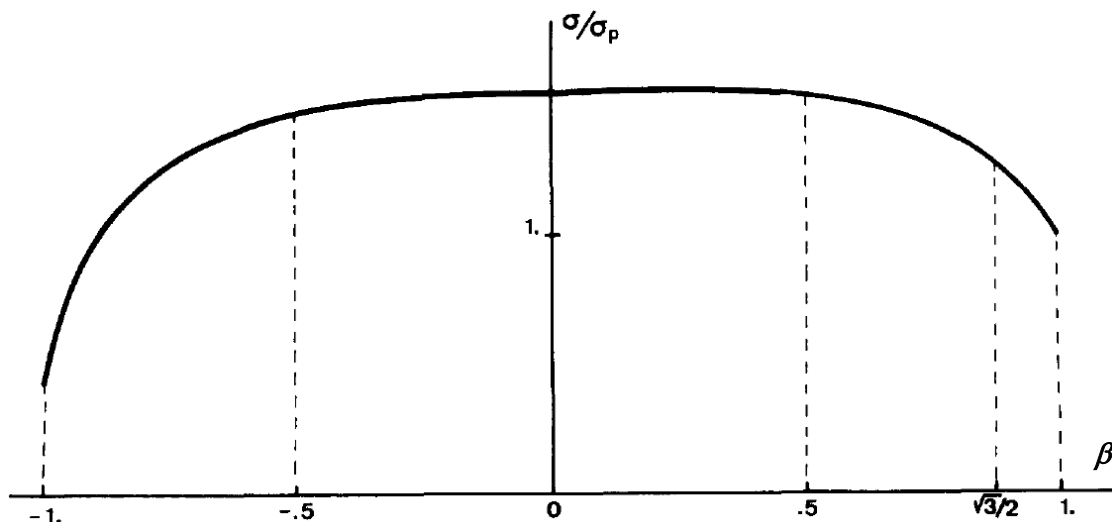
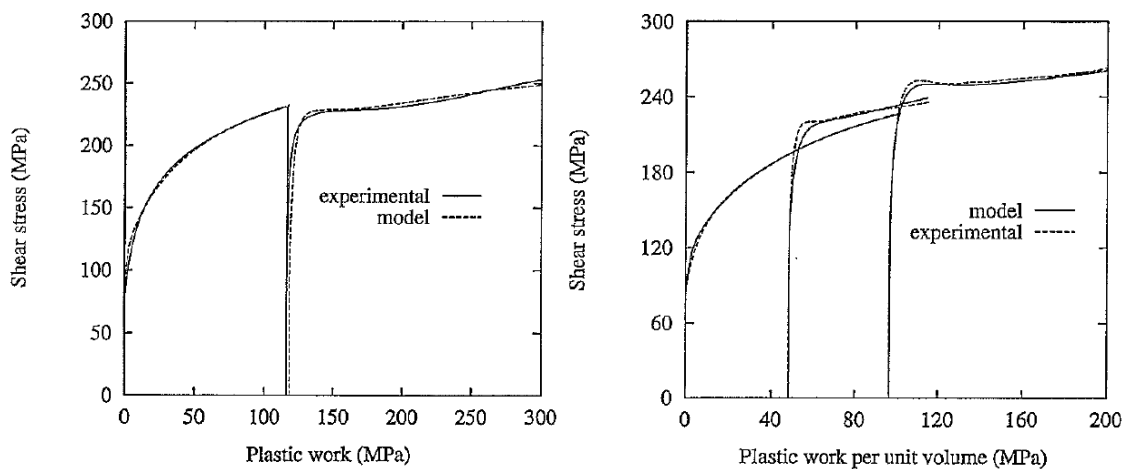


Fig. 1-19 Schematic evolution of the ratio of yield stress  $\sigma$  after reloading to the stress  $\sigma_p$  reached during prestrain, with respect to the parameter  $\beta$  [140].



(a)

(b)

Fig. 1-20 Comparison of the experimental results with theoretical predictions calculated by the Tadosiu-Hu model for the work-hardening behavior of prestrained steel sheets: (a) under a reversed shear, (b) under an orthogonal shear [142].

#### 1.4.5 比例負荷における塑性構成式の変形履歴依存性に関する研究

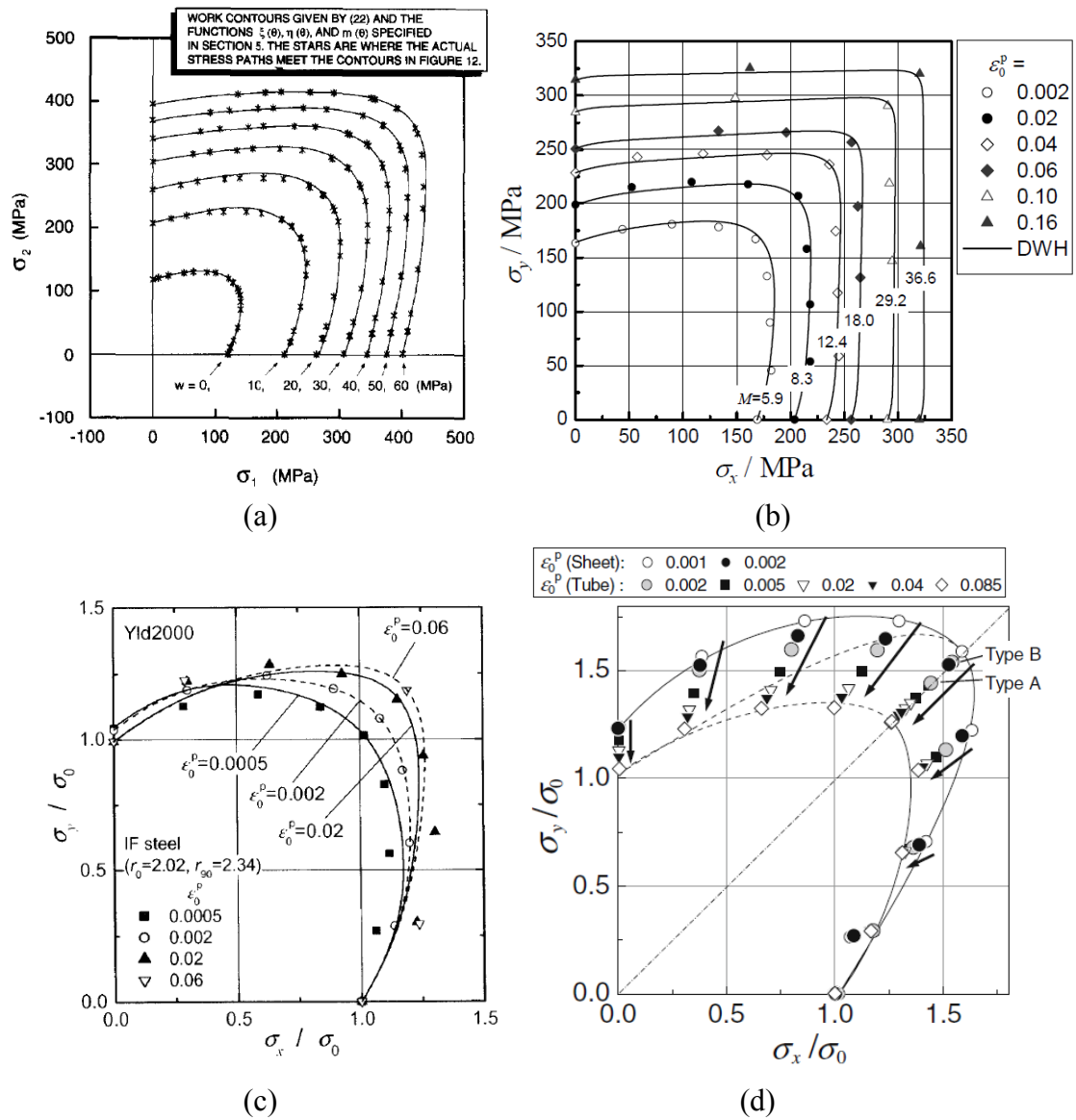
比例負荷での継続的な塑性変形, すなわち材料に累積されるひずみ量の増加にともなって降伏曲面が相似形状を保たず膨張する現象が確認されている. この現象を「異方硬化挙動」と呼ぶ. 比例負荷経路であるものの塑性変形の進展にともなって発現することから, 異方硬化挙動も一種の変形履歴依存性とみなせる.

1992年に Hill ら[144][145]は, 黄銅管に軸力と内圧を負荷し, 二軸応力下における異方硬化挙動を実験的に観測した. Kuwabara らの研究グループは種々の冷延鋼板[72][146][147], アルミニウム合金板[148], 純チタン板[78]の二軸引張試験を実施し, 多くの材料において異方硬化挙動が観測されることを示した. 結晶塑性解析[149]-[151]や単結晶の引張試験[152]においても観測されることから, 異方硬化挙動は金属組織や結晶方位などの微視的尺度における現象に起因して生じると考えられる.

現象論に基づく塑性力学解析において異方硬化を表現するためには, 塑性変形の進展にともなって降伏曲面の形状が変化するモデルを用いる必要がある. 異方硬化挙動のモデル化の最も簡単な手法としては, 異方性降伏関数の異方性パラメータを相当塑性ひずみの関数とする手法がある[153]-[156]. この方法では, 降伏関数が複雑になり, パラメータの数が飛躍的に増加してしまう欠点がある. Stoughton ら[157]および Tsuru ら[158]は塑性力学解析に種々の方向の応力-ひずみ曲線を入力データとして与え, Hill の異方性降伏関数の異方性パラメータを要素毎の相当塑性ひずみに応じて変化させる方法を用いた. この方法は, 降伏関数の異方性パラメータが陽に求まることが条件となる. Yoshida ら[159]は, 降伏初期と塑性変形が十分に進展した変形域の降伏関数を定義し, その間の変形域では両者を重み付け結合で表現する方法を提案した. この方法では, 異方硬化挙動の表現の自由度が限定される. また, これら手法の共通点として, 異方硬化挙動が変形履歴に依らない(相当塑性ひずみの大きさのみで決まる)ことが前提となっている.

Barlat らは異方硬化挙動の変形履歴依存性を表現するための新しい枠組みとして, 同次関数型の異方硬化モデルを提案している[160]-[162]. このモデルは負荷履歴を表現するテンソルを用いることで, 負荷方向とその逆方向の異方性の発達を分けて表現する. この考え方は, 1.4.4 節で述べた Schmitt らの考察を拡張したものと言える.

異方硬化挙動については現在もなお, 現象の観測とモデルの開発が積極的に進められている. Barlat らのように, 比例負荷経路は非比例負荷経路の特殊な条件の 1 つとみなし, ひずみ誘起異方性と合わせて検討すべきと考えられる.



**Fig. 1-21** Differential hardening behaviors: (a) Brass[145], (b) 6014-T4 Aluminum alloy[156], (c) IF steel[147], (d) Pure titanium[78].



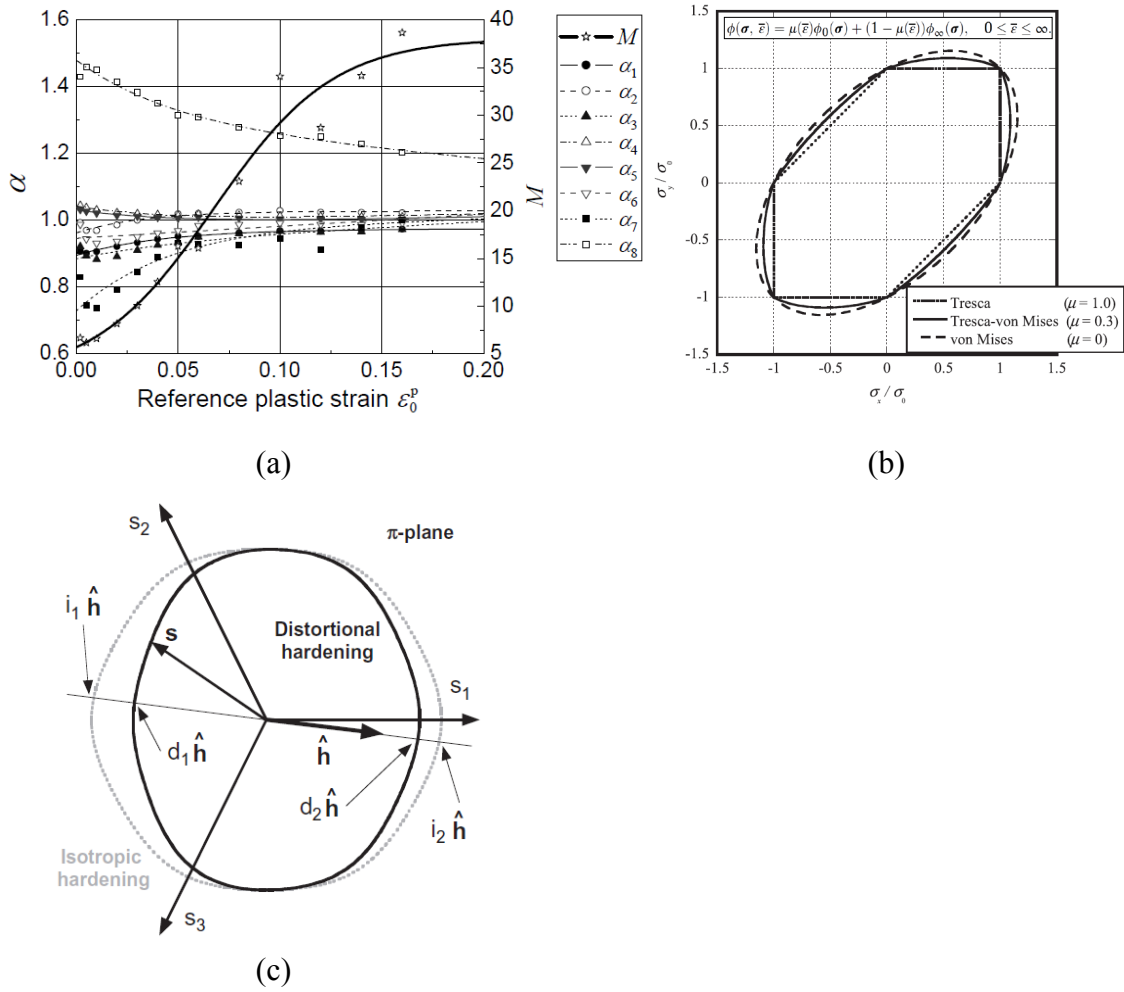


Fig. 1-22 Deformation hardening models proposed by (a) Yanaga *et al.*[156], (b)Yoshida *et al.*[159], (c) Barlat *et al.*[161].

#### 1.4.6 静水圧応力依存性に関する研究

基礎塑性理論で仮定される理想塑性体では、第一次近似的な実験事実に基づき、材料の降伏および加工硬化は応力の静水圧成分の影響を受けないと仮定している。一方で、同じ変形形態の引張変形と圧縮変形を比較した際、降伏応力や塑性流動応力に有意な差が生じる現象が確認されている。これを「Strength Differential effect (SD 効果)」と呼ぶ。

SD 効果を評価するためには、材料の圧縮塑性変形挙動を測定する必要がある。代表的な試験法としては、1.4.2 節で述べた円柱圧縮試験がある。板材の場合、1.4.4 節で述べた圧縮試験法が用いられる。

SD 効果に関する研究が盛んに行われるようになったのは 1970 年ごろであると考えられる。1967 年に Leslie ら[169]は、焼入れままマルテンサイト鋼において引張りより圧縮の塑性流動応力が高い SD 効果を確認した。また、1969 年に Kalish ら[170]は、焼入れ焼戻し処理をした 0.15~0.45% C のマルテンサイト鋼において、0.6%までのひずみ域で引張りより圧縮の塑性流動応力が高い SD 効果を確認した。また、結晶格子と転位の非線形弾性的な相互作用が重要な因子であると考察している。その後、様々な観点でのメカニズム解明が試みられ、1975 年に Rauch ら[171]および Spitzig[172]は静水圧応力によって降伏応力が変化することを実験的に確認し、SD 効果の直接的な要因は静水圧応力であると結論づけた (Fig. 1-23)。

マグネシウム合金板において大きな SD 効果が観測されることが知られている (Fig. 1-24) [173]。結晶塑性解析に基づく考察から、マグネシウム合金の塑性変形において大きな役割を担う双晶変形が極性を有し、発達した初期集合組織と相まって、引張変形と圧縮変形における双晶形成の活動度が違うために生じると考察されている。

一方で、2007 年に Yapici ら[174]は、ECAE 加工を施した無酸素銅において SD 効果を確認し、SD 効果が異方性を持つ場合があることを示した。さらに、転位構造とその組織化を考慮した多結晶塑性解析を実施し、SD 効果は変形によって形成された転位構造によっても生じると考察している。さらに、桑原ら[175]は、板厚 0.3mm の圧延ままの SUS304 において SD 効果の異方性を確認し、圧延方向では圧縮応力が引張応力より小さくなることを示した (Fig. 1-25)。これは冷間圧延および矯正工程で圧延方向に導入された伸び変形によって、圧縮試験時に Bauschinger 効果が発現したためと解釈している。これらは塑性変形を起因として生じていることから 1.4.4 節で述べたひずみ誘起異方性の延長と捉えるほうが自然であると考えられる。

以上の実験結果および考察から、SD 効果発現メカニズムの仮説としては、①転位運動におよぼす静水応力の影響、②転位運動におよぼすすべり面上の垂直応力の影響、③すべり抵抗のすべり方向に関する非対称性の影響、④微視的挙動の方向非

対称性が発達した初期集合組織と協働する、が挙げられる。④はマグネシウム合金の SD 効果の主要因である。bcc 構造を有しランダムな集合組織を有する鋼材において観測される SD 効果の要因は①～③と考えられている。Kuroda[176]は、①と②を比較した場合、多結晶塑性解析と実験の比較から、①の方が支配的であると考察している。

現象論に基づく塑性力学解析において SD 効果を表現するために、以下のモデルが提案されている。Verma ら[177]は IF 鋼板を対象として Hill の降伏関数を拡張し、応力成分(単軸引張り, 単軸圧縮および等二軸引張り)を用いて異方性パラメータを決定する形式のモデルを提案している。Cazacu ら[178][179]はマグネシウム合金およびチタン合金を対象に、降伏関数に静水圧を考慮する枠組みを追加し、異方性降伏関数と組み合わせることで、異方性と SD 効果を表現するモデル提案している (Fig. 1-26)。ひずみ誘起異方性を起因として観測される SD 効果は、1.4.4 節および 1.4.5 節で述べた変形履歴依存性を表現するモデルにおいて、パラメータの初期値に材料の変形履歴を考慮することで表現できると考えられる。

SD 効果は他の塑性現象と比較しても新しい現象ではない。しかし、SD 効果を評価するためには、材料の圧縮変形挙動を測定する必要がある。圧縮試験は、引張試験と比較すると均一な変形状態を達成しにくく、測定自体が難しい。そのため、鉄鋼材料の SD 効果は、現在においてもメカニズムの統一的な見解を得られるまでには至っていない。

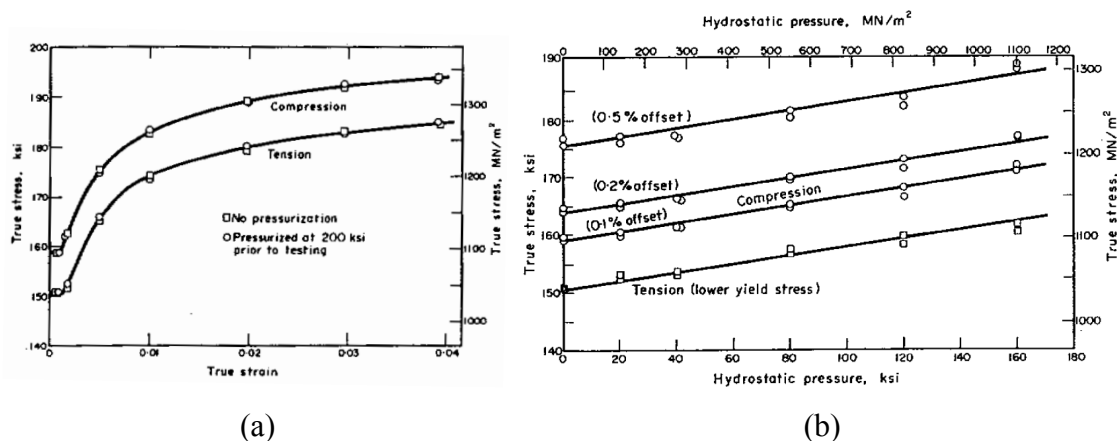
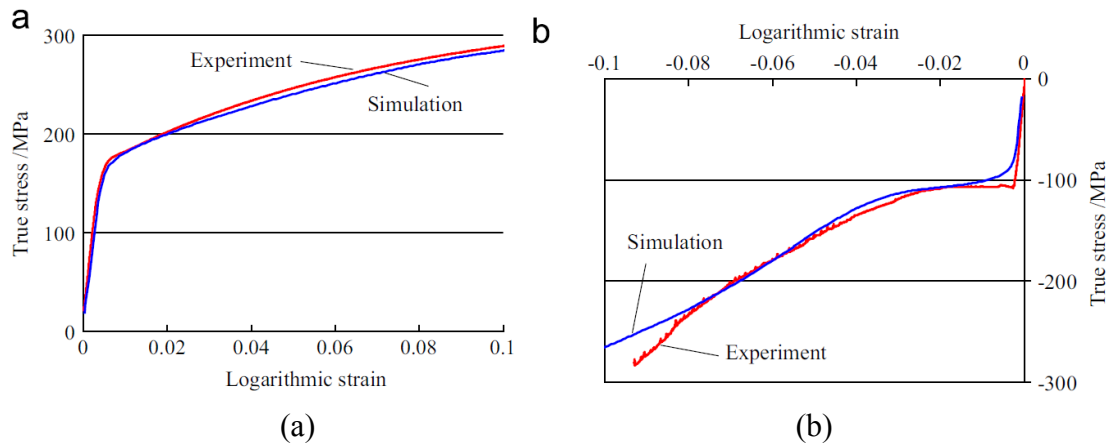
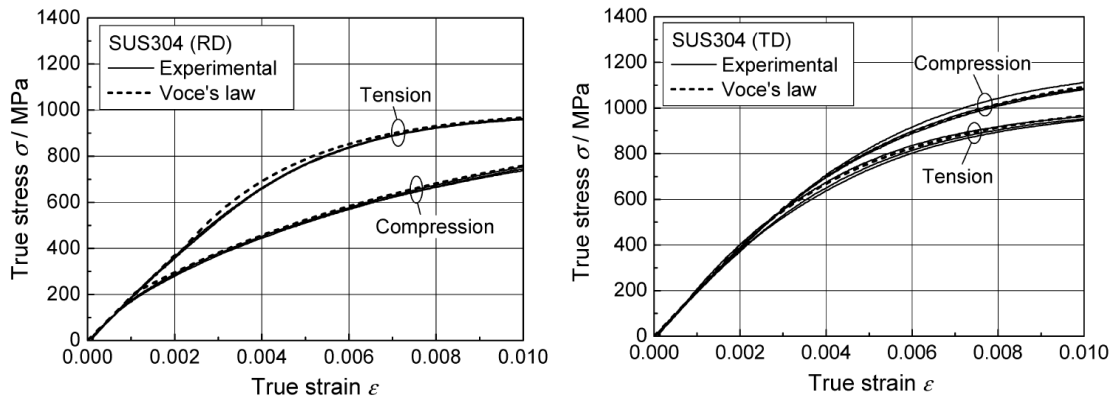


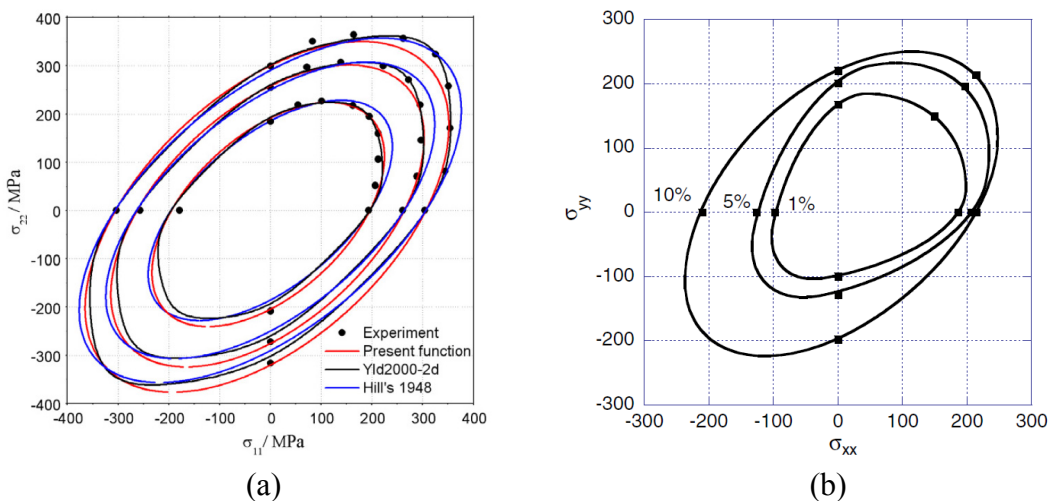
Fig. 1-23 (a) SD effect and (b) hydrostatic stress dependence of yield stress observed in the Martensite steel (4310 steel) [172].



**Fig. 1-24** SD effect observed in the Magnesium alloy: (a) monotonic uniaxial tension, and (b) monotonic uniaxial compression[173].



**Fig. 1-25** SD effect observed in SUS304 (t0.3mm) [175].



**Fig. 1-26** Comparison between the plane stress yield loci predicted by the present model (solid line) and experiments (symbols): (a) IF steel and Verma's model [177], (b) a Mg-0.5Th sheet and the Cazacu's model (Stresses in MPa) [179].

## 1.5 研究の目的

以上のレビューから、現象論に基づく塑性力学は、実験による現象の観測、その一般化にあたっての仮説の提起、仮説に基づく数式モデルの定式、実験との比較によるモデルの精度検証、といった過程を繰り返し発展してきたことがわかった。降伏曲面の異方性や Bauschinger 効果は、これまでの多くの研究によりメカニズム解明、材料評価法の確立および実用的な材料モデルの提案がなされており、現在の成形解析に用いられている。一方で、大ひずみ域における相当応力-相当塑性ひずみ関係、ひずみ誘起異方性および SD 効果も、高強度鋼板の適用拡大にともなう、伸びフランジや曲げ主体の成形工程や多工程化における変形履歴の複雑化において、避けては通れない塑性現象である。しかしながら、これら特殊な条件下で観測される加工硬化特性は、測定自体が難しい、限定的な条件での実験に留まっている、系統的な研究が少ないといった問題から、一般化や汎用性の高いモデルの構築までには至っていない。この課題を解決するためには高精度な評価法を用いて、種々の条件下における測定を実施し、さらなる知見を積み上げなければならないと考えられる。

本研究では、従来の方法では正確に測定することが困難であった加工硬化特性の評価法を確立し、それにより得られた鋼板の変形挙動をモデル化するための基礎の確立、ならびに同定した材料特性が塑性力学解析におよぼす影響を調査することを目的とする。本論文では、大ひずみ域における相当応力-相当塑性ひずみ関係(以下、相当 SS 曲線)、ひずみ誘起異方性および SD 効果に着目し、下記について取り組む。

- ① 大ひずみ域までの相当 SS 曲線を簡便かつ高精度に測定する方法の確立
- ② 大ひずみ域までの相当 SS 曲線を高精度に表現するための手法の確立
- ③ ひずみ誘起異方性および SD 効果の一般化に資する知見の拡大
- ④ 塑性変形解析におけるひずみ誘起異方性および SD 効果の取り扱いに関する基礎的な知見の取得

1.4.2 節で述べたように、応力-ひずみ曲線を測定する方法として、種々の試験方法が提案されている。しかし、測定精度や運用効率などの課題があり、現在においても成形解析の相当 SS 曲線として単軸引張試験より得られた真応力-対数塑性ひずみ曲線を用いる場合が多い。そこで、単純せん断試験に着目し、材料特性評価試験法としての妥当性の検証および適用範囲の明確化を実施する。そして、本試験法より得られた結果に基づいて、既存の加工硬化式の大ひずみにおける相当 SS 曲線の近似精度を明らかにする。さらに、降伏から大ひずみ域までの相当 SS 曲線を高精度に近似できる新たな加工硬化式を提案する。

ひずみ誘起異方性に関する研究は古くからなされているものの、単軸引張り、二軸引張りおよびせん断変形を組み合わせた変形経路に留まっている。特に、主応力方向を一致させた引張／圧縮変形経路における Bauschinger 効果に関する研究を除くと、圧縮変形を取り扱った報告は少ない。また、SD 効果については、変形経路が変化する場合の挙動に関して論じられた研究報告はない。そこで、面内反転負荷試験機および二軸引張試験機を用いて、圧縮変形を含む 2 段階変形経路におけるひずみ誘起異方性および SD 効果の特徴を明らかにする。

後続変形におけるひずみ誘起異方性の影響は、後続変形の進展とともに小さくなる。したがって、後続変形における再降伏直後の変形挙動に最も大きな影響をおよぼすと考えられる。そこで、塑性変形解析の一例として、曲げ変形履歴を有する鋼管の内圧下における軸圧縮変形を取り上げ、鋼管の変形挙動におよぼすひずみ誘起異方性および SD 効果の影響を明らかにする。そして、現象論に基づく塑性変形解析におけるひずみ誘起異方性および SD 効果の取り扱いに関する基礎的な知見を得るとともに、曲げ変形履歴を有する鋼管の内圧下における軸圧縮変形挙動を高精度に予測するための材料モデリングの指針を提案する。

## 1.6 本論文の構成

第1章では、本研究の実施に至った社会的背景および関連する従来研究について述べ、本研究の目的および意義を明らかにする。

第2章では、単純せん断試験を用いて相当 SS 曲線を取得する方法の妥当性を検証する。また、有限要素解析を用いて、単純せん断試験の適用範囲を明らかにする。そして、本手法を用いて得られた応力-ひずみ曲線から、種々の鋼板の大ひずみ域における加工硬化挙動の特徴を調査する。

第3章では、単純せん断試験より得られた大ひずみ域までの相当 SS 曲線を用いて、既存の加工硬化式の近似精度と課題を明らかにする。そして、種々の鋼板の降伏から大ひずみ域までの相当 SS 曲線を高精度に表現できる新たな加工硬化式を提案する。

第4章では、IF 鋼板およびフェライト-マルテンサイト系 2 相組織鋼板を対象に、単軸変形状態の引張りおよび圧縮を組み合わせた 2 段階変形経路試験を実施し、これら鋼板のひずみ誘起異方性と SD 効果の特徴を調査する。また、Schmitt の提案するひずみ経路変化パラメータ  $\beta$  の妥当性を検証し、現象論に基づく塑性構成式開発の指針を得る。

第5章では、ひずみ誘起異方性を評価する変形経路の条件を拡大する。具体的には二軸引張りひずみ与えた鋼板の単軸圧縮変形におけるひずみ誘起異方性の測定、および完全ひずみ取り熱処理を施した鋼板の平面ひずみ引張り/圧縮予ひずみ付与後の単軸引張り/圧縮変形におけるひずみ誘起異方性と SD 効果の測定を行う。これらの結果を用いて、第4章で得られた知見の妥当性を検証する。

第6章では、第4章および第5章で得られた知見の適用例として、曲げ変形履歴を有する鋼管の内圧下における軸圧縮試験を実施した。変形履歴の影響のみを抽出するために、材料には Mises の降伏関数に従う等方性材料を適用し、曲げ変形履歴は板厚方向に線形なひずみ分布となる製作方法を用いた。解析精度におよぼす材料特性の設定条件の影響を明らかにし、ひずみ誘起異方性および SD 効果の取り扱いに関する基本的な知見を得るとともに、曲げ変形履歴を有する鋼管の変形挙動を高精度に予測するための材料モデリングの指針を提案する。

## 参考文献

- [1] 薄鋼板成形技術研究会[編], プレス成形難易ハンドブック 第3版, 日刊工業新聞社, (2007).
- [2] 吉田清太, “自動車車体の薄鋼板とプレス成形の戦後小史”, 日本機械学会誌, 84-748(1981), 261-267.
- [3] 石田忠一, 内田俊之, “大型プレス機械の歴史”, 塑性と加工, 15-156(1974), 62-68.
- [4] 吉田総仁, “板材成形技術 50 年の進歩”, 塑性と加工, 52-600(2011), 42-49.
- [5] 薄鋼板成形技術研究会[編], プレス成形難易ハンドブック 第4版, 日刊工業新聞社, (2017).
- [6] 日本塑性加工学会[編], 塑性加工用語辞典, コロナ社, (1998).
- [7] 福井伸二, “深絞り工作法に関する研究(第1報)”, 日本機械学会誌, 38-221(1935), 635-636.
- [8] 益田森治, “絞りの塑性変形(第1報)”, 日本機械学会論文集, 8-32(1942), 121-125.
- [9] 中川威雄, 阿部邦雄, 林豊[著], 薄板のプレス加工, 実教出版株式会社, (1977), 101-105.
- [10] 吉田清太, “薄鋼板のプレス成形限に関する最近の研究”, 鉄と鋼, 56-3(1970), 402-419.
- [11] 吉田清太, “金属板の成形における変形状態図と図形の挙動(変形状態図とその応用に関する研究 -1-)”, 理化学研究所報告, 44-4(1968), 169-185.
- [12] 吉田清太, “薄板のプレス成形の塑性学的成形域区分と成形性試験”, 理化学研究所報告, 35-3(1959), 199-213.
- [13] 林豊, “板材のプレス成形性”, 第40回塑性加工学講座(塑性加工学会)力学コース「板材成形」テキスト, (1985), 55.
- [14] 林央, “板成形限界の評価方法”, 塑性と加工, 34-385(1993), 116-124.
- [15] 吉田清太, “薄板の引張試験に関する今後の問題”, 塑性と加工, 6-58(1965), 650-663.
- [16] JIS Z 2241: 2011, 金属材料引張試験方法
- [17] ISO 6892-1: 2009, Metallic materials -Tensile testing- Part 1 Method of test at room temperature.
- [18] 林央[著], 難成形材のプレス加工, 日刊工業新聞社, (2010), 44-64.
- [19] Prandtl L., “Über die Härte Plastischer Körper, Nachrichten von der Königlichen



- Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen”, Math.-physik. Kl., (1920), 74-85.
- [20] Hencky H., “Über einige statisch bestimmte Fälle des Gleichgewichts im plastischen Körpern”, Z. Angew. Math. Mech., 3(1923), 241-251.
- [21] Siebel E., “Untersuchungen über bildsame Formänderung unter besonderer Berücksichtigung des Schmiedens”, Maschinenbau/Betrieb, 9(1923), 307-312.
- [22] Swift H. W., “Plastic Bending under Tension”, Engineering, 166(1948), 333-357.
- [23] Hill R., “Theory of plastic bulging of metal diaphragm by lateral pressure”, Philosophical Magazine, 41(1950), 1133-1142.
- [24] Woo D. M., “Analysis of the Cup-drawing Process”, Journal of Mechanical Engineering Science, 6(1964), 116-131.
- [25] Wang N. M. & Bui-Diansky B., “Analysis of sheet metal stamping by a finite-element method”, J. Appl. Mech., 45(1978), 73-82.
- [26] Kobayashi S. & Kim J. H., “Deformation analysis of axisymmetric sheet metal forming processes by the rigid-plastic finite element method”, Mechanics of sheet Metal Forming, (1978), 341-365, Plenum Press (New York).
- [27] Arlinghaus F. J., Frey W. H., Stoughton T. B. & Murthy B. K., “Finite Element Modeling of a Stretch-Formed Part”, Computer Modeling of Sheet Metal Forming Process (eds. N. M. Wang & S. C. Tang), (1985), 51-64.
- [28] Tang S. C., “Verification and Application of Binder Wrap Analysis”, *ibid.*, 193-208.
- [29] 戸川隼人, “有限要素法とは何か”, 日本機学会誌, 82-732(1979), 1234-1241.
- [30] Courant R., “Variational methods for the solution of problems of equilibrium and vibrations”, Bulletin of the American Mathematical Society, 49(1943), 1-24.
- [31] 田端正久, “有限要素法(第1回)”, バイオメカニズム学会誌, 9-1(1985), 38-43.
- [32] 秋山守, 星野力, 清水彰直, 宮健三, 高橋博, 岩田修一, 矢川元基, 中川雅俊, 近藤駿介, “原子力研究開発と数値シミュレーション技術”, 日本原子力学会誌, 34-3(1992), 193-226.
- [33] Turner M. J., Clough R. W., Martin H. C. & Topp L. T., “Stiffness and deflection analysis of complex structures”, J. Aeronautical Sciences, 23(1956), 805-854.
- [34] 小林徳夫, 村田庫一, 石垣秀夫, “自動車車体外板プレス成形における破断部変形状態(第1報)”, 塑性と加工, 10-106(1969), 793-800.

- [35] 平松秀基, 道場康二, 豊田政男, “応力三軸度が小さい力学状態における構造用材料の延性き裂発生特性”, 日本造船学会論文集, 192(2002), 563-571.
- [36] 大家哲朗, 伊藤耿一, “金属塑性加工における破断予測理論の展望”, 塑性と加工, 56-658(2015), 914-919.
- [37] Hill R., “On Discontinuous Plastic States, with Special Reference to Localized Necking in Thin Sheets”, J. Mech. Phys. Solids, 1-1(1952), 19-30.
- [38] Marciniak Z. & Kuczynski K., “Limit strains in the processes of stretch-forming sheet metal”, Int. J. Mech. Sci., 9-9(1967), 609-620.
- [39] Stören S. & Rice J. R., “Localized necking in thin sheets”, J. Mech. Phys. Solids., 23-6(1975), 421-441.
- [40] 伊藤耿一, 佐藤浩一, 呉屋守章, 吉田亨, “塑性変形の3次元局所分岐解析による板材の破断限界ひずみの予測”, 塑性と加工, 39-445(1998), 158-162.
- [41] 後藤學, “塑性力学の歴史, 現状および将来”, 塑性と加工, 43-495(2002), 270-277.
- [42] 鷺津久一郎, 山田嘉昭, 工藤英明[訳], 塑性学, 培風館, (1954), 12-48.
- [43] Tresca H., “Memoir sur l’écoulement des corps solides soumis a de fortes pressions”, Comptes Rendus Acad. Sci. Paris, 59(1864), 754-758.
- [44] Von Mises R., “Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand”, Gottinger Nachrichten Math. -Phys. Klasse, (1913), 582-592.
- [45] Hencky H., “Zur Theorie plastischer Deformation und der hierdurch im Material hervorgerufenen Nachspannungen”, Z. Angew. Math. Mech., 4(1924), 323-334.
- [46] 平修二[著], 現代塑性力学, オーム社, (1976), 36-43.
- [47] Hollomon J.H., “Tensile Deformation”, Trans. Amer. Inst. Min. Metall. Eng., 162(1945), 268-290.
- [48] 益田森治, 室田忠雄[著], 改訂工業塑性力学, 養賢堂, (1980), 10-13.
- [49] Swift H. W., “Plastic Instability under Plane Stress”, J. Mech. Phys. Solids, 1(1952), 1-18.
- [50] Voce E., “The Relationship between Stress and Strain for Homogeneous Deformation”, J. Inst. Metals, 74(1948), 537-562.
- [51] Saint-Venant B., “Mémoire sur l’établissement des équations différentielles des mouvements intérieurs opérés dans les corps solides ductiles au delà limites où l’élasticité pourrait les ramener à leur premier état”, Comptes Rendus Acad. Sci. Paris, 70(1870), 473-480.
- [52] Levy M., “Mémoire sur les équations générales des mouvements intérieurs des

- corps solides ductiles au-delà des limites élastiques”, *Comptes Rendus Acad. Sci. Paris*, 70(1870), 1323-1325.
- [53] Von Mises R., “Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand”, *Gottinger Nachrichten Math. -Phys. Klasse*, (1913), 582-592.
- [54] Prandtl L., “Spannungsverteilung in plastischen Körpern”, *Proc. 1st Int. Congr. Appl. Mech.*, Delft, (1924), 43-54.
- [55] Reuss A., “Berücksichtigung der elastischen Formänderung in der Plastizitätstheorie”, *Z. Angew. Math. Mech.*, 10(1930), 266-274.
- [56] Melan E., “Zur Plastizität des räumlichen Kontinuums”, *Ingenieur-Archiv*, 9(1983), 116-126.
- [57] 富田佳宏[著], 数值弾塑性力学, (1990), 養賢堂.
- [58] Gotoh M., “A simple plastic constitutive equation with vertex effect”, *Eng. Fract. Mech.*, 21-4(1985), 673-684.
- [59] 呉屋守章, 伊藤耿一, “応力増分依存性を考慮した弾塑性体構成方程式の-表現 : 第1報, Mises 形塑性ポテンシャルを伴う初期等方材”, *機論 A*, 54(1988), 1617-1622.
- [60] 大矢根守哉, “延性破壊の条件式について(塑性加工と材料特性小特集号)”, *日本機械学会誌*, 75-639(1972), 596-601.
- [61] Gurson A. L., “Continuum theory of ductile rupture by void growth: part I—yield criteria and flow rules for porous ductile media”, *Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol.*, 99-1(1977), 2-7.
- [62] Marin E. B. & McDowell D. L., “Associative Versus Non-Associative. Porous Viscoplasticity Based on Internal State Variable Concepts” *Int. J. Plasticity*, 12-5(1996), 629-669.
- [63] Bell J., “The Experimental Foundations of Solid Mechanics”, *Mechanism of Solids*, 1(1984), Springer-Verlag.
- [64] Szczepiński W., *Experimental methods in mechanics of solids*, (1990), Elsevier, Amsterdam.
- [65] Tozawa Y., “Plastic deformation behavior under conditions of combined stress”, *Mechanics of Sheet Metal Forming*(eds. D.P. Koistinen & N-.M. Wang), (1978), 81-110.
- [66] 白鳥英亮, 池上皓三, “板状試験片を使用する二軸引張試験機の試作”, *材料*, 16-165(1967), 433-439.
- [67] Shiratori E. & Ikegami K., “Experimental study of the subsequent yield surface

- by using cross-shaped specimens”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 16-6(1968), 373-394.
- [68] Ferron G. & Makinde A., “Design and development of a biaxial strength testing device”, *Journal of Testing and Evaluation*, 16-3(1988), 253-256.
- [69] Makinde A., Thibodeau L. & Neale K. W., “Development of an apparatus for biaxial testing using cruciform specimens”, *Experimental mechanics*, 32-2(1992), 138-144.
- [70] Demmerle S. & Boehler J. P., “Optimal design of biaxial tensile cruciform specimens”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 41-1(1993), 143-181.
- [71] Hoferlin E., Van Bael A., Van Houtte P., Steyaert G. & De Maré C., “Biaxial tests on cruciform specimens for the validation of crystallographic yield loci”, *Journal of Materials Processing Technology*, 80(1998), 545-550.
- [72] Kuwabara T., Ikeda S. & Kuroda K., “Measurement and analysis of differential work hardening in cold-rolled steel sheet under biaxial tension”, *Journal of Materials Processing Technology*, 80(1998), 517-523.
- [73] 花房泰浩, 瀧澤英男, 桑原利彦, “十字形試験片を用いた二軸応力試験の数値解析的検証”, *塑性と加工*, 52-601(2011), 282-287.
- [74] Hanabusa Y., Takizawa H. & Kuwabara T., “Numerical verification of a biaxial tensile test method using a cruciform specimen”, *Journal of Materials Processing Technology*, 213-6(2013), 961-970.
- [75] ISO 16842: 2014, *Metallic materials—Sheet and strip—Biaxial tensile testing method using a cruciform test piece*.
- [76] 桑原利彦, 堀内義雅, 上間直幸, ヤナ ジーゲルハイモヴァ, “金属薄板の面内に引張圧縮組合せ応力を負荷する材料試験法”, *塑性と加工*, 45-558(2007), 630-634.
- [77] Taylor G. I. & Quinney H., “The plastic distortion of metals”, *Philosophical Transactions of the Royal Society of London A*, 230(1932), 323-362.
- [78] Ishiki M., Kuwabara T. & Hayashida Y., “Measurement and analysis of differential work hardening behavior of pure titanium sheet using spline function”, *International Journal of Material Forming*, 4-2(2011), 193-204.
- [79] Kuwabara T. & Sugawara F., “Multiaxial tube expansion test method for measurement of sheet metal deformation behavior under biaxial tension for a large strain range”, *International Journal of Plasticity*, 45(2013), 103-118.

- 
- [80] Hill R., “A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals”, Proceedings of the Royal Society of London A, 193–1033(1948), 281–297.
- [81] Hill R., “Theoretical plasticity of textured aggregates” Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society, 85(1979), 179–191.
- [82] Hill R., “Constitutive modeling of orthotropic plasticity in sheet metals”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 38–3(1990), 405–417.
- [83] Hill R., “A user-friendly theory of orthotropic plasticity in sheet metals”, International Journal of Mechanical Sciences, 35–1(1993), 19–25.
- [84] Gotoh M., “A theory of plastic anisotropy based on a yield function of fourth order (plane stress state)—I. International Journal of Mechanical Sciences”, 19–9(1977), 505–512.
- [85] Gotoh M., “A theory of plastic anisotropy based on yield function of fourth order (plane stress state)—II. International Journal of Mechanical Sciences”, 19–9(1977), 513–520.
- [86] Soare S., Yoon J. W. & Cazacu O., “On the use of homogeneous polynomials to develop anisotropic yield functions with applications to sheet forming”, International Journal of Plasticity, 24–6(2008), 915–944.
- [87] Yoshida F., Hamasaki H. & Uemori T., “A user-friendly 3D yield function to describe anisotropy of steel sheets”, International Journal of Plasticity, 45(2013), 119–139.
- [88] Hershey A. V., “The plasticity of an isotropic aggregate of anisotropic face-centered cubic crystals”, Journal of Applied Mechanics, 21–3(1954), 241–249.
- [89] Hosford W. F., “Comments on anisotropic yield criteria”, International Journal of mechanical sciences, 27(1985), 423–427.
- [90] Barlat F., Brem J. C., Yoon J. W., Chung K., Dick R. E., Lege D. J., Pourboghrat F., Choi S.-H. & Chu E., “Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—part 1: theory”, International Journal of Plasticity, 19–9(2003), 1297–1319.
- [91] Barlat F., Aretz H., Yoon J. W., Karabin M. E., Brem J. C. & Dick R. E., “Linear transformation-based anisotropic yield functions”, International Journal of Plasticity, 21–5(2005), 1009–1039.
- [92] Banabic D., Aretz H., Comsa D. S. & Paraianu L., “An improved analytical description of orthotropy in metallic sheets”, International Journal of Plasticity,

- 21-3(2005), 493-512.
- [93] Vegter H. & Van den Boogaard A. H., “A plane stress yield function for anisotropic sheet material by interpolation of biaxial stress states”, *International Journal of Plasticity*, 22-3 (2006), 557-580.
- [94] 吉沢武男, “引張り試験法のおいたち”, *塑性と加工*, 6-58(1965), 591-592.
- [95] Olsen T. Y., “Machines for ductility testing” *Proc. Annual meeting of American Society for Testing Materials*, 20(1920), 398-403.
- [96] Brown W. F. & Sachs G., “Strength and Failure Characteristics of Thin Circular Membranes”, *Trans. ASME*, 70(1948), 241-251.
- [97] Mellor P. B., “Stretch-forming under fluid pressure”, *J. Mech. Phys. Solids*, 5(1956), 41-56.
- [98] Bramley N. & Mellor P. B., “Plastic flow in stabilized sheet steel”, *Int. J. Mech. Sci.*, 8(1966), 101-114.
- [99] Bramley N. & Mellor P. B., “Plastic anisotropy of titanium and zinc sheet—1. Macroscopic approach”, *Int. J. Mech. Sci.*, 10(1968), 211-219.
- [100] Johnson W. & Duncan J. L., “The use of the biaxial test extensometer”, *Sheet Metal Industries*, 42(1965), 271-276.
- [101] Miyauchi K. “A proposal of a planar simple shear test in sheet metals”, *Sci. Inst. Physical and Chemical Research*, 78-3(1984), 27-40.
- [102] G’Shell C. & Shrivastava S., “Application of the plane simple shear test”, *J. Mater. Sci.*, 18 (1983), 903-918.
- [103] P. Genevois, *Etude expérimental et modélisation du comportement plastique anisotrope de tôles d’acier en grandes déformations*, Ph.D. Thesis, Institut National Polytechnique de Grenoble, France, 1992.
- [104] Bouvier S., Haddadi H., Levee P. & Teodosiu C., “Simple shear tests\_ Experimental techniques and characterization of the plastic anisotropy of rolled sheets at large strains”, *J. Mater. Process. Technol.*, 172(2006), 96-103.
- [105] 宮内邦雄, “単純せん断変形挙動の実験的解析”, *昭和 62 年度塑性加工春季講演会論文集*, (1987), 297-300.
- [106] 工藤英明, “炭素鋼の変形抵抗試験と冷間鍛造圧力(冷間鍛造性試験の研究-1-)”, *塑性と加工*, 56-6 (1965), 499-511.
- [107] Herberth R. & Weigels H., *Stahl und Eisen*, 101-2(1981), 29-33.
- [108] Weigels H. & Herberth R, *Stahl und Eisen*, 101-24(1981), 47-52.
- [109] Ludwik P., in *Elements der technologischen Mechanik*, Verlag Von Julius

- Springer, (1909), 32, Leipzig.
- [110] Ludwigson D. C., “Modified stress-strain relation for FCC metals and alloys”, Metall. Trans., 2(1971), 2825-2828.
- [111] Barlat F. & Kuwabara T., “Anisotropic yield conditions in mathematical theory of plasticity”, 塑性と加工, 57-662(2016), 230-237.
- [112] 後藤學, “J2F/J2D の改良と大変形弾塑性 FEM 解析への組み込み方”, 日本機械学会技術論文集 A 編, 55-518(1989), 2080-2085.
- [113] 黒田充紀, “結晶塑性解析および実験観察に基づく非線形塑性モデル”, 第 51 回塑性加工連合講演論文集, (2000), 259-260.
- [114] Stoughton T. B., “A non-associated flow rule for sheet metal forming”, International Journal of Plasticity, 18-5(2002), 687-714.
- [115] 呉博尋, 柳本潤, “異方性薄板の塑性変形解析への非結合則に基づく構成式の適用”, 平成 28 年度塑性加工春期講演会講演論文集, (2016), 17-18.
- [116] 伊藤耿一, 植村元, 森尚達, “応力増分方向依存性構成式の塑性異方性への展開(第 1 報 相当応力と塑性仕事共役な相当塑性ひずみ増分の定義)”, 第 63 回塑性加工連合講演論文集, (2012). 85-86.
- [117] 吉田亨, 白神聡, 伊藤耿一, 植村元, 森尚達, 鈴木利哉, 紀藤航, “応力増分方向依存性構成式の塑性異方性への展開(第 2 報 応力増分依存性構成式の異方性パラメータの決定方法)”, 第 63 回塑性加工連合講演論文集, (2012). 87-88.
- [118] 安富隆, 吉田亨, 米村繁ら, “応力増分依存性構成式の塑性異方性への展開(第 4 報 FEM によるしわ限界予測に及ぼす材料パラメータの影響)”, 平成 28 年度塑性加工春期講演会講演論文集, (2016), 19-20.
- [119] 大塚哲朗, 柳本潤, 伊藤耿一, 植村元, 森尚達, “非関連流れ則に基づく異方性塑性構成式の実験的検証”, 平成 28 年度塑性加工春期講演会講演論文集, (2016), 21-22.
- [120] 小坂田宏造, “塑性学の歴史—1950 年までの塑性力学と金属塑性学者たち—”, 塑性と加工, 49-574(2008), 1066-1077.
- [121] 八高隆雄, 長谷川正, “バウシニング効果に関する研究の歴史と現状”, 鉄と鋼, 11-70(1984), 1551-1558.
- [122] Yoshida K., Brenner R., Bacroix B. & Bouvier S., “Micromechanical modeling of the work-hardening behavior of single- and dual- phase steels under two-stage loading path”, Mater. Sci. Eng., A 528(2011), 1037-1046.
- [123] Prager W., “The theory of plasticity: a survey of recent achievements”,

- Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 169-1(1955), 41-57.
- [124] Prager W., "A new method of analyzing stresses and strains in work-hardening plastic solids", *Journal of Applied Mechanics*, 12(1956), 493-496.
- [125] Armstrong P. J. & Frederick C. O., "A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect", *Central Electricity Generating Board Report, Berkeley Nuclear Laboratories. Research & Development Department*, (1966), 731.
- [126] Chaboche J. L. & Rousselier G., "On the plastic and viscoplastic constitutive equations—Part I: Rules developed with internal variable concept", *Journal of Pressure Vessel Technology*, 105-2(1983), 153-158.
- [127] Chaboche, J. L. & Rousselier, G., "On the plastic and viscoplastic constitutive equations—Part II: application of internal variable concepts to the 316 stainless steel" *Journal of Pressure Vessel Technology*, 105-2(1983), 159-164.
- [128] Mróz Z., "On the description of anisotropic work hardening", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 15-3(1967), 163-175.
- [129] Mróz Z., "An attempt to describe the behavior of metals under cyclic loads using a more general workhardening model", *Acta mechanica*, 7-2(1969), 199-212.
- [130] Krieg R. D., "A practical two surface plasticity theory", *Journal of applied mechanics*, 42-3(1975), 641-646.
- [131] Yoshida F., Uemori T. & Fujiwara K., "Elastic-plastic behavior of steel sheets under in-plane cyclic tension-compression at large strain", *International Journal of Plasticity*, 18-5 (2002), 633-659.
- [132] Yoshida F. & Uemori T., "A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and workhardening stagnation", *International Journal of Plasticity*, 18-5(2002), 661-686.
- [133] 斎藤浩一, "加工硬化の方向性 (第 1 報): 引張り応力により塑性変形した材料の引張り応力に対する方向性", *日本機械学会論文集*, 20-99(1954), 771-777.
- [134] Rauch E. F. & Schmitt J. H., "Dislocation Substructures in Mild Steel Deformed in Simple Shear", *Materials Science and Engineering*, A113(1989), 441-448.
- [135] 高橋寛, 長岡博之, 松永匡史, 塩野功, "アルミニウム円管のねじり・引張負荷における交差効果について", *日本機械学会論文集 A 編*, 60-575(1994), 1604-1609.
- [136] Gardey B., Bouvier S., Richard V. & Bacroix B., "Texture and dislocation



- structure observation in a dual-phase steel under strain-path changes at large deformation”, *Materials Science and Engineering*, A440-401(2005), 136-141.
- [137] 米村繁, 上西朗弘, 樋渡俊二, 鈴木規之, 臼田松男, “変形経路変化下の加工硬化挙動と破断予測”, *鉄と鋼*, 93-4(2007), 317-323.
- [138] 池上皓三, “種々の前後負荷の降伏曲面について—その研究の発展過程と現状(その1)—”, *材料*, 24-261(1975), 491-504.
- [139] 池上皓三, “種々の前後負荷の降伏曲面について—その研究の発展過程と現状(その2)—”, *材料*, 24-263(1975), 709-719.
- [140] Schmitt J. H., Aernoudt E. & Baudelet B., “Yield Loci for Polycrystalline Metals without Texture”, *Material Science and Engineering*, 75(1985) 13-20.
- [141] Schmitt J. H., Shen E. L. & Raphanel J. L., “A parameter for measuring the magnitude of a change of strain path: validation and comparison with experiments on low carbon steel”, *International Journal of Plasticity*, 10-5 (1994), 535-551.
- [142] Teodosiu C. & Hu Z., “Evolution of the intragranular microstructure at moderate and large strains: Modeling and computational significance”, *Simulation of Material Processing: Theory, Methods and Applications* (eds. Shen & Dawson) (1995), 173-182.
- [143] 鈴木規之, 樋渡俊二, 上西朗弘, 桑山卓也, “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の開発”, *塑性と加工*, 46-534(2005), 636-640.
- [144] Hill R. & Hutchinson J. W., “Differential hardening in sheet metal under biaxial loading: a theoretical framework”, *Journal of Applied Mechanics*, 59(1992), S1-S9.
- [145] Hill R., Hecker S. S. & Stout M. G., “An investigation of plastic flow and differential work hardening in orthotropic brass tubes under fluid pressure and axial load”, *International Journal of solids and structures*, 31-21(1994), 2999-3021.
- [146] Kuwabara T., Van Bael A. & Iizuka E., “Measurement and analysis of yield locus and work hardening characteristics of steel sheets with different  $r$ -values”, *Acta materialia*, 50-14(2002), 3717-3729.
- [147] 池田聡, 桑原利彦, “2軸引張応力下におけるIF鋼板および低炭素鋼板の加工硬化挙動”, *鉄と鋼*, 90-12(2004), 1016-1022.
- [148] 桑原利彦, 栗田圭一, “6000系アルミニウム合金板の2軸引張塑性変形特性の測定と降伏条件式の検証”, *軽金属*, 50-1(2000), 2-6.

- [149] Yoshida K., Ishizaka T., Kuroda M. & Ikawa S., “The effects of texture on formability of aluminum alloy sheets”, *Acta Materialia*, 55-13(2007), 4499-4506.
- [150] Hama T. & Takuda H., “Crystal plasticity finite-element simulation of work-hardening behavior in a magnesium alloy sheet under biaxial tension”, *Computational Materials Science*, 51-1(2012), 156-164.
- [151] Uenishi A., Isogai E., Sugiura N., Ikematsu Y., Sugiyama M. & Hiwatashi S. “Crystal plasticity analysis of work hardening behavior at large strains in ferritic single crystal”, *Nippon Steel Technical Report*, 102(2012), 57-62.
- [152] Franciosi P., Berveiller M. & Zaoui A., “Latent hardening in copper and aluminium single crystals”, *Acta Metallurgica*, 28-3(1980), 273-283.
- [153] Plunkett B., Lebensohn R. A., Cazacu O. & Barlat F., “Anisotropic yield function of hexagonal materials taking into account texture development and anisotropic hardening”, *Acta Materialia*, 54-16(2006), 4159-4169.
- [154] Hu, W., “Constitutive modeling of orthotropic sheet metals by presenting hardening-induced anisotropy”, *International Journal of Plasticity*, 23-4(2007), 620-639.
- [155] Aretz H., “A simple isotropic-distortional hardening model and its application in elastic-plastic analysis of localized necking in orthotropic sheet metals”, *International Journal of Plasticity*, 24-9(2008), 1457-1480.
- [156] 彌永大作, 瀧澤英男, 桑原利彦, “6000系ALの異方硬化の定式と有限要素解析への適用”, *塑性と加工*, 55-636(2014), 55-61.
- [157] Stoughton T. B. & Yoon J. W., “Anisotropic hardening and non-associated flow in proportional loading of sheet metals”, *International Journal of Plasticity*, 25-9(2009), 1777-1817.
- [158] Tsuru E., Agata J., Nagata Y., Shirakami S. & Shinohara Y., “Forming and Buckling Simulation on High-strength UOE Pipe with Plastic Anisotropy”, *Nippon Steel Technical Report*, 102(2013), 70-78.
- [159] Yoshida F., Hamasaki H. & Uemori T., “Modeling of anisotropic hardening of sheet metals including description of the Bauschinger effect”, *International Journal of Plasticity*, 75(2015), 170-188.
- [160] Barlat F., Grácio J. J., Lee M. G., Rauch E. F. & Vincze G., “An alternative to kinematic hardening in classical plasticity”, *International Journal of Plasticity*, 27-9(2011), 1309-1327.
- [161] Barlat F., Ha J., Grácio J. J., Lee M. G., Rauch E. F. & Vincz, G., “Extension of

- homogeneous anisotropic hardening model to cross-loading with latent effects”, *International Journal of Plasticity*, 46(2013), 130-142.
- [162] Barlat F., Vincze G., Grácio J. J., Lee M. G., Rauch E. F. & Tomé C. N., “Enhancements of homogenous anisotropic hardening model and application to mild and dual-phase steels”, *International Journal of Plasticity*, 58(2014), 201-218.
- [163] Tan Z., Maunusson C. & Persso, B., “The Bauschinger effect in compression-tension of sheet materials”, *Material Science Eng.*, A183(1994), 31-38.
- [164] 岩田徳利, 蔦森秀夫, 鈴木直守, 石倉洋, 松居正夫, 後藤学, “連続変形中に除荷を受ける鋼板の材料特性-FEM によるスプリングバック予測に関する研究 第1報”, *塑性と加工*, 43-503 (2002), 1178-1182.
- [165] Boger R. K., Wagoner R. H., Barlat F., Lee M.G. & Chung K., “Continuous, large strain, tension/compression testing of sheet material”, *International Journal of Plasticity*, 21(2005), 2319-2343.
- [166] Cao J., Lee W., Cheng H. S., Seniw M., Wang H. P. & Chung K., “Experimental and numerical investigation of combined isotropic-kinematic hardening behavior of sheet metals”, *International Journal of Plasticity*, 25(2009), 942-972.
- [167] Kuwabara T., Kumano Y., Ziegelheim J. & Kurosaki I., “Tension-compression asymmetry of phosphor bronze for electronic parts and its effect on bending behavior”, *International Journal of Plasticity*, 25(2009) 1759-1776.
- [168] 乃万暢賢, 桑原利彦, “面内圧縮試験における試験片形状の数値解析的検討と実験検証”, *塑性と加工*, 53-617(2012), 574-579.
- [169] Leslie W. C. & Sober R. J., “The Strength of Ferrite and of Martensite as Functions of Composition, Temperature and Strain Rate”, *Trans. ASM*, 60(1967), 459-484.
- [170] Kalish D. & Cohen M., “Anisotropy properties in Martensite as Developed by Thermomechanical”, *Trans. ASM*, 62(1969), 353-361.
- [171] Rauch G. C., Daga R. L., Radcliffe S. V., Sober R. J. & Leslie W. C., “Volume Expansion, Pressure Effects, and the Strength Differential in As-Quenched Iron-Carbon Martensite”, *Metallurgical Transactions A*, 6A(1975), 2279-2287.
- [172] Spitzig W. A., Sober R. J. & Richmond O., “Pressure dependence of yielding and associated volume expansion in tempered martensite”, *Acta Metallurgica*, 23(1975), 885-889.

- [173] Hama T., Kitamura N. & Takuda H., “Effect of twinning and detwinning on in elastic behavior during unloading in a magnesium alloy sheet”, *Material Science & Engineering A*, 583(2013), 232–241.
- [174] Yapici G. G., Beyerlein I. J., Karaman I. & Tomé C. N., “Tension–Compression Asymmetry in Severely Deformed Pure Copper”, *Acta Materialia*, 55(2007), 4603.
- [175] 桑原利彦, 齋藤怜奈, 平野孝明, 大橋信昭, “電子部品用 SUS304 ステンレス鋼板の引張／圧縮応力の非対称性とその曲げおよびスプリングバック挙動への影響”, *鉄と鋼*, 95-11(2009), 732–739.
- [176] Kuroda M., “Crystal plasticity model accounting for pressure dependence of yielding and plastic volume expansion”, *Scripta Materialia*, 48(2003), 605–610.
- [177] Verma R.K., Kuwabara T., Chung K. & Haldar, A., “Experimental evaluation and constitutive modeling of non-proportional deformation for asymmetric steels”, *International Journal of Plasticity*, 27(2011), 82–101.
- [178] Cazacu O. & Barlat F., “A criterion for description of anisotropy and yield differential effects in pressure-insensitive metals”, *International Journal of Plasticity*, 20(2004), 2027–2045.
- [179] Cazacu O., Plunkett B. & Barlat F., “Orthotropic yield criterion for hexagonal closed packed metals”, *International Journal of Plasticity*, 22 (2006), 1171–1194.

## 第2章 単純せん断試験を用いた 薄鋼板の加工硬化特性評価法の開発

### 2.1 緒言

現象論に基づく塑性構成式を用いた成形解析では、材料の相当応力-相当塑性ひずみ関係として単軸引張試験より得られた真応力-対数塑性ひずみ曲線を用いることが多い。しかし、単軸引張試験では一様伸びひずみを超えると拡散くびれが発生する。拡散くびれが発生すると変形状態が不均一となるため、応力とひずみの関係を正確に測定することは難しい。一方で、曲げ変形や伸びフランジ変形では、変形が一様伸びひずみより大きなひずみ域（以下、大ひずみ域）まで進行する[1][2]。このような部位の成形解析を実施する場合、相当応力-相当塑性ひずみ関係は近似式を用いた外挿とならざるを得ない。特に、軟鋼に比べ一様伸びの小さい高強度鋼板では、近似式のパラメータ同定に用いることのできるひずみ範囲（以下、近似範囲）が小さいため、大ひずみ域における近似精度に大きな誤差を生じる恐れがある（Fig. 2-1）。

このような問題意識の中、大ひずみ域の相当応力-相当塑性ひずみ関係を同定する方法として、拡散くびれ内部の変形から応力分布を推定する方法[3]-[7]、圧縮試験による方法[8]-[11]が提案されている。これらは、試験片に不均一な変形状態が発生することを許容し、試験片の荷重応答や巨視的な寸法変化（全長や断面形状など）から、逆解析的に加工硬化式のパラメータを決定する。これら逆解析的な方法は、適切な降伏関数および流れ則が設定されていることを前提としており、これらに実現象とのかい離があった場合、得られた相当応力-相当塑性ひずみ関係は誤差を有する可能性がある。また、逆解析には有限要素法解析が用いられることが多いが、有限要素法解析はメッシュ条件や計算条件によって計算結果が変化する。そのため、相当応力-相当塑性ひずみ関係の同定に逆解析を用いる場合、材料モデルや解析条件に十分注意して解析を行う必要がある。

逆解析を必要とせず、大ひずみ域までの真応力-対数塑性ひずみ曲線（以下、SS 曲線）を測定するための試験法として、液圧バルジ試験[12]-[14]や単純せん断試験[15]-[17]がある。これらは、試験片の変形状態が均一であると仮定し、力のつり合いから応力を算出する。しかし、実際には不均一な変形が生じるため、試験片寸法や実験装置が適切でない場合、応力やひずみの測定値に無視できな

い誤差が生じる[14][17]. そのため, 実験条件に十分注意して実験を行う必要がある.

単純せん断試験は板厚減少が極めて小さく, 応力およびひずみを安定的に測定できるため, 大ひずみ域までの SS 曲線を測定するための試験法として期待できる. 一方で, 現在広く用いられている成形解析ソフトに入力する場合, 単軸引張り相当の SS 曲線 (以下, 相当 SS 曲線) を算出する必要がある. このとき, 対象となる材料に適した降伏関数を選定しなければならない[18]. 材料ごとに適した降伏関数を同定するのは容易ではなく, 簡便かつ高精度な算出方法の確立が必要である. Lee ら[19]および Sigvant ら[20]は, 塑性仕事共役と等方硬化を仮定し, バルジ試験と単軸引張り試験より得られた真応力と塑性ひずみ増分を関連づける定数を用いる方法を提案している. しかしながら, 単純せん断試験を対象として, この方法の妥当性を詳細に論じた報告はない.

本章では, 単純せん断試験を用いて大ひずみ域までの相当 SS 曲線を簡便かつ高精度に測定する方法の基礎を確立することを目的とする. また, 有限要素法解析を用いて, 単純せん断試験の適用範囲を明らかにする. そして, 単純せん断試験より得られた相当 SS 曲線を用いて, 種々の鋼板の大ひずみ域における加工硬化特性の特徴を調査し, 加工硬化式の高精度化のための指針を得る.

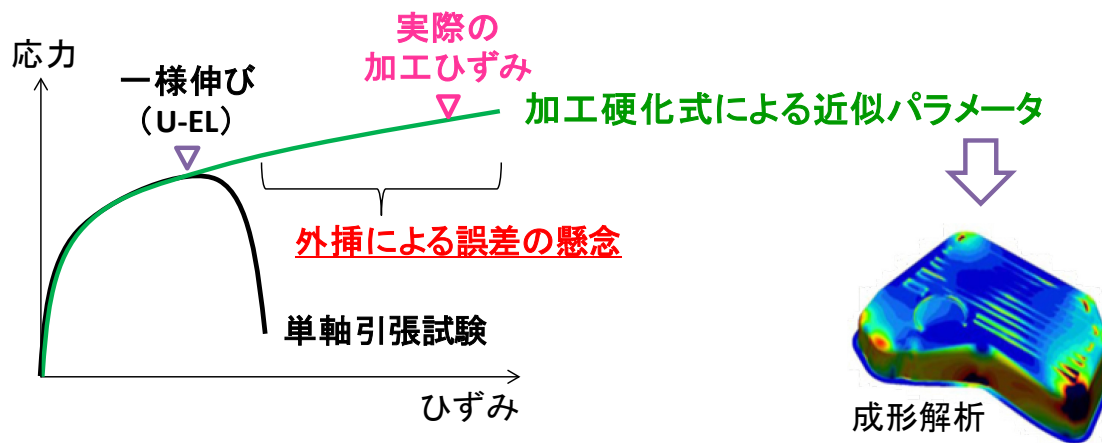


Fig. 2-1 Extrapolation error in stress-strain curve measured by uniaxial tension test.

## 2.2 実験方法および解析方法

### 2.2.1 供試材と実験条件

供試材として、冷間圧延一連続焼鈍によって製造された板厚 1.6mm の極低炭素鋼板（以下、IF 鋼板）、590MPa 級および 980MPa 級のフェライトーマルテンサイト系 2 相組織鋼板（以下、590DP および 980DP）を用いた。Table 2-1 に単軸引張試験より得られた各供試材の機械的特性を示す。単軸引張試験は JIS5 号試験片を用い、ひずみの測定は標点間距離 50mm の伸び計を用いた。

Fig. 2-2 に本研究で用いた単純せん断試験の模式図を示す。矩形の試験片の短辺方向中央にある幅 3mm の変形領域の幅方向両側表裏面を、表面に凹凸形状を設けたプレート（以下、チャック）でチャッキングした。そして、チャックを変形領域長辺方向に沿って動かすことで、変形領域に単純せん断変形を与えた。試験片のせん断ひずみは、変形領域の長辺方向中央に描いた直線を CCD カメラによって撮影し、その角度変化量から算出した。せん断荷重はチャックに取り付けたロードセルによって測定した。せん断ひずみ  $\varepsilon_s$  およびせん断応力  $\sigma_s$  の算出には次式を用いた。

$$\varepsilon_s = \tan \theta \quad (2-1)$$

$$\sigma_s = \frac{F}{A_0} \quad (2-2)$$

ここで、 $\theta$  は変形領域の直線の角度変化量、 $F$  はせん断荷重、 $A_0$  は変形領域の長手方向断面積である。なお、本研究で採用した単純せん断試験の実験条件の妥当性については Bouvier ら[17]の論文を参照されたい。

また、単純せん断試験より得られた  $\sigma_s - \varepsilon_s$  曲線から算出された単軸引張相当の SS 曲線 (2.2.2 節参照) の妥当性を検証するために、液圧バルジ試験を実施した。ダイス穴径は 200mm、試験片頂点部のひずみおよび曲率は、試験片表面に描いた 1mm 格子より画像相関法を用いて測定した (Fig. 2-3)。ひずみは頂点部の直径 4mm の円形領域の平均値、曲率は頂点部の直径 20mm の円形領域の平均値とした。頂点部応力  $\sigma_b$  は、等二軸引張応力状態を仮定し次式より算定した。

$$\sigma_b = \frac{P \cdot \rho}{2t_0 \cdot \exp(-2\varepsilon_b)} \quad (2-3)$$

ここで、 $P$  は内圧、 $\rho$  は頂点部の曲率、 $t_0$  は試験片の初期板厚、 $\varepsilon_b$  は頂点部の

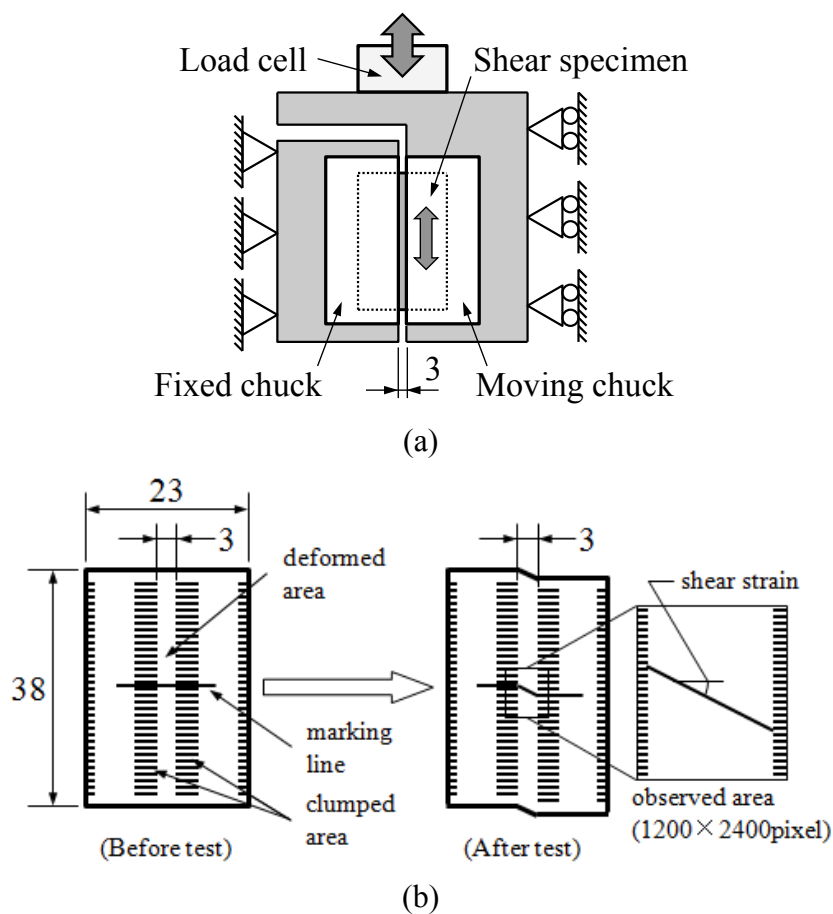
ひずみである。なお、本研究で採用した液圧バルジ試験の実験条件の妥当性については Yoshida[14]の論文を参照されたい。

以上の各種材料試験におけるひずみ速度は Mises の相当ひずみ速度で  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$  一定とした。

**Table 2-1** Mechanical properties of test materials

Materials	$t_0$ /mm	$\sigma_{0.2}$ /MPa	TS /MPa	U-EL /%	T-EL /%
IF steel	1.6	150	286	29	54
590DP	1.6	407	626	19	31
980DP	1.6	730	1051	8	14

$t_0$ : Initial thickness,  $\sigma_{0.2}$ : 0.2% proof stress, TS: Tensile strength, U-EL: Uniform elongation, T-EL: Total elongation.



**Fig. 2-2** Schematic representation of the simple shear test; (a) testing apparatus, (b) shear specimen.



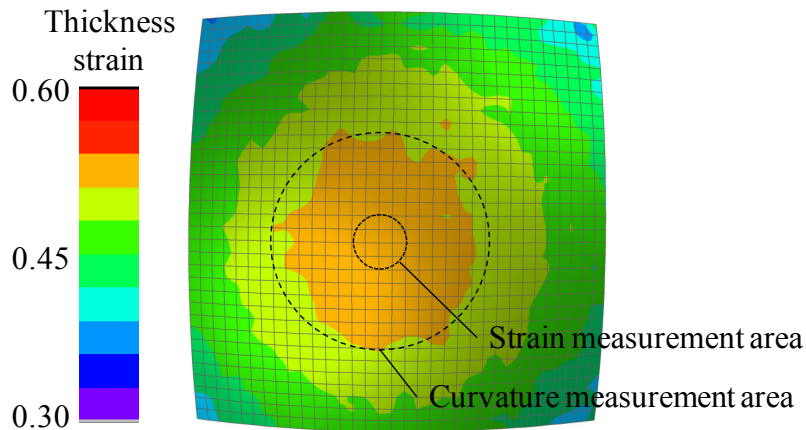


Fig. 2-3 Strain distribution in a specimen for hydraulic bulge test (IF steel at  $\varepsilon_t \approx 0.5$ ).

## 2.2.2 単軸引張相当の SS 曲線の算出方法

単純せん断試験より得られた  $\sigma_s - \varepsilon_s$  曲線から相当 SS 曲線を算出する方法として、Lee ら[19]および Sigvant ら[20]が提案している考え方を適用した。その詳細を以下に示す。

一般的に薄鋼板は異方性を有しており、せん断応力から単軸引張相当の応力を算出する場合、その材料に適した降伏関数を選定する必要がある[18]。しかし、材料ごとに適した降伏関数を同定するのは容易ではない。そこで、降伏関数を用いるのではなく、単純せん断変形および単軸引張変形下における応力を関係づける係数  $\kappa_\sigma$  および塑性ひずみ増分を関係づける係数  $\kappa_\varepsilon$  を導入する。

$$\bar{\sigma} = \kappa_\sigma \sigma_s \quad (2-4)$$

$$d\bar{\varepsilon}^p = \kappa_\varepsilon d\varepsilon_s^p \quad (2-5)$$

ここで  $\bar{\sigma}$  および  $d\bar{\varepsilon}^p$  は単軸引張相当の真応力およびその応力方向の塑性ひずみ増分、 $\sigma_s$  および  $d\varepsilon_s^p$  は単純せん断試験より得られたせん断応力およびせん断応力方向の塑性ひずみ増分である。

現象論に基づく塑性力学では、「材料の加工硬化量は、材料に与えられた仕事によって一義的に決まる」と仮定する。つまり、相当応力と相当塑性ひずみを関係づける物理量として、材料が塑性変形する際に消費された単位体積当たりの塑性仕事増分を用いる（第 1 章 1.3.2 節(d)を参照）。材料に生じた応力と塑性ひずみ増分の間にはこのような塑性仕事共役の関係が成り立つと仮定した場合、次式が得られる。

$$dw^p = \bar{\sigma} \cdot d\bar{\varepsilon}^p = \sigma_s \cdot d\varepsilon_s^p \quad (2-6)$$

式(2-4), (2-5)および(2-6)より,  $\kappa_\sigma$  と  $\kappa_\varepsilon$  の関係は次式のように表される.

$$d\bar{\varepsilon}^p = \frac{\sigma_s}{\bar{\sigma}} d\varepsilon_s^p = \frac{1}{\kappa_\sigma} d\varepsilon_s^p, \quad \therefore \kappa_\varepsilon = \frac{1}{\kappa_\sigma} \quad (2-7)$$

さらに, 材料は等方硬化を示すと仮定した場合,  $\kappa_\sigma$  は一定値となる. 以上より, 単純せん断変形および単軸引張変形を関係づける係数を  $\kappa_s$  とし, 次式の変換式を用いる.

$$\bar{\sigma} = \kappa_s \sigma_s, \quad d\bar{\varepsilon}^p = \frac{1}{\kappa_s} d\varepsilon_s^p, \quad \kappa_s = \text{Const.} \quad (2-8)$$

係数  $\kappa_s$  は式(2-8)より算出した  $\bar{\sigma} - \bar{\varepsilon}^p$  曲線が単軸引張試験より得られた SS 曲線と一致するよう, 最小二乗法を用いて決定した. 以下, 単軸引張および単軸引張相当の真応力および対数塑性ひずみをそれぞれ, 相当応力および相当塑性ひずみ, 本手法を  $\kappa$  手法と呼ぶこととする.

また, 液圧バルジ試験より得られた SS 曲線から相当 SS 曲線を算出する場合, 式(2-8)の  $\sigma_s$  および  $d\varepsilon_s^p$  を液圧バルジ試験より得られた真応力  $\sigma_b$  および対数塑性ひずみ増分  $d\varepsilon_b^p$  に置き換え, 液圧バルジ試験および単軸引張試験を関係づける係数  $\kappa_b$  を算出した. ここで  $d\varepsilon_b^p$  は板厚方向ひずみ増分  $d\varepsilon_z^p$  を用いて, 次式で定義する.

$$d\varepsilon_b^p = d\varepsilon_z^p \quad (2-9)$$

上述した  $\kappa$  手法は, 単純せん断試験および液圧バルジ試験に限らず, 任意の変形形態 (応力比) の比例負荷変形下において測定された SS 曲線から相当 SS 曲線を算出する場合に用いることができる. なお, 変換係数  $\kappa$  の値は材料の降伏関数および採用した変形形態によって変化する. 例えば, Mises の降伏関数に従う材料の場合, 平面ひずみ引張変形では  $\kappa = \sqrt{3}/2$ , 等二軸引張変形では  $\kappa = 1$  となる.

### 2.2.3 瞬間加工硬化指数の算出方法

材料の加工硬化係数 ( $n$  値) は, 成形解析におけるひずみや応力分布のみならず, しわや割れなど成形不良の予測精度にも影響する重要な因子である. また, 一般的に  $n$  値は一定値として用いられることが多いが, ひずみの進展にとりま

って変化する[21]. そこで、各供試材の相当応力-相当塑性ひずみ関係の特徴を調査するために、加工硬化にともなう瞬間  $n$  値 (以下  $n'$  値) を算定した. 具体的には、両対数グラフにプロットした相当応力-相当ひずみ曲線を相当ひずみ増分 0.025 毎の区間で直線近似し、その傾きをもって  $n'$  値とした (Fig. 2-4).

## 2.2.4 解析モデルと解析条件

単純せん断試験では変形領域の幅方向に引張応力が生じる. 一方、2.2.2 節で述べたの手法では幅方向引張応力は無視している. そこで、有限要素法解析を用いて、単純せん断試験より得られる相当応力におよぼす幅方向引張応力の影響を調査した.

ソルバーは LS-DYNA R6.11/陰解法ソルバーを用いた. 試験片は変形領域のみをモデル化し、幅方向両端はチャックを模擬した剛体と節点共有で接続した (Fig. 2-5). モデルの長手方向、幅方向、板厚方向を各々  $x, y, z$  軸とする. 要素は完全積分 8 節点 6 面体ソリッド要素を用いた. メッシュは長辺方向 190, 幅方向 15, 板厚方向 4 等分割 (11400 要素) とした. ヤング率  $E$  およびポアソン比  $\nu$  は、 $E = 206 \text{ GPa}$ ,  $\nu = 0.3$  とし、Mises の降伏関数および関連流れ則を適用した. 一方の剛体を固定し、他方の剛体を長辺方向へ変位させ、変形領域に単純せん断変形を与えた.

まず、剛体に生じた長手方向の反力と、長手方向中央の節点群を直線近似しその角度変化量から、せん断応力およびせん断ひずみを取得した. そして、これらの値を  $\kappa$  手法に適用して相当 SS 曲線を算出した (以下、簡易値).

次に、モデル中心の要素から真応力および塑性ひずみの 6 成分を取得し、次式を用いて相当応力および相当塑性ひずみを算出した (以下、厳密値).

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2)} \quad (2-10)$$

$$\bar{\varepsilon}^p = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_x^p - \varepsilon_y^p)^2 + (\varepsilon_y^p - \varepsilon_z^p)^2 + (\varepsilon_z^p - \varepsilon_x^p)^2 + 6(\varepsilon_{xy}^{p2} + \varepsilon_{yz}^{p2} + \varepsilon_{zx}^{p2})} \quad (2-11)$$

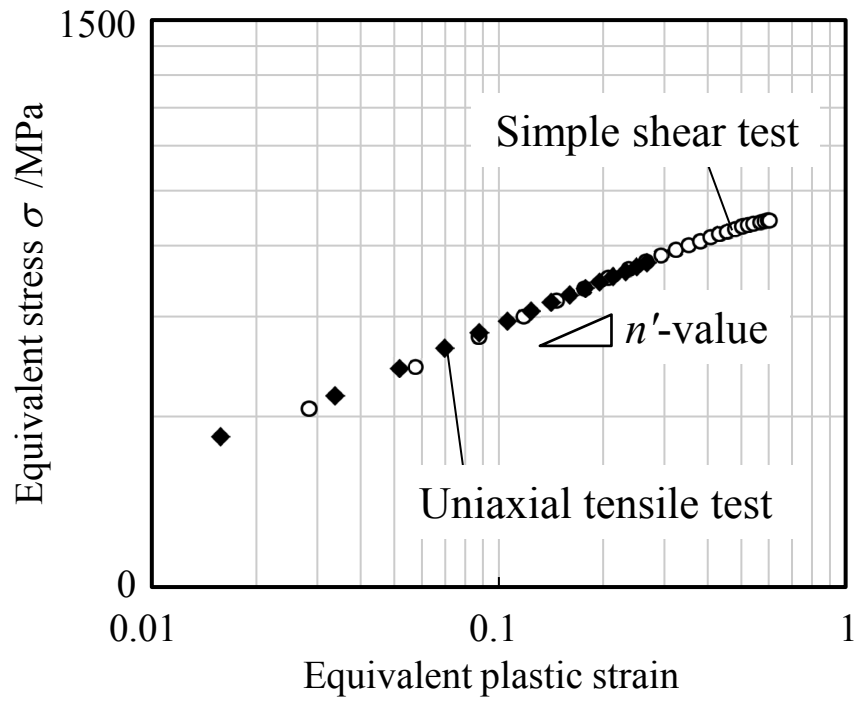


Fig. 2-4  $n'$ -value.

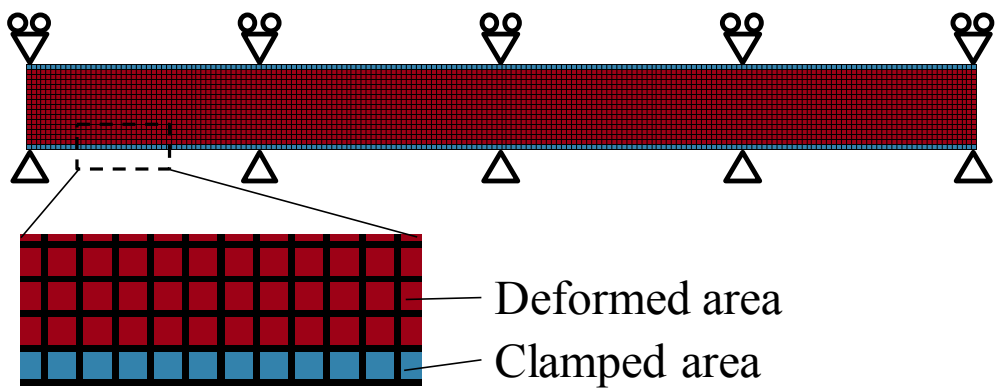


Fig. 2-5 FEM analysis model of the simple shear test.

## 2.3 実験・解析結果および考察

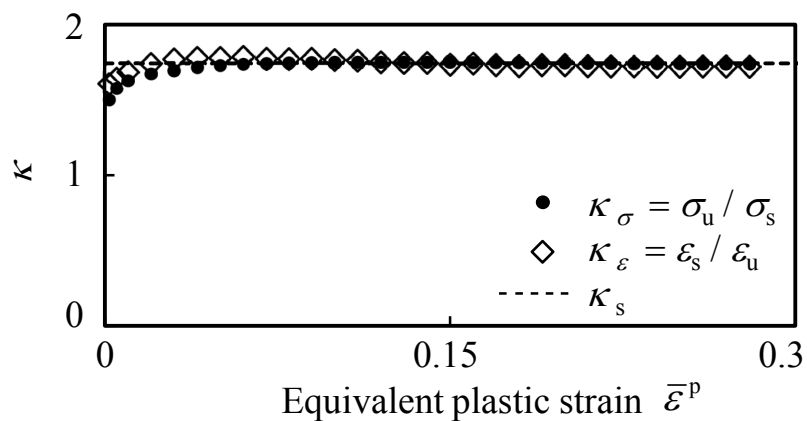
### 2.3.1 単軸引張相当の SS 曲線の算出方法の妥当性

式(2-8)の妥当性を検証するために、単軸引張試験および単純せん断試験において、同じ塑性仕事量が消費されたときの真応力の比  $\kappa_\sigma$  と、塑性ひずみの比  $\kappa_\varepsilon$  を算出した。各供試材ごとの  $\kappa_\sigma$  と  $\kappa_\varepsilon$  を Fig. 2-6 にプロットで示す。また、 $\kappa_s$  を同図中に破線で示す。IF 鋼板の  $\kappa_\sigma$  と  $\kappa_\varepsilon$  は、降伏初期において  $\kappa_s$  より低い値となった。いずれもひずみの進展とともに増加し、 $\bar{\varepsilon}^p > 0.1$  のひずみ域において  $\kappa_s$  と一致した。 $\kappa_\sigma$  と  $\kappa_\varepsilon$  の差は、降伏直後に最大値（約 6%）を示した。ひずみの進展とともに減少し、 $\bar{\varepsilon}^p > 0.1$  のひずみ域では 1%以下となった。590DP および 980DP では、降伏直後から一様伸びまでのひずみ域において  $\kappa_\sigma$  と  $\kappa_\varepsilon$  は  $\kappa_s$  と一致した。Fig. 2-7 に、単軸引張試験および液圧バルジ試験における  $\kappa_\sigma$ 、 $\kappa_\varepsilon$  および  $\kappa_b$  の比較を示す。液圧バルジ試験の傾向は、概ね単純せん断試験と同様であった。590DP および 980DP の降伏直後において  $\kappa_\sigma$ 、 $\kappa_\varepsilon$  および  $\kappa_b$  の間に差が見られるが、これは試験の精度によるものであると考えられる。

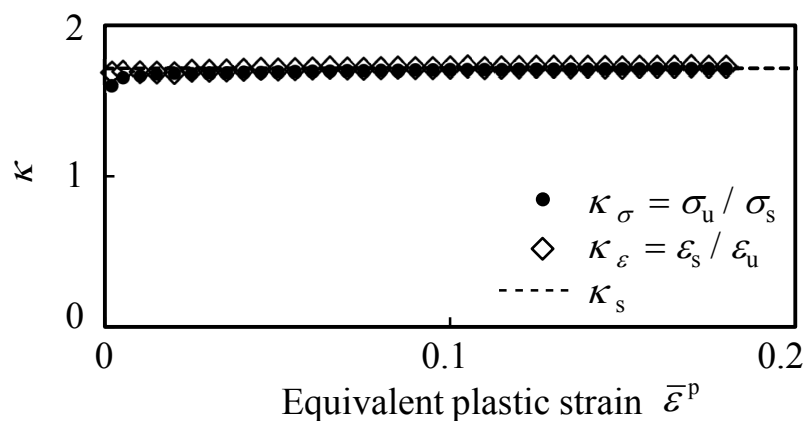
これらの結果から、590DP および 980DP では係数  $\kappa_s$  を導入する際に用いた仮定①真応力と塑性ひずみ増分の間には塑性仕事共役の関係が成り立つ、②材料は等方硬化挙動を示す、が妥当であることがわかった。一方、IF 鋼板の降伏初期に見られた  $\kappa_\sigma$  と  $\kappa_\varepsilon$  のかい離は塑性仕事共役の関係が成り立たないことを示している。また、 $\kappa_\sigma$  と  $\kappa_\varepsilon$  の値が変化することは材料が異方硬化挙動を示すことを意味する。これらを考慮した変換方法の検討は今後の課題とし、本研究では  $\kappa_s$  を用いることとする。

単軸引張試験、単純せん断試験および液圧バルジ試験より得られた各供試材の相当 SS 曲線の比較を Fig. 2-8 に示す。また、単軸引張試験、単純せん断試験より得られた相当 SS 曲線を用いて算出した  $n'$  値の比較を Fig. 2-9 に示す。各試験法より得られた相当 SS 曲線および  $n'$  値は、試験法によらず、供試材ごとにほぼ一致した。

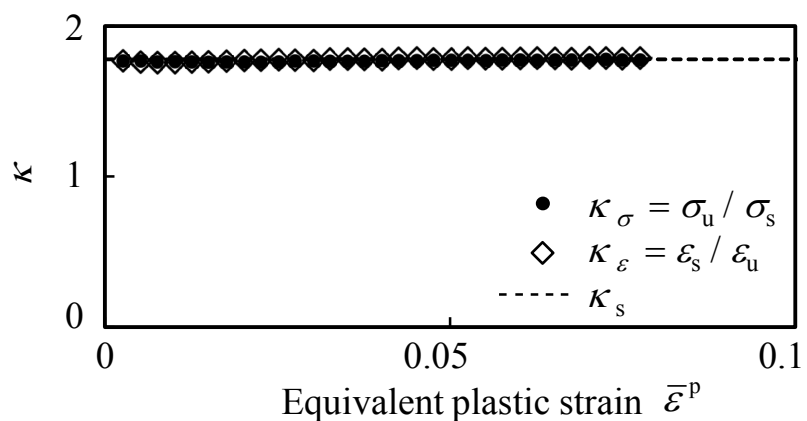
以上の結果から、 $\kappa$  手法を用いることで、IF 鋼は  $\bar{\varepsilon}^p > 0.1$  から、590DP と 980DP は降伏直後から大ひずみ域までの相当 SS 曲線を高精度に得られることがわかった。



(a) IF steel

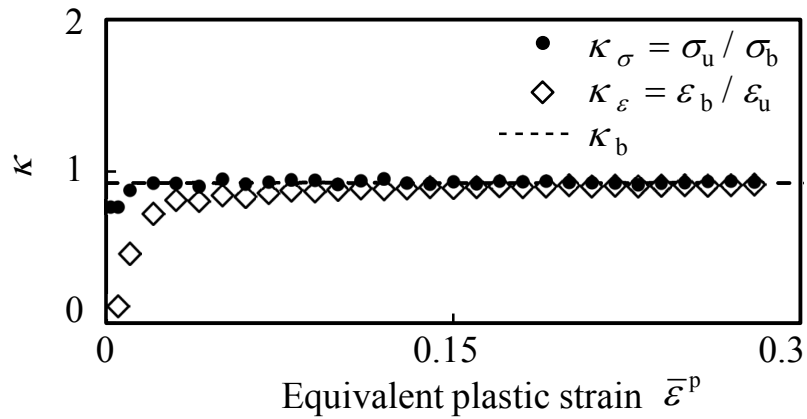


(b) 590DP

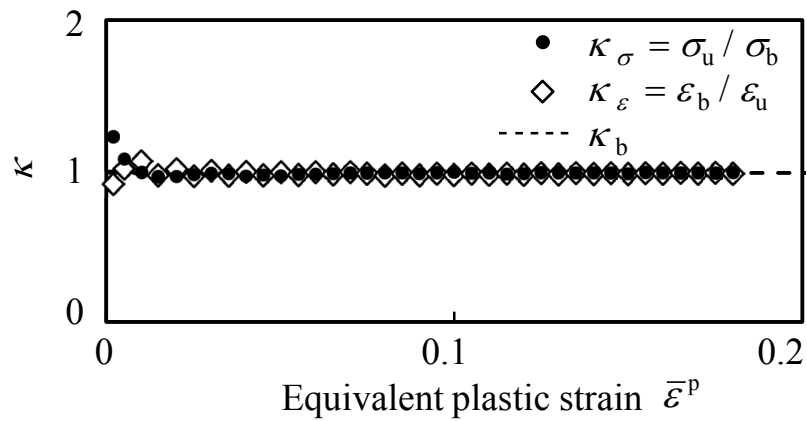


(c) 980DP

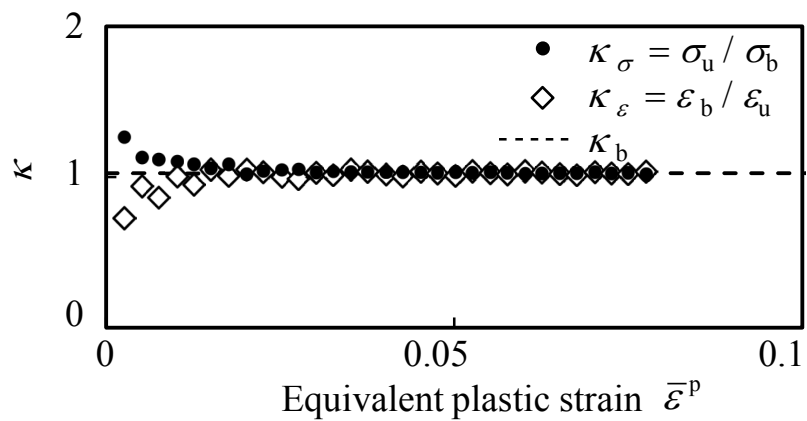
**Fig. 2-6** Comparison of stress ratio and strain ratio between uniaxial tensile test and simple shear test at equal plastic work; (a) IF steel, (b) 590DP, (c) 980DP. Dash lines in figures are calculated by the proposed method.



(a) IF steel

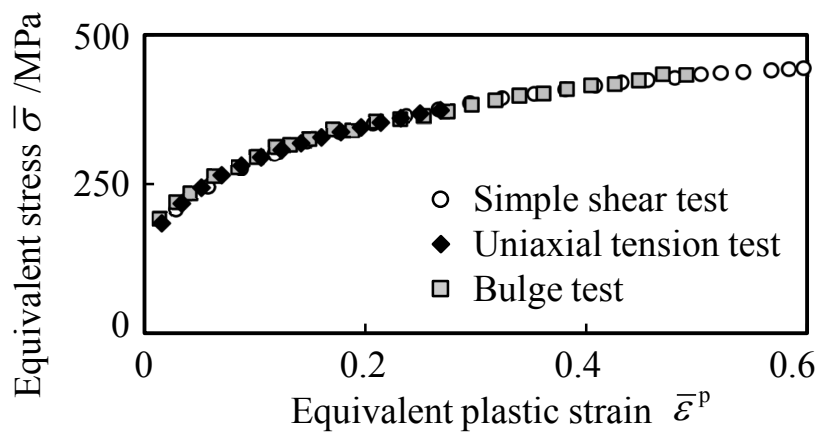


(b) 590DP

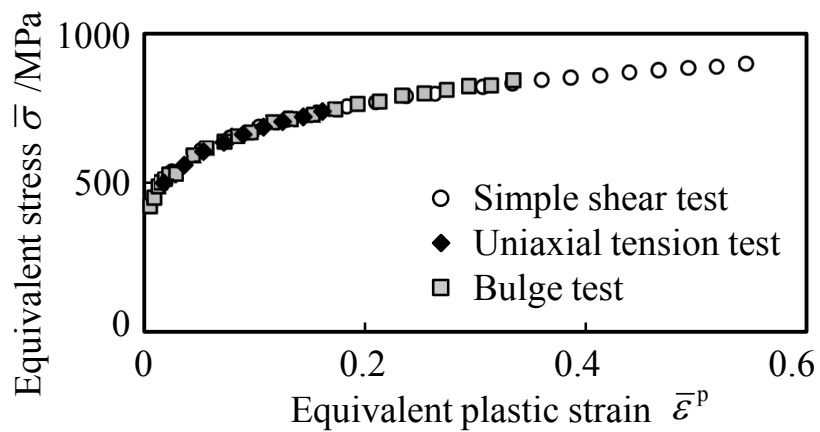


(c) 980DP

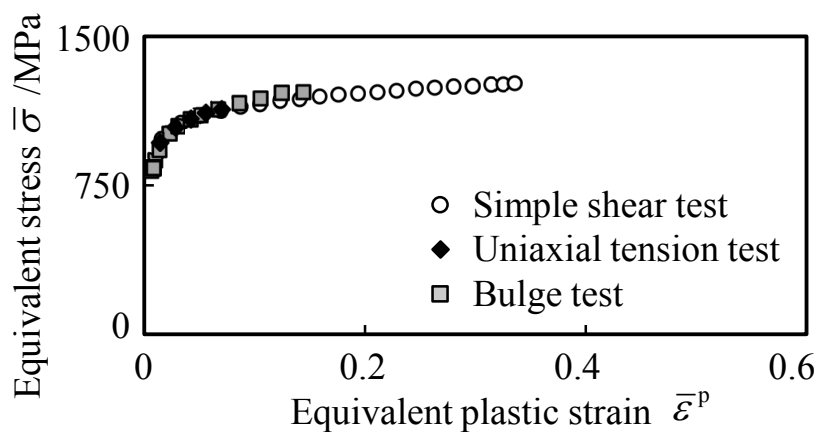
**Fig. 2-7** Comparison of stress ratio and strain ratio between uniaxial tensile test and hydraulic bulge test at equal plastic work; (a) IF steel, (b) 590DP, (c) 980DP. Dash lines in figures are calculated by the proposed method.



(a) IF steel



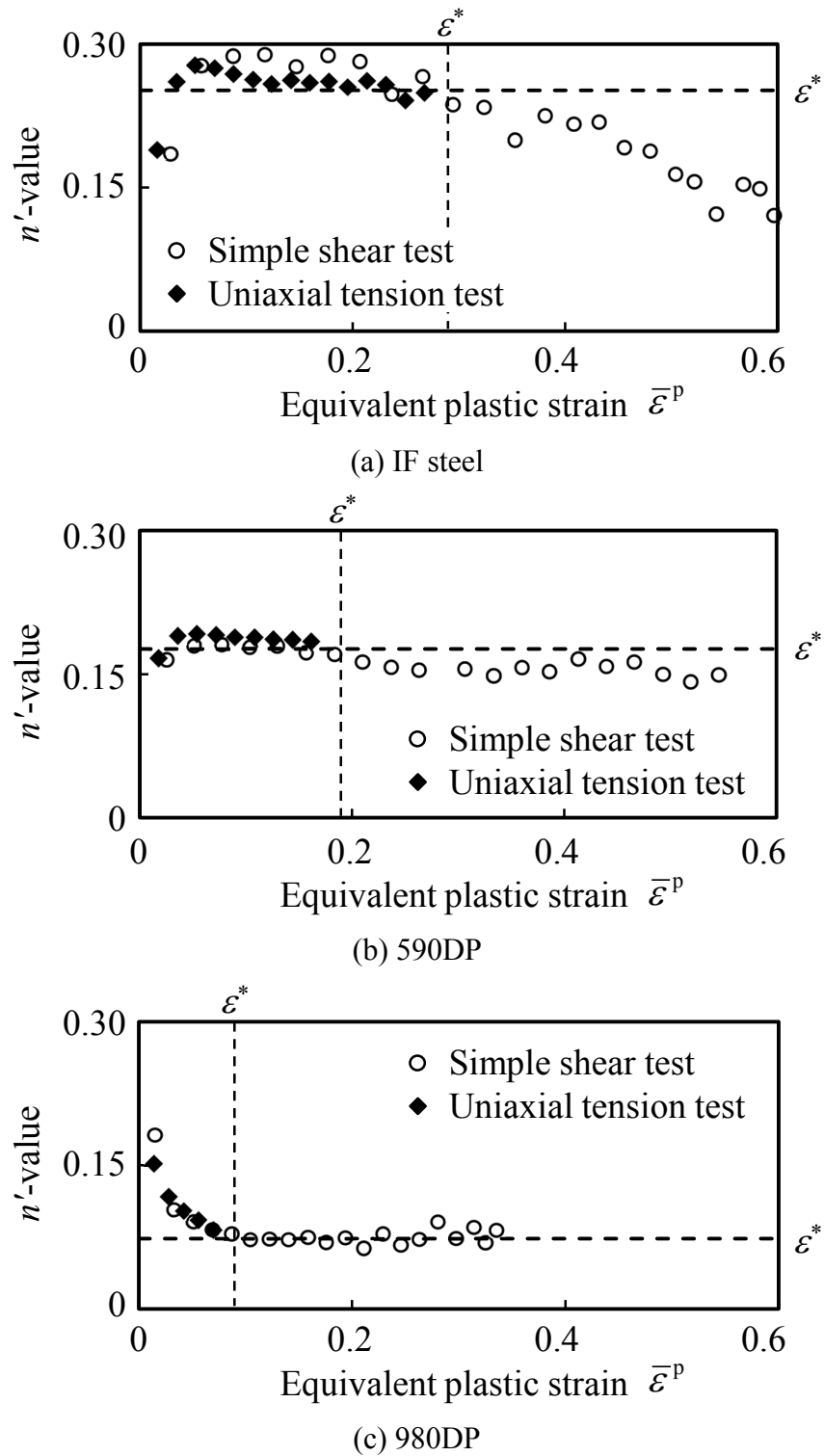
(b) 590DP



(c) 980DP

**Fig. 2-8** Equivalent stress - equivalent plastic strain curves of specimens obtained by each tests; (a) IF steel, (b) 590DP, (c) 980DP.





**Fig. 2-9** Instantaneous  $n$  value - equivalent plastic strain curves of specimens obtained by each tests; (a) IF steel, (b) 590DP, (c) 980DP.

### 2.3.2 相当応力におよぼす引張応力の影響

Fig. 2-10 に各供試材における厳密値に対する簡易値の誤差を示す。また、Fig. 2-11 に簡易値および厳密値の SS 曲線の比較を示す。さらに、同図中に幅方向応力  $\sigma_y$  を破線で示す。いずれの供試材においても、ひずみの進展にともない  $\sigma_y$  は増加した。そして、簡易値の誤差は  $\sigma_y$  の増加とともに大きくなった。その傾向は材料強度によらずほぼ一致していた。このことから、 $\sigma_y$  の増加は材料特性によらず、試験法固有のものであると考えられる。厳密値に対する簡易値の誤差が 1%以内となるひずみ域は、IF 鋼は  $\bar{\epsilon}^p < 0.46$ 、590DP は  $\bar{\epsilon}^p < 0.47$ 、980DP は  $\bar{\epsilon}^p < 0.43$  であった。以上の結果から、2.1 節および 2.2 節で述べた単純せん断試験および  $\kappa$  手法を用いて相当 SS 曲線を取得する場合、 $0 \leq \bar{\epsilon}^p \leq 0.4$  のひずみ範囲では、幅方向引張応力を考慮しなくとも実用上問題ないことがわかった。

幅方向引張応力はチャックの拘束に起因して生じると推察される。したがって、試験片を  $\bar{\epsilon}^p < 0.4$  のひずみまで単純せん断変形させたところでチャックから取り外し引張応力を開放する。そして、再度単純せん断変形させることで、さらに大ひずみ域までの相当 SS 曲線が取得できる。このような多段階単純せん断試験法の検討は今後の課題とする。

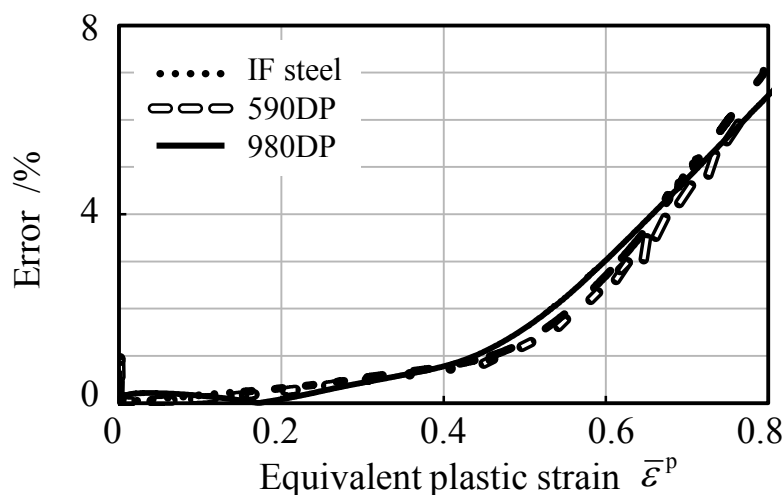
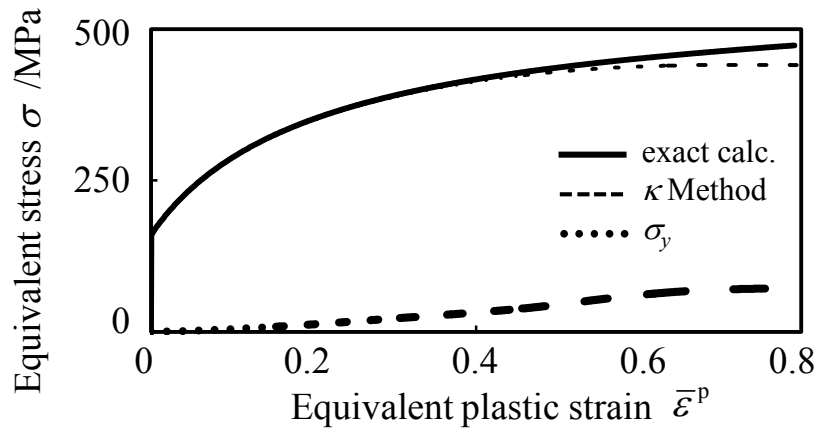
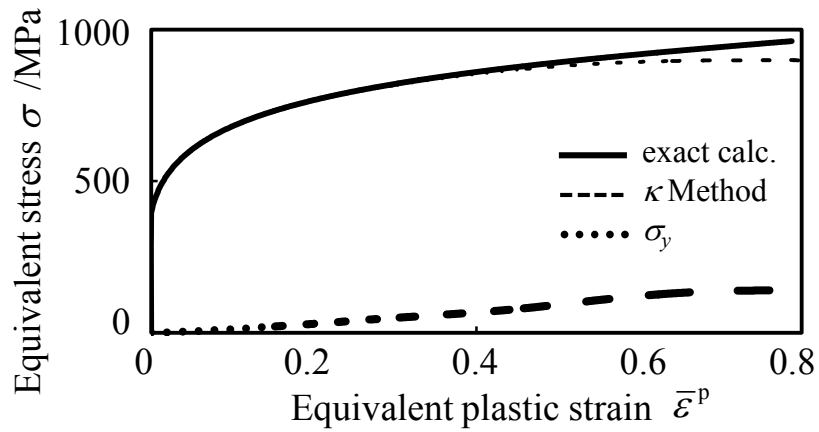


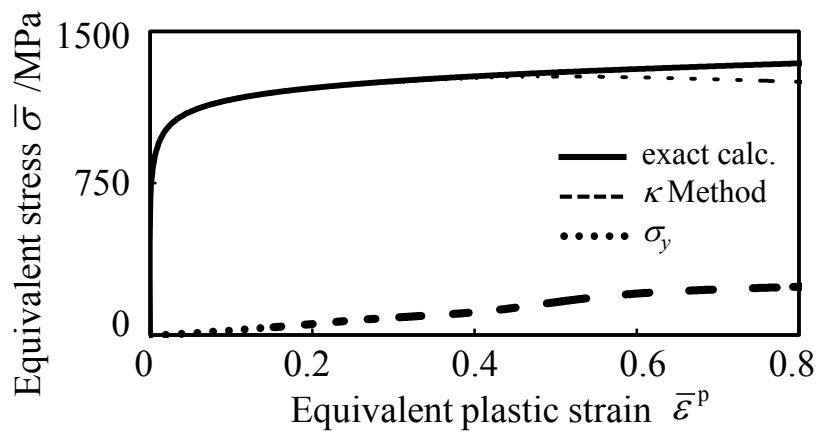
Fig. 2-10 Error between the exact calculation and the  $\kappa$  method in each test material.



(a) IF steel



(b) 590DP



(c) 980DP

**Fig. 2-11** Equivalent stress - equivalent plastic strain curves of 980DP obtained by the simple shear analyses with the exact method and the  $\kappa$  method, and tensile stress applied in deformed area along width direction.

### 2.3.3 大ひずみ域における薄鋼板の加工硬化特性

Fig. 2-9 に示すように、 $n'$  値の挙動は供試材ごとに異なった。詳細に見ると、IF 鋼板の  $n'$  値は降伏直後に急激に上昇し、ひずみの進展にともない緩やかに減少した。590DP の  $n'$  値は降伏から大ひずみ域まで概ね一定値となった。980DP の  $n'$  値は降伏から一様伸びまでのひずみ域において減少し、大ひずみ域では一定値となった。

Hollomon の  $n$  乗硬化式に従う材料は、単軸引張試験において荷重が最大となる時の真ひずみ（以下、 $\varepsilon^*$ ）の値と  $n$  値の値が等しくなる（詳細については付録 E を参照のこと）。そこで、各供試材の  $\varepsilon^*$  と  $n'$  値を比較した。Fig. 2-9 に  $\varepsilon^*$  の値を破線で示す。IF 鋼板では  $0.1 < \bar{\varepsilon}^p < \varepsilon^*$  のひずみ域において  $n' = \varepsilon^*$  となった。しかし、大ひずみ域では  $n' < \varepsilon^*$  となった。590DP では降伏から大ひずみ域まで概ね  $n' = \varepsilon^*$  となった。980DP では  $\bar{\varepsilon}^p < \varepsilon^*$  のひずみ域において  $n' > \varepsilon^*$  となったが、大ひずみ域では  $n' = \varepsilon^*$  となった。さらに本供試材以外の種々の鋼板について、 $n'$  値と  $\varepsilon^*$  の関係を調査した結果、引張強さが 440MPa 以上の高強度鋼板では大ひずみ域において概ね  $n' = \varepsilon^*$  となることがわかった。

## 2.4 結言

本章では、単純せん断試験を用いて大ひずみ域までの相当 SS 曲線を簡便かつ高精度に測定する方法の基礎を確立するとともに、加工硬化式の高精度化のための指針を得ることを目的とした。単純せん断試験より得られた SS 曲線から単軸引張相当の SS 曲線を算出する手法として、降伏関数を用いない  $\kappa$  手法を適用し、その妥当性を検証した。また、有限要素法解析を用いて、変形領域の幅方向に生じる引張応力の影響を調査し、単純せん断試験の適用範囲を明らかにした。そして、単純せん断試験より得られた相当 SS 曲線を用いて、種々の鋼板の大ひずみ域における加工硬化特性の特徴を調査した。得られた知見を以下に示す。

- (1)  $\kappa$  手法を用いることで、IF 鋼は  $0.1 < \bar{\epsilon}^p$  から、590DP と 980DP は降伏直後から大ひずみ域までの相当 SS 曲線を高精度に得られる（応力およびひずみの算出誤差 1%以内）。
- (2) 変形領域の幅方向に生じる引張応力は、 $0 \leq \bar{\epsilon}^p \leq 0.4$  のひずみ範囲では、幅方向引張応力を考慮しなくとも実用上問題ない（応力の測定誤差 1%以内）。
- (3) 本供試材を含め、種々の鋼板の瞬間加工硬化係数  $n'$  値と、単軸引張試験において荷重が最大となる時の真ひずみ  $\epsilon^*$  の関係を調査した結果、引張強さが 440MPa 以上の高強度鋼板では大ひずみ域における  $n'$  値は  $\epsilon^*$  と概ね一致する。

## 参考文献

- [1] 白神聡, 吉田亨, 佐藤浩一, 水村正昭, 末廣正芳, “高張力鋼板の張力曲げ成形限界評価”, 平成 24 年度塑性加工春季講演会論文集, (2012), 7-8.
- [2] 伊藤泰弘, 中澤嘉明, 栗山幸久, 鈴木克幸, 鈴木規之, “高強度熱延鋼板の円錐穴広げ性に及ぼすパンチ形状および板厚の影響”, 塑性と加工, 57-660(2015), 53-59.
- [3] Bridgman P. W., “The Stress Distribution at the Neck of a Tension Specimen”, Trans. ASM, 32(1944), 533-574.
- [4] Aronofsky J., “Evaluation of Stress Distribution in the Symmetrical Neck of Flat Tensile Bars”, J. Appl. Mech., 18(1951), 75-84.
- [5] Marshall E.R. and Shaw., “The Determination of Flow Stress from a Tensile Specimen” Trans. ASM, 44(1952), 705-725.
- [6] Yoshida Y., Yukawa N. & Ishikawa T., “Determination of Ductile Damage Parameters by Notched Round Bar Tension Test Using Image Analysis”, Materials Processing and Design: Modeling Simulation and Applications, 1(2004), 1869-1874.
- [7] 榎並啓太郎, 長井寿., “断続引張試験による局所くびれ以降の真応力-真ひずみ線図の評価”, 鉄と鋼, 91-9(2005), 712-718.
- [8] Osakada K., Kawasaki T., Mori k. & Taniguchi N., “A Method of Determining Flow Stress under Forming Conditions”, CIRP Annals, 30-1(1981), 135-138.
- [9] 小坂田宏造, 白石光信, 村木重節, 徳岡雅康, “リング圧縮試験による変形抵抗測定法”, 日本機械学会論文集 C 編, 55-516(1989), 2213-2220.
- [10] Yanagida A., Liu J. & Yanagimoto J., “Flow curve determination for metal under dynamic recrystallization using inverse analysis”, Mater. Trans., 44-11(2003), 2303-2310.
- [11] 岩田隆道, 上山道明, 与語康宏, 岩田徳利, 石川孝司, 鈴木克幸, “リング圧縮試験の薄板形状への適用方法”, 塑性と加工, 54-632(2013), 836-840.
- [12] Johnson W. & Duncan J. L., “The use of the biaxial test extensometer”, Sheet Metal Industries, 42(1965), 271-276.
- [13] 西村尚, 宮川松男, “液圧バルジ試験の問題点とその材料としての利用方法”, 塑性と加工, 14-144(1973), 3-11.

- 
- [14] Yoshida K., “Evaluation of Stress and Strain Measurement Accuracy in Hydraulic Bulge Test with the Aid of Finite-element Analysis”, *ISIJ International*, 1(2013), 86-95.
- [15] Miyauchi K. “A proposal of a planar simple shear test in sheet metals”, *Sci. Inst. Physical and Chemical Research*, 78-3(1984), 27-40.
- [16] G’Shell C. & Shrivastava S., “Application of the plane simple shear test”, *J. Mater. Sci.*, 18 (1983), 903-918.
- [17] Bouvier S., Haddadi H., Levee P. & Teodosiu C., “Simple shear tests\_ Experimental techniques and characterization of the plastic anisotropy of rolled sheets at large strains”, *J. Mater. Process. Technol.*, 172(2006), 96-103.
- [18] 吉田清太, 吉井康一, 小森田浩, 臼田松男, “硬化強度の変形様式依存性(硬化異方性  $X$ )とその成形性評価への応用”, *塑性と加工*, 11-114(1970), 513-521.
- [19] Lee M., Kim D., Kim C., Wenner M. L., Wagoner R.H. and Chung K., “Spring-back evaluation of automotive sheets based on isotropic-kinematic hardening laws and non-quadratic anisotropic yield functions: Part II: characterization of material properties”, *Int. J. Plasticity*, 21(2005), 883-914.
- [20] Sigvant M., Mattiasoon K., Vegter H., Thilderkvist P., “A viscous pressure bulge test for the determination of a plastic hardening curve and equibiaxial material data”, *Int. J. Mater. Form.*, 2(2009), 235-242.
- [21] 顧莉薇, 田中昭徳, 田中研治, 中島浩衛, “薄板材料のプレス成形における成形限界の予測と加工硬化特性の影響”, *鉄と鋼*, 88-2(2002), 88-94.
- [22] Rauch E. F., “Plastic Behavior of Metals at Large strains\_ Exprimental Studies Incolving Simple Shear”, *J. Eng. Mater. Technol.*, 131(2009), 011107-1~011107-8.

## 第3章 薄鋼板の加工硬化指数ひずみ依存性の定式

### 3.1 緒言

有限要素法解析は、板材成形の開発期間短縮およびコスト削減のために必要不可欠である。成形における変形状態や製品の性能を高精度に予測することが求められている。精度の高い予測結果を得るためには、材料の塑性変形挙動を正確に表現できる塑性構成式は欠かせない。相当 SS 曲線は、塑性変形の進展と降伏応力の上昇を関係づける重要な特性である。また、相当 SS 曲線の傾きは座屈やくびれなどの塑性不安定の発生を決定する因子でもあるため、破断やしわの予測精度に大きな影響をおよぼすことが知られている[1]。

これまで、材料の相当 SS 曲線を精度良く近似するために、種々の加工硬化式が提案されている[2]-[5]。しかしこれらは、単軸引張試験から得られるひずみ範囲、すなわち一様伸びひずみまでの相当 SS 曲線での検討に留まっており、大ひずみ域における近似精度に関する検討はなされていない。また、高強度鋼板のように近似範囲が小さい材料では、加工硬化式による外挿区間が大きくなり、パラメータの同定方法によって大ひずみ域における相当 SS 曲線が大きく変化すると考えられる。

第2章では、単純せん断試験と  $\kappa$  手法を用いて大ひずみ域までの相当 SS 曲線を簡便かつ高精度に測定する方法の基礎を確立し、その妥当性を確認した。さらに、有限要素法解析を用いて、相当 SS 曲線を高精度に測定できるひずみ範囲を明らかにした。また、種々の鋼板の加工硬化特性、すなわち瞬間加工硬化係数 ( $n'$  値) を評価し、その特徴を定量的に評価した。

本章では、単純せん断試験と  $\kappa$  手法より得られた相当 SS 曲線を用いて、既存の加工硬化式における大ひずみ域までの相当 SS 曲線の近似精度を評価する。また、第2章で得られた鋼板の大ひずみ域における加工硬化特性の特徴を利用して、既存の加工硬化式の近似精度を向上するパラメータ同定手法を提案する。さらに、種々の鋼板の降伏から大ひずみ域までの相当 SS 曲線を高精度に表現可能な新たな加工硬化式を提案する。



## 3.2 Swift の式の近似精度におよぼすパラメータ同定手法の影響

次式で示す Swift の式[2]は、現象論に基づく塑性力学解析において、特に鉄鋼材料の加工硬化式として広く用いられているモデルのひとつである。

$$\bar{\sigma} = C(\bar{\varepsilon}^p + \varepsilon_0)^{n^*} \quad (3-1)$$

本式は、 $C$ 、 $\varepsilon_0$  および  $n^*$  の 3 つの材料パラメータによって相当 SS 曲線を近似する。単純せん断試験より得られた大ひずみ域までの相当 SS 曲線を用いて、パラメータ同定手法が Swift の式の近似精度におよぼす影響を評価した。

### 3.2.1 パラメータ同定方法

パラメータ同定に用いる相当 SS 曲線は、同定結果におよぼすデータ点の偏りの影響を抑制するために、相当塑性ひずみで  $4 \times 10^{-4}$  等ピッチに変換した点列データを用いた。パラメータ同定手法は、(I)  $\bar{\varepsilon}^p = 0.002 \sim \varepsilon^p *$  ( $\varepsilon^p *$  は単軸引張試験において荷重が最大となる時の対数塑性ひずみ) の範囲を最小二乗近似、(II) 手法 I において実験値と近似式の  $\sigma_{0.2}$  を一致、(III) 手法 I において  $n^*$  に  $\varepsilon^p *$  を適用、(IV)  $\bar{\varepsilon}^p = 0.002 \sim 0.4$  の範囲を最小二乗近似、とした (Fig. 3-1)。手法 I ~ III は単軸引張試験より得られる相当 SS 曲線の近似範囲を用いた手法である。手法 IV は、単純せん断試験より得られた相当 SS 曲線 (相当 SS 曲線の算出誤差が 1% 以内となるひずみ範囲) の近似範囲を用いている。

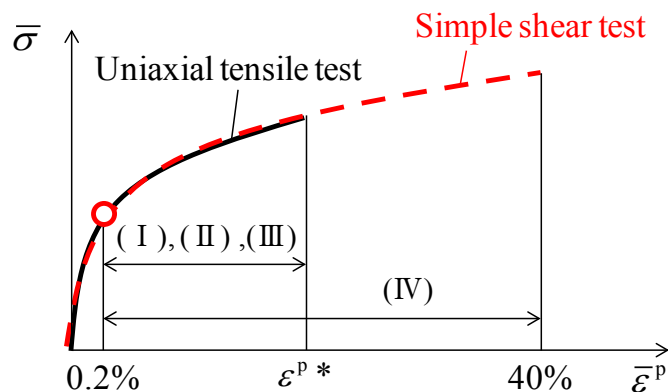


Fig. 3-1 Approximation areas of each method to calculate work-hardening parameters.

### 3.2.2 検証結果

Table 3-1～Table 3-3 に、各同定手法を用いて算出した各供試材のパラメータを示す。Fig. 3-2 に、各供試材における単純せん断試験より得られた相当 SS 曲線（以下、実験値）と各同定手法により得られたパラメータから算出した相当 SS 曲線（以下、計算値）の比較を示す。Fig. 3-3 に、これら相当 SS 曲線より算出した  $n'$  値の比較を示す。

IF 鋼板は一樣伸びが比較的大きいため、単軸引張試験においても近似範囲は十分に大きい。そのため、各計算値はいずれも実験値をよく表現しており、パラメータ同定方法による差は小さかった。

590DP および 980DP では、手法Ⅲ、Ⅳを用いた場合、計算値は実験値をよく表現できていた。しかし、手法Ⅰ、Ⅱを用いた場合、 $\bar{\varepsilon}^p > \varepsilon^p *$  のひずみ範囲において実験値より計算値の流動応力が大きかった。Fig. 3-3 に示すように、590DP および 980DP の  $\bar{\varepsilon}^p < \varepsilon^p *$  のひずみ範囲における  $n'$  値が比較的高い値で推移しているためである。すなわち、単軸引張試験の近似範囲では、 $\bar{\varepsilon}^p < \varepsilon^p *$  のひずみ範囲の  $n'$  値を過大評価してしまうためである。一方、手法Ⅲも単軸引張試験の近似範囲であるが、 $\bar{\varepsilon}^p < \varepsilon^p *$  のひずみ範囲における相当 SS 曲線を精度良く表現できている。これは、2.2.4 節で述べたように、高強度鋼板の大ひずみ域における  $n'$  値が概ね  $\varepsilon^p *$  に一致する特徴を利用したことによるものである。当然ではあるが、近似範囲が最も広い手法Ⅳの近似精度が最も高かった。

以上の結果から、高強度鋼板の相当 SS 曲線の近似に Swift の式を用いる場合、単軸引張試験の近似範囲では、大ひずみ域における相当 SS 曲線に大きな誤差が生じる可能性があることがわかった。また、大ひずみ域における  $n'$  値の傾向を活用し  $n^* = \varepsilon^p *$  とすることで、大ひずみ域における相当 SS 曲線の近似精度が向上することがわかった。

本来、Swift の式は  $n'$  値が一定であることを前提とした近似式であるため、 $n'$  値が変化する場合の相当 SS 曲線を完全に表現することはできない。実際、手法Ⅲ、Ⅳも大ひずみ域の近似精度向上と引き換えに、一樣伸びまでのひずみ範囲の近似精度は低下している。種々の鋼板の相当 SS 曲線を高精度に表現するためには、 $n'$  値のひずみ依存性を考慮した加工硬化式が必要である。

**Table 3-1** Material parameters of IF steel ( $\varepsilon^*=0.252$ ) for Swift's power law.

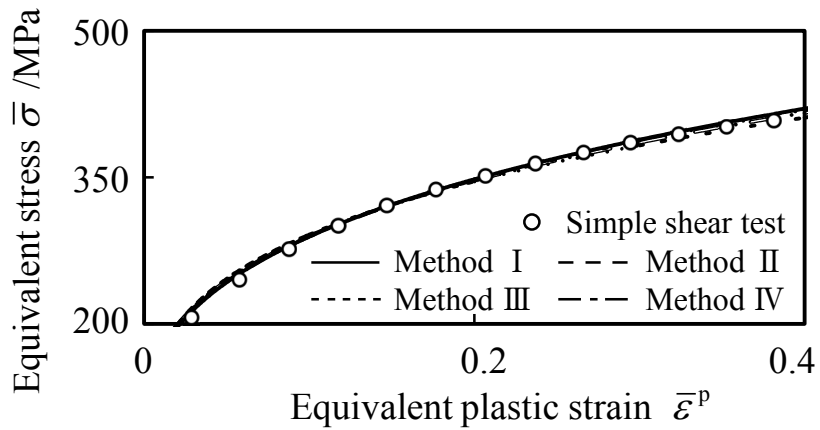
Method	$C$ /MPa	$\varepsilon_0$	$n^*$
I	540	0.0065	0.279
II	537	0.0083	0.279
III	517	0.0023	0.252
IV	530	0.0061	0.269

**Table 3-2** Material parameters of 590DP ( $\varepsilon^*=0.176$ ) for Swift's power law.

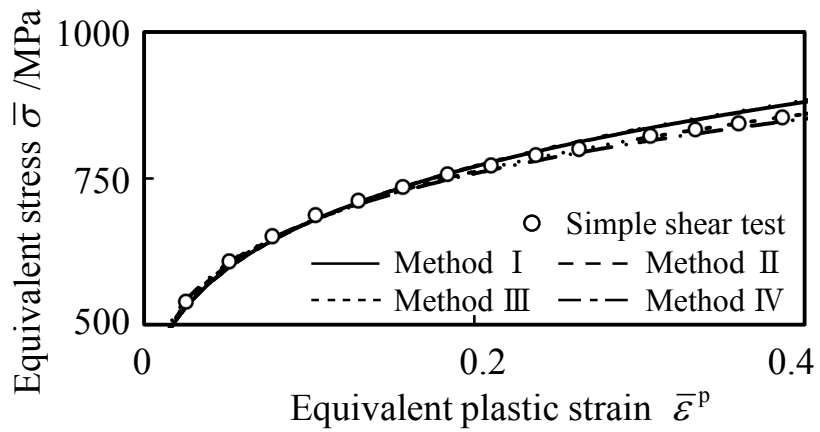
Method	$C$ /MPa	$\varepsilon_0$	$n^*$
I	1051	0.0055	0.197
II	1057	0.0066	0.201
III	1009	0.0020	0.176
IV	993	0.0019	0.169

**Table 3-3** Material parameters of 980DP ( $\varepsilon^*=0.073$ ) for Swift's power law.

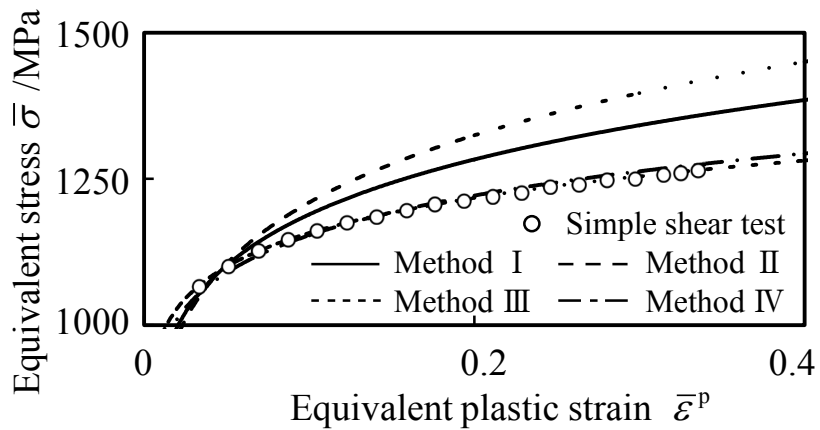
Method	$C$ /MPa	$\varepsilon_0$	$n^*$
I	1531	0.0001	0.110
II	1634	0.0001	0.131
III	1370	0.0001	0.073
IV	1395	0.0001	0.082



(a)

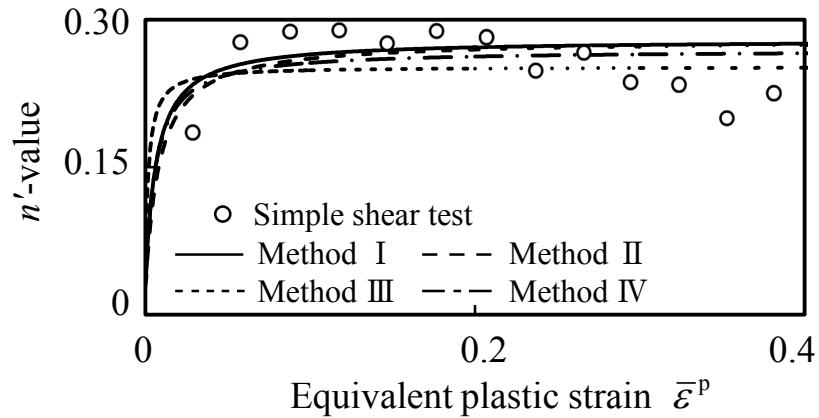


(b)

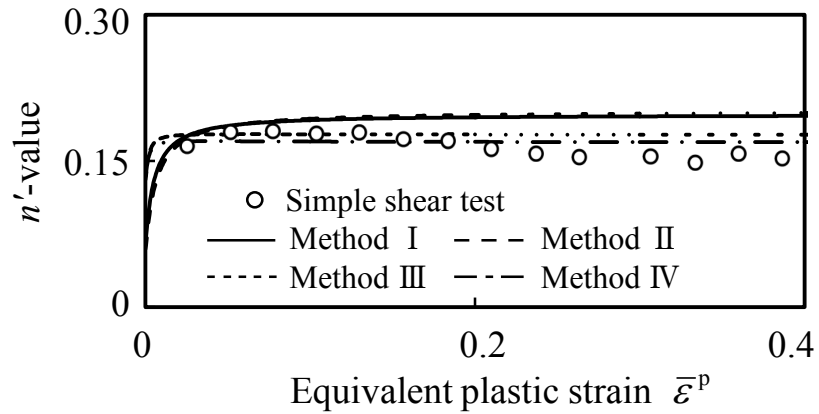


(c)

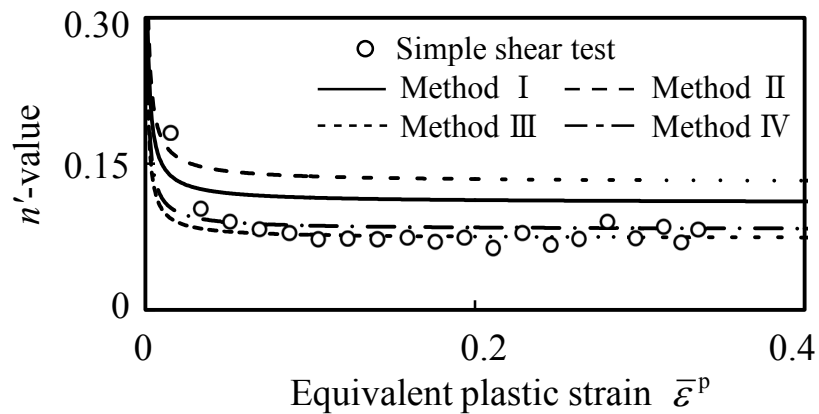
**Fig. 3-2** Equivalent stress-equivalent plastic strain curves of specimens and approximate results using swift's power law; (a) IF steel, (b) 590DP, (c) 980DP.



(a)



(b)



(c)

**Fig. 3-3** Instantaneous  $n$  value-equivalent plastic strain curves of specimens and approximate results using swift's power law; (a) IF steel, (b) 590DP, (c) 980DP.

### 3.3 既存の加工硬化則の近似精度

前節で述べたように、Swift の式では  $n'$  値が変化する場合の相当 SS 曲線を表現できない問題があった。そこで、下記に示す加工硬化式についても同様に相当 SS 曲線を近似し、 $n'$  値ひずみ依存性の近似精度を評価した。パラメータ同定手法はIVを用いた。

Ludwik の式[4]

$$\bar{\sigma} = \sigma_0 + K_L (\bar{\epsilon}^p)^m \quad (3-2)$$

Ludwigson の式[5]

$$\bar{\sigma} = K_1 (\bar{\epsilon}^p)^m + \exp(K_2 + n_2 \bar{\epsilon}^p) \quad (3-3)$$

Voce の式[3]

$$\bar{\sigma} = \sigma_s - (\sigma_s - \sigma_1) \exp(n_v \bar{\epsilon}^p) \quad (3-4)$$

Table 3-4～Table 3-6 に、各供試材における各加工硬化式のパラメータを示す。Fig. 3-4 および Fig. 3-5 に、各供試材における単純せん断試験より得られた相当 SS 曲線と各加工硬化式の相当 SS 曲線、およびこれら SS 曲線より算出した  $n'$  値の比較を示す。

Ludwik の式は、Swift の式と同様に  $n'$  値が一定であることを前提とした式であるため、 $n'$  値のひずみ依存性を表現することはできなかった。Ludwigson および Voce の式は、ひずみの進展にともなう  $n'$  値の変化が表現されているが、本来 fcc 金属用に考案された式であるため、種々の鋼板の  $n'$  値の挙動を表現することは難しいと考える。繰り返しになるが、種々の鋼板の相当 SS 曲線を高精度に表現するためには、 $n'$  値のひずみ依存性を考慮した加工硬化式の定式化が必要である。

**Table 3-4** Material parameters of test materials for Ludwik's law.

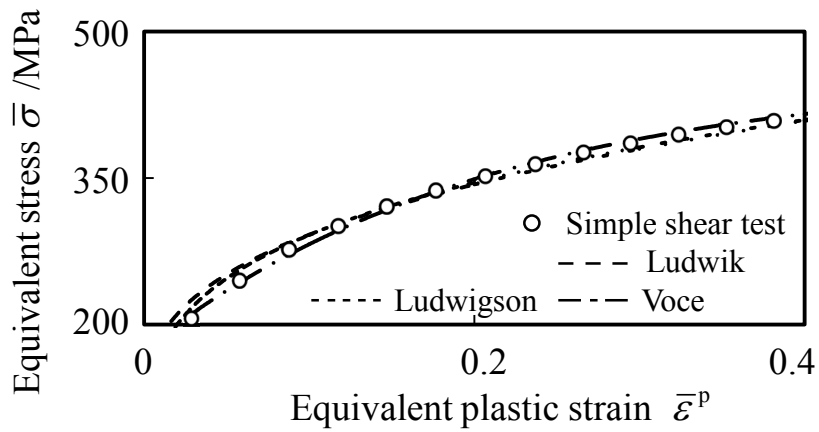
Method	$\sigma_0$ /MPa	$K_L$ /MPa	$n_L$
IF steel	99	423	0.342
590DP	230	779	0.239
980DP	0	1384	0.080

**Table 3-5** Material parameters of test materials for Ludwison's law.

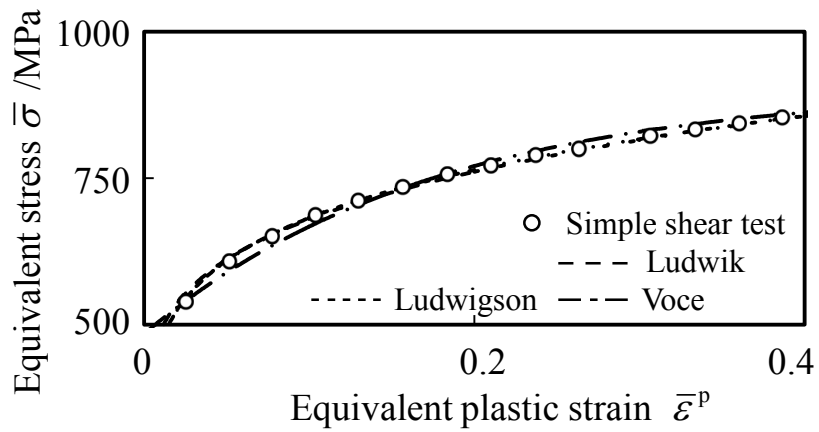
Method	$K_1$ /MPa	$n_1$	$K_2$	$n_2$
IF steel	493	0.297	3.841	-0.775
590DP	985	0.166	2.381	-0.107
980DP	1465	0.185	5.767	-4.546

**Table 3-6** Material parameters of test materials for Voce's law.

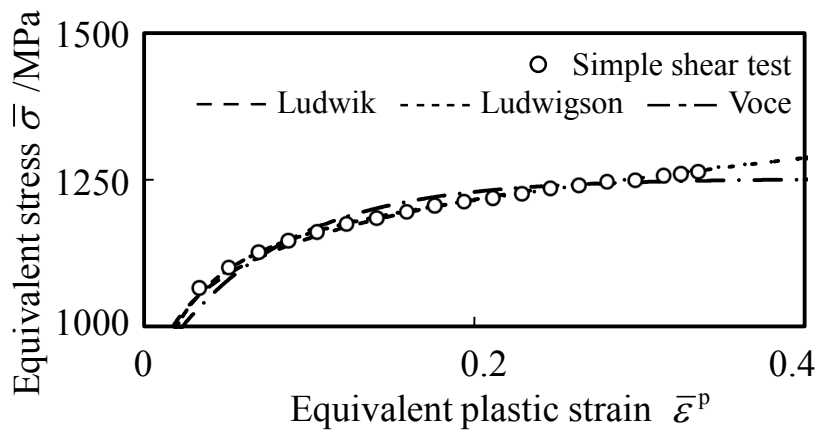
Method	$\sigma_s$ /MPa	$\sigma_1$ /MPa	$n_V$
IF steel	457	174	4.802
590DP	905	484	5.713
980DP	1252	906	13.675



(a)



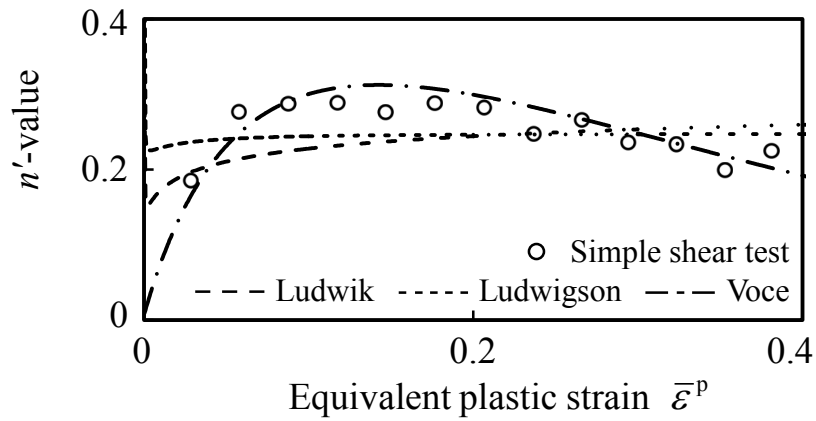
(b)



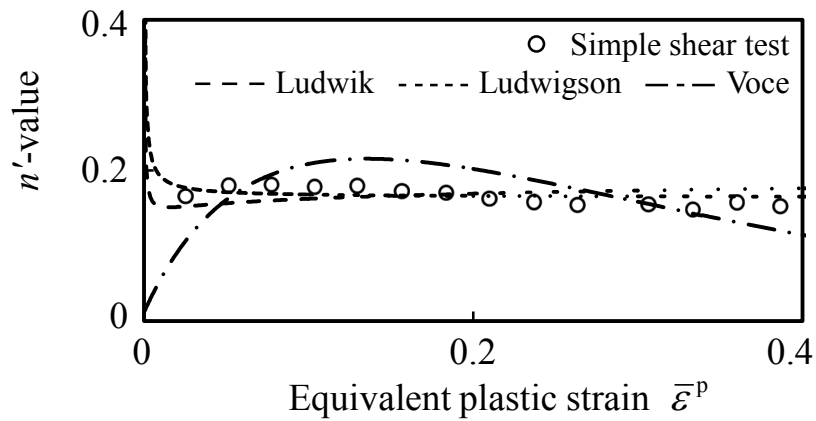
(c)

**Fig. 3-4** Equivalent stress-equivalent plastic strain curves of specimens and approximate results using existing work hardening laws; (a) IF steel, (b) 590DP, (c) 980DP.

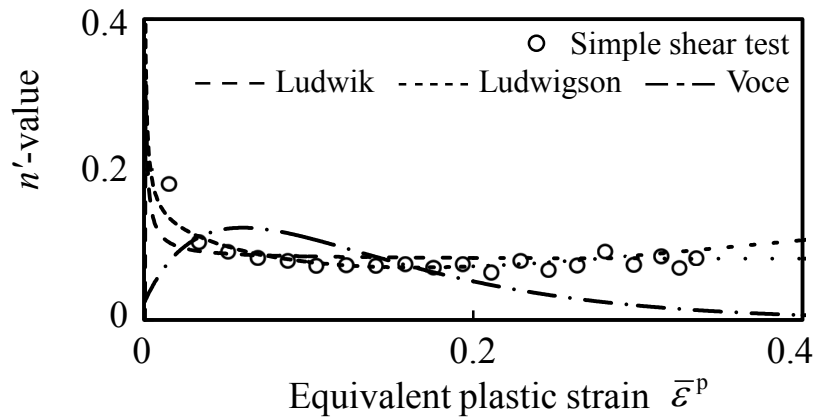




(a)



(b)



(c)

**Fig. 3-5** The value of  $n'$  of the specimens and approximate curve obtained by using existing work hardening laws; (a) IF steel, (b) 590DP, (c) 980DP.

### 3.4 加工硬化指数ひずみ依存性を考慮した加工硬化式

3.2 および 3.3 節で考察したように、既存の加工硬化式では種々の鋼板の降伏から大ひずみ域までの相当 SS 曲線を精度よく表現することは難しい。そのため、塑性力学解析の目的に応じてパラメータ同定方法のチューニングが必要となる。

本供試材以外の種々の鋼板について、単純せん断試験より得られた大ひずみ域までの  $n'$  値の挙動を観察したところ、 $n' = \varepsilon^*$  に至るまでの  $n'$  値は、多くの場合、相当塑性ひずみの -1 乗に比例して変化をすることが分かった。このような、 $n'$  値のひずみ依存性が表現可能な加工硬化式として次式を提案する。

$$\bar{\sigma} = K(\bar{\varepsilon}^p + a)^{\left(\bar{n} + \frac{b}{(\bar{\varepsilon}^p + c)}\right)} \quad (3-5)$$

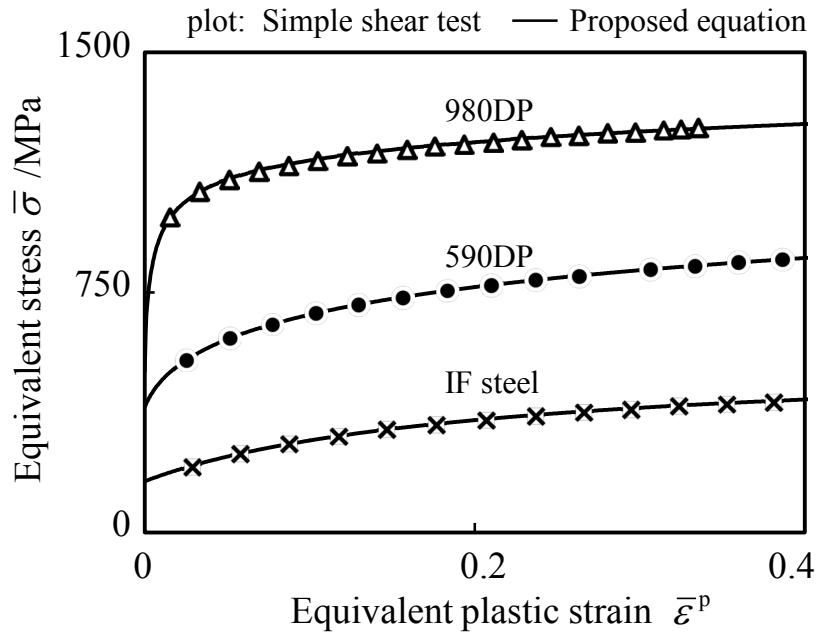
$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}^p} = \left[ \frac{1}{\bar{\varepsilon}^p + a} \cdot \left(\bar{n} + \frac{b}{(\bar{\varepsilon}^p + c)}\right) - \frac{b \cdot \ln(\bar{\varepsilon}^p + a)}{(\bar{\varepsilon}^p + c)^2} \right] \cdot \bar{\sigma} \quad (3-6)$$

ここで、 $K$ 、 $a$ 、 $\bar{n}$ 、 $b$ 、 $c$  は材料パラメータである。本式は Swift の式を基とし、ひずみの進展にともない  $n'$  値が  $\bar{n}$  に収束する形式となっている。有限要素法解析プログラムへ適用することを前提とし、パラメータが多くならないよう配慮し関数を選択した。 $b$  は  $n'$  値の収束速度（概ね  $-0.1 \leq b \leq 0.1$ ）、 $c$  は  $n'$  値の発達速度（概ね  $0.0001 \leq c \leq 1$ ）を表現するパラメータである。なお、本加工硬化式は  $b = 0$  のとき、Swift の式と一致する。

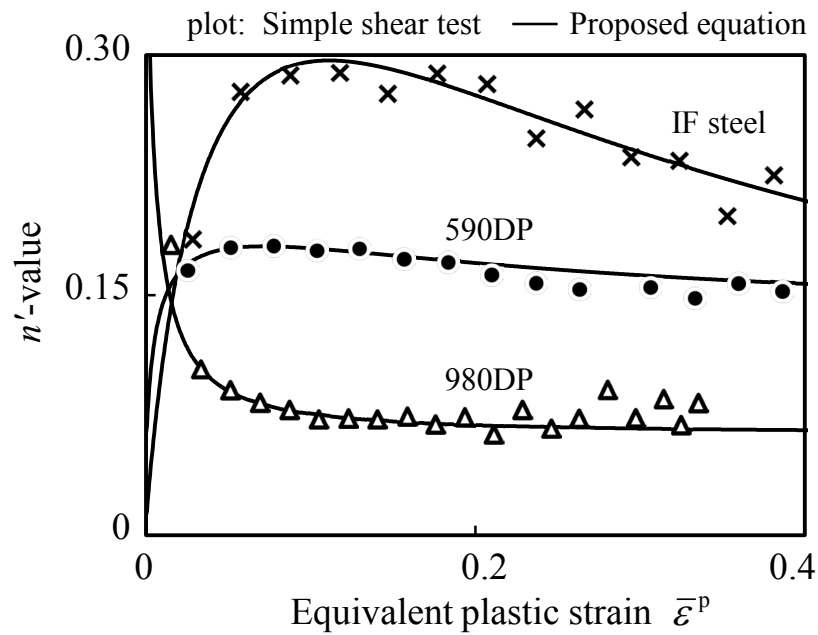
Table 3-7 に各供試材における本加工硬化式のパラメータを示す。Fig. 3-6(a)に、各供試材における単純せん断試験より得られた相当 SS 曲線と本加工硬化式の相当 SS 曲線の比較を示す。Fig. 3-6(b)に、これら相当 SS 曲線より算出した  $n'$  値の比較を示す。パラメータ同定手法は IV を用いた。本加工硬化式を用いることで、いずれの供試材においても、降伏から大ひずみ域までのひずみ範囲において相当 SS 曲線および  $n'$  値を高精度に表現することが可能となった。

Table 3-7 Material parameters for new work-hardening equation.

Materials	$K$ /MPa	$a$	$\bar{n}$	$b$	$c$
IF steel	480	0.0361	0.081	0.0591	0.2363
590DP	982	0.0056	0.139	0.0066	0.1732
980DP	1353	0.0001	0.063	0.0003	0.0067



(a)



(b)

**Fig. 3-6** Comparison between experimental results and approximate results using new work hardening law; (a) equivalent stress-equivalent plastic strain curves, (b) the Instantaneous  $n$  value.

## 3.5 結言

本章では、加工硬化式の相当 SS 曲線の表現精度向上を目的とした。単純せん断試験法と  $\kappa$  手法より得られた相当 SS 曲線を用いて、既存の加工硬化式における大ひずみ域までの相当 SS 曲線の近似精度を評価した。また、2 章で得られた鋼板の大ひずみ域における加工硬化特性の特徴を利用して、Swift の式の近似精度を向上するパラメータ同定手法を検討した。さらに、種々の鋼板の降伏から大ひずみ域までの相当 SS 曲線を高精度に表現可能な新たな加工硬化式を提案した。得られた知見を以下に示す。

- (1) Swift の式において、高強度鋼板のように近似範囲が小さい場合、単軸引張試験より得られるひずみ範囲では、大ひずみ域における相当 SS 曲線に大きな誤差が生じる可能性がある。
- (2) Swift の式において、単軸引張試験より得られる相当 SS 曲線を用いてパラメータ同定する場合、指数  $n^*$  に引張荷重が最大となる時の真ひずみの値  $\varepsilon^*$  を適用することで、大ひずみ域における相当 SS 曲線の近似精度が向上する。
- (3) Lidwik, Lidwigson, および Voce の式においても、種々の鋼板の瞬間加工硬化指数 ( $n'$  値) の挙動を表現することは難しい。
- (4) ひずみの進展にともなう  $n'$  値の変化, すなわち加工硬化指数ひずみ依存性を考慮した新たな加工硬化式を提案し, 種々の鋼板の相当 SS 曲線を高精度に近似できることを立証した。

## 参考文献

- [1] 顧莉薇, 田中昭徳, 田中研治, 中島浩衛, “薄板材料のプレス成形における成形限界の予測と加工硬化特性の影響”, 鉄と鋼, 88-2(2002), 88-94.
- [2] Swift H. W., “Plastic Instability under Plane Stress”, J. Mech. Phys. Solids, 1(1952), 1-18.
- [3] Voce E., “The Relationship between Stress and Strain for Homogeneous Deformation”, J. Inst. Metals, 74(1948), 537-562.
- [4] Ludwik P., in Elements der technologischen Mechanik, Verlag Von Julius Springer, (1909), 32, Leipzig.
- [5] Ludwigson D. C., “Modified stress-strain relation for FCC metals and alloys”, Metall. Trans., 2(1971), 2825-2828.

## 第4章 引張／圧縮を含む2段階変形経路試験 における薄鋼板の加工硬化特性

### 4.1 緒言

板材成形において、材料の塑性異方性と加工硬化特性は成形品に生じる応力およびひずみの分布を決定する最も重要な機械的性質である。特に、複雑形状や多工程の成形では変形経路が比例負荷でないため、加工硬化挙動にひずみ誘起異方性が生じる。板材成形の解析精度を向上するためには、このような複雑な材料挙動を表現できる材料モデルが必要である。

ひずみ誘起異方性は2つの比例負荷を組み合わせた2段階変形経路として数多くの実験的検討がなされ、反転負荷経路での Bauschinger 効果や直交負荷経路での交差効果はその典型的な現象としてよく知られている[1]。例えば、Teodosiu ら[2]は、変形経路が変化する条件下での粒内の転位セル組織の観察（例えば、Rauch ら[3]）を基に、半現象論的ながらも転位組織の変化に基づき降伏曲面の形状が変化する異方性硬化モデルを開発し、交差効果や Bauschinger 効果の高精度な予測を可能にした。また、予ひずみを受けた材料は降伏曲面の尖り点が観測される、降伏曲面と塑性ポテンシャルの非関連性が確認される、など多くの実験事実が報告されている。しかしながら、従来研究の変形経路は、単軸引張、二軸引張およびせん断変形を組み合わせた変形経路に留まっている。

一方、種々の金属材料において、圧縮の塑性流動応力が引張りのそれよりも大きい SD 効果が観察されることが報告されている[4]-[7]。多くの研究者らによる測定と考察から、SD 効果のメカニズムについて様々な仮説が提起されているものの、鉄鋼材料の SD 効果は統一的な見解が得られるまでに至っていない。本研究における最大の関心事は、ひずみ経路が変化した場合において SD 効果はどのような振る舞いを見せるかである。Yapici ら[6]や桑原ら[7]の研究にあるように、ひずみ誘起異方性と SD 効果は同時に観測することができる現象であるため、その取り扱いは極めて難しく、そのような観点から検討された研究は無い。

本章では、ひずみ誘起異方性および SD 効果の一般化に資する基礎知見の構築を目的として、IF 鋼、590MPa 級および 980MPa 級のフェライト-マルテンサイト系 2 相組織鋼板を対象に、面内反転負荷試験機を用いて単軸引張りと単軸圧縮を組み合わせた 2 段階変形経路試験を行い、SD 効果と関連付けて変形経路が変化する条件下での加工硬化挙動の特徴を調査する。

## 4.2 実験方法

### 4.2.1 試験片形状および実験装置

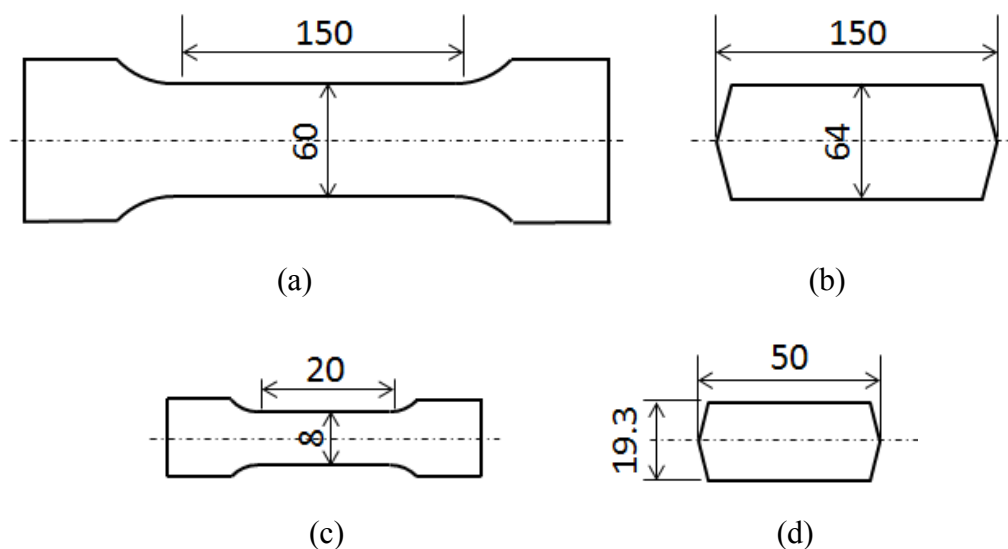
2段階変形経路試験に用いた試験片を **Fig. 4-1** に示す。(a)(b)は予ひずみを付与するための試験片である。(c)(d)は2次変形を与えるための小型試験片であり、予ひずみ試験片の面内から任意の方向に切り出すことができる。(d)に示す小型圧縮試験片の長手方向両端が“く”の字形状となっているのは、面内座屈を防止するために、専用治具に対して自動調心機能を持たせたためである。

**Fig. 4-2** および **Fig. 4-3** に、中央要素が相当塑性ひずみ 0.1 となったときの単軸引張および圧縮変形における各試験片の長手方向と幅方向の応力比および相当塑性ひずみ分布の解析結果を示す。解析ソルバーは ABAQUS/Standard6.11 を用いた。試験片は対称性を考慮して 1/4 モデルとした。要素は完全積分 8 節点 6 面体ソリッド要素を用いて、各辺 1.0mm とした。ヤング率  $E$  およびポアソン比  $\nu$  は、 $E = 206\text{GPa}$ ,  $\nu = 0.3$  とし、von Mises 降伏関数および関連流れ則を適用した。いずれの試験片においても、評点間距離内において、応力比はほぼ 0 (単軸変形状態) となっており、誤差は 1%以内であった。相当塑性ひずみ分布もほぼ一様となっており、最大値と最小値の差は 1%以内であった。予ひずみ試験片における小型試験片の切り出し位置は応力比の誤差および相当塑性ひずみ分布の最大/最小差が 1%以内の領域とした。

試験機は、桑原ら[9]によって設計された櫛歯金型式の面内反転負荷試験機を用いた (**Fig. 4-4**)。本試験機は、櫛歯金型によって板材の両面を抑えることによってしわを発生させることなく、板材面内に引張および圧縮変形を与えることができる。櫛歯金型に負荷するしわ押え力は材料の降伏応力の 1%程度であり、塑性変形挙動への影響は小さい。また、応力測定値におよぼす試験片-櫛歯金型間の摺動抵抗の影響については、永野ら[8]によって詳細に考察されている。この考察に基づくと、本研究で採用した実験条件における摺動抵抗の影響は極めて小さいと言える。ただし、さらなる摺動抵抗の影響低減、およびかじり発生防止のために、試験片と金型の間には白色ワセリンを塗布したテフロンシートを挟んだ。試験片を変形させるために負荷する荷重は金型に取り付けられたロードセルによって測定した。上述した小型試験片を用いる場合は、櫛歯金型に専用の治具を設置した。

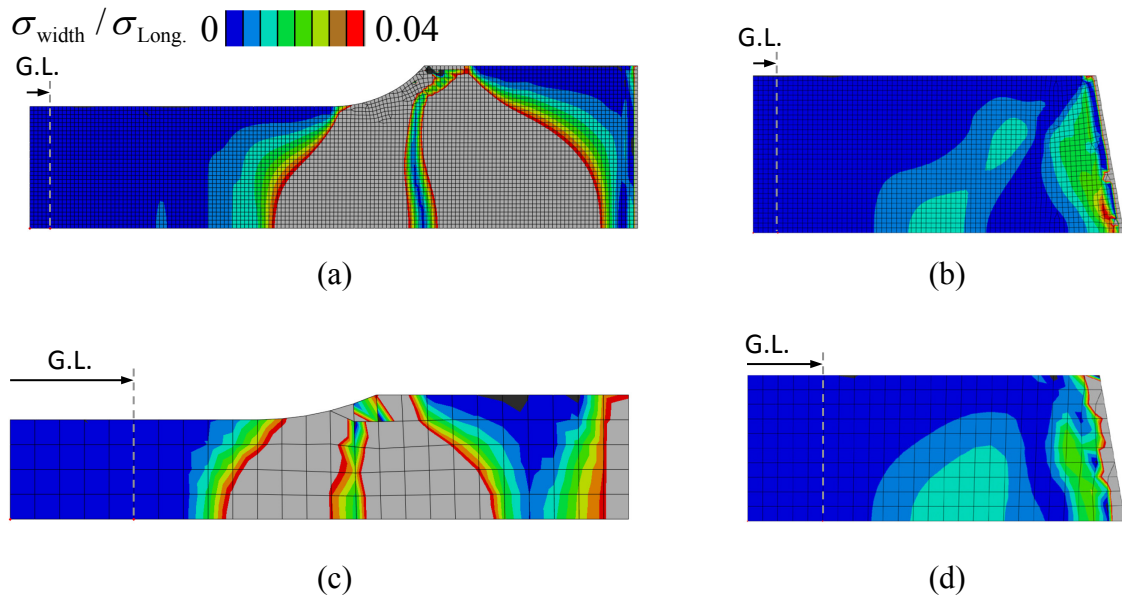
本装置は試験片が櫛歯金型に覆われているため、ひずみを測定するために広く用いられている伸び計やひずみゲージを用いることが難しい。そこで、試験

片の最大荷重方向のひずみを高精度かつ安定的に測定するために、CCD カメラを用いた非接触式のひずみ測定装置を開発した (Fig. 4-5). まず、試験片表面を白色に塗装し、その上に黒く塗りつぶした長方形を描く. 白色塗装する範囲は上金型の中央に設けたスリットから目視できる範囲とした. また、黒長方形の寸法は、試験片幅方向は上金型中央に設けたスリット幅とし、試験片長手方向は 10mm とした. 試験片とともに変形する黒長方形の試験片長手方向の長さを、CCD カメラによってリアルタイムに検出し、その変化率からひずみを算出した. 白と黒の境界は太さ 0 の線とみなすことができ、CCD カメラで検出する際にノイズを大幅に低減することが可能となる. なお、試験片表面の法線とカメラの撮影方向軸が一致している必要があるため、試験実施前にキャリブレーションを実施した.

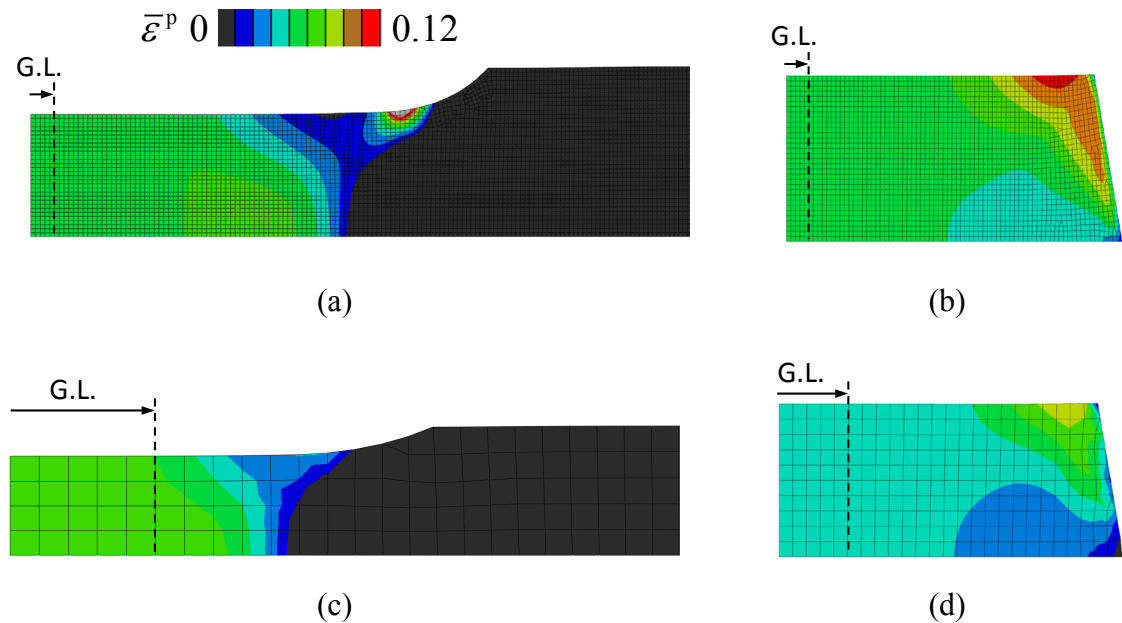


**Fig. 4-1** Specimens for Two-stage strain path tests: (a) pre-tensile specimen, (b) pre-compressive specimen, (c) small tensile specimen (d) small compressive specimen.

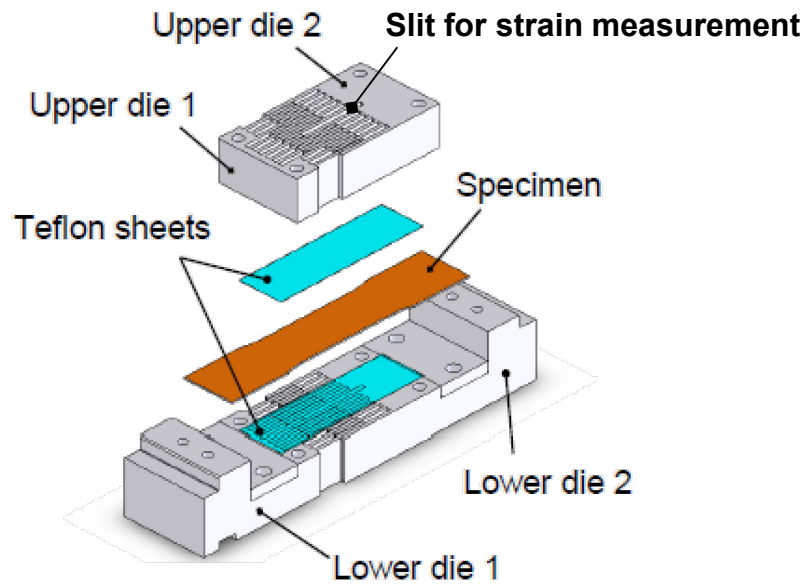




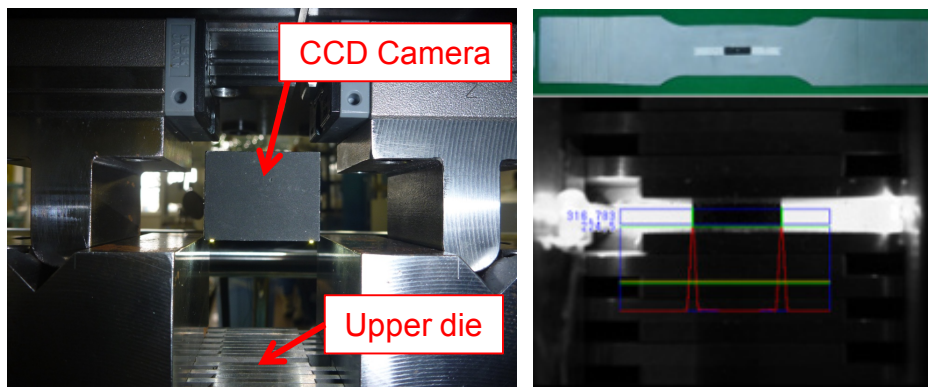
**Fig. 4-2** Distributions of ratios of stresses in width direction and longitudinal direction in the specimens at  $\bar{\epsilon}^p = 0.1$  (center element of specimen): (a) pre-tensile specimen, (b) pre-compressive specimen, (c) small tensile specimen (d) small compressive specimen.



**Fig. 4-3** Distributions of equivalent plastic strain in the specimens at  $\bar{\epsilon}^p = 0.1$  (center element of specimen): (a) pre-tensile specimen, (b) pre-compressive specimen, (c) small tensile specimen (d) small compressive specimen.



**Fig. 4-4** Experimental apparatus for application of in-plane stress reversals to a sheet specimen.



**Fig. 4-5** Developed non-contact strain measurement system.

## 4.2.2 供試材と実験条件

供試材として、冷間圧延一連続焼鈍によって製造された板厚 1.6mm の極低炭素鋼板（以下、IF 鋼板）、590MPa 級および 980MPa 級のフェライトーマルテンサイト系 2 相組織鋼板（以下、590DP および 980DP）を用いた。Table 4-1 に単軸引張試験より得られた各供試材の機械的特性を示す。単軸引張試験は JIS5 号試験片を用い、ひずみの測定は標点間距離 50mm の伸び計を用いた。なお、これらは第 2 章で用いた供試材と同一のものである。

Fig. 4-6 に 2 段階変形経路試験の概要図を示す。まず、予変形として圧延方向 ( $\theta = 0^\circ$ ) に単軸引張りおよび単軸圧縮の予ひずみを付与した。予ひずみ量  $\varepsilon_{pre}$  の絶対値は、IF 鋼および 590DP は真ひずみで  $|\varepsilon_{pre}| = 0.025, 0.05, 0.1$ 、980DP は真ひずみで  $|\varepsilon_{pre}| = 0.025, 0.05, 0.075$  とした。次に、引張予ひずみ試験片および圧縮予ひずみ試験片から小型試験片を切り出し、単軸引張および圧縮試験を実施した。小型試験片の切り出し方向 ( $\psi$ ) は、予ひずみ試験の最大荷重軸方向から  $0, 45, 90^\circ$  方向とした。

Table 4-1 Mechanical properties of test materials

Materials	$t_0$ /mm	$\sigma_{0.2}$ /MPa	TS /MPa	U-EL /%	T-EL /%
IF steel	1.6	150	286	29	54
590DP	1.6	407	626	19	31
980DP	1.6	730	1051	8	14

$t_0$ : Initial thickness,  $\sigma_{0.2}$ : 0.2% proof stress, TS: Tensile strength, U-EL: Uniform elongation, T-EL: Total elongation.

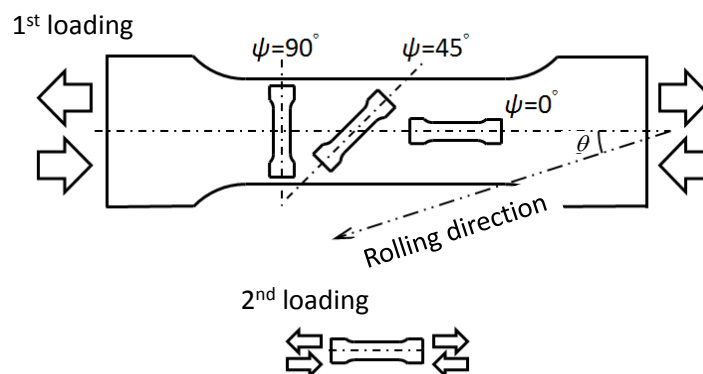


Fig. 4-6 Deformation paths in the two-step strain test include compressive deformation.

## 4.3 実験結果

2 段階変形経路試験の変形経路を「①②- $\psi$ 」と表記する．ここで①は予ひずみの変形様式（T：単軸引張り，C：単軸圧縮），②は 2 次変形の変形様式（T：単軸引張り，C：単軸圧縮）， $\psi$  は予ひずみと 2 次変形の角度（以下，負荷方向変化角）であり，最大荷重軸方向が同じ座標軸方向であれば 0，直交する座標軸方向であれば 90 である．例えば，圧縮予ひずみ試験後の圧延直角方向の単軸引張り試験の場合 CT-90 と呼ぶ．

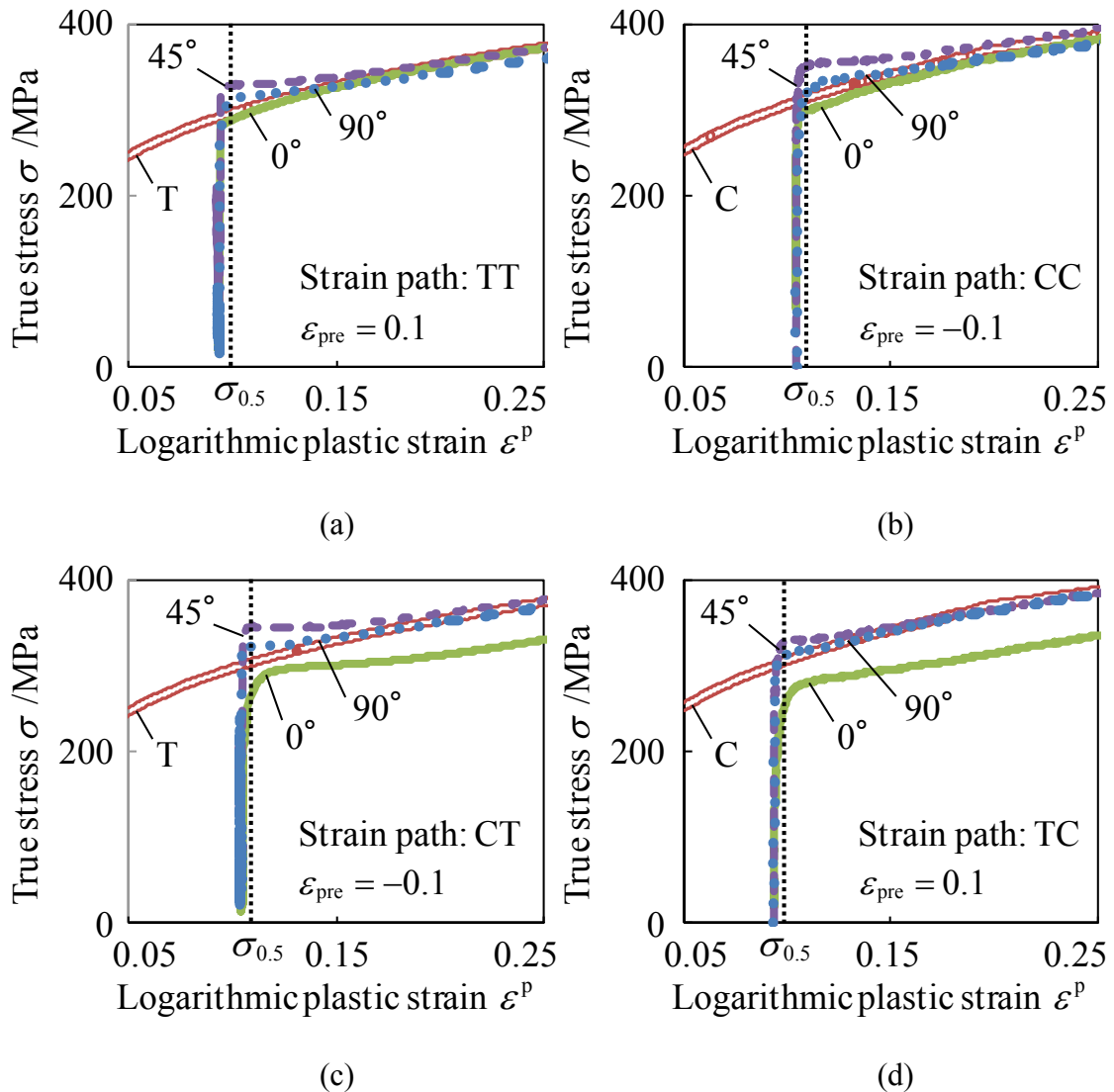
### 4.3.1 ひずみ誘起異方性

Fig. 4-7～Fig. 4-12 に，各供試材の 2 段階変形経路試験における 2 次変形の真応力-対数塑性ひずみ曲線（以下，SS 曲線）と，2 次変形と同じ変形様式の予ひずみを付与していない場合の SS 曲線の比較を示す．2 次変形の SS 曲線の開始位置は予ひずみ分だけ右側にオフセットしている．Fig. 4-7～Fig. 4-9 は，予ひずみと 2 次変形の変形様式が同じ経路において負荷方向変化角が変化した場合（IF 鋼および 590DP は予ひずみ量  $|\varepsilon_{\text{pre}}| = 0.1$ ，980DP は予ひずみ量  $|\varepsilon_{\text{pre}}| = 0.05$ ）の比較を示す．Fig. 4-10～Fig. 4-12 は，特徴的なひずみ誘起異方性が観測された経路（TT-45，CT-90，CT-0）について，予ひずみ量を変化させた場合の SS 曲線の比較を示す．

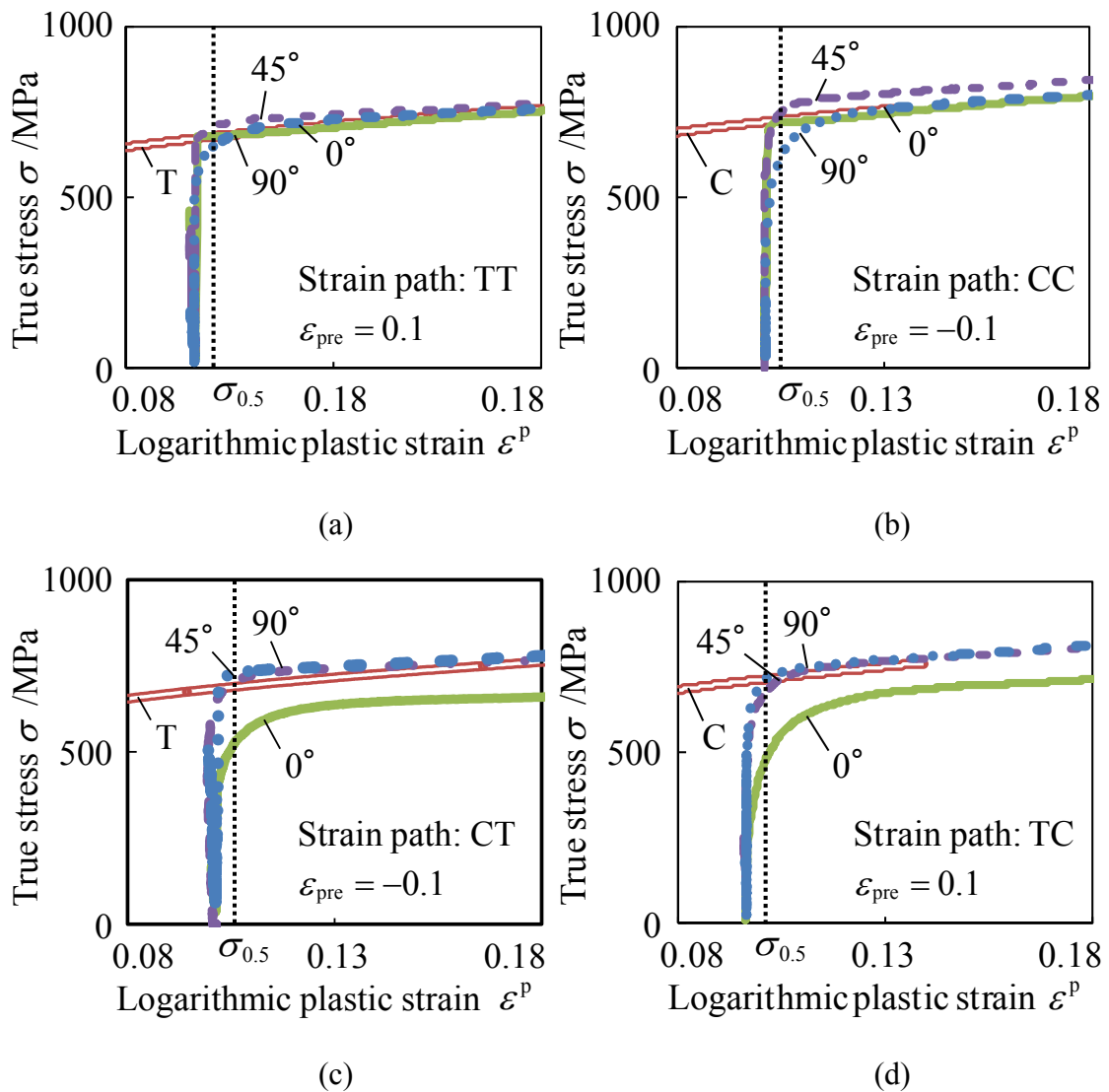
まず，IF 鋼において，負荷方向変化角 45°の硬化挙動は，予変形と 2 次変形の変形様式（引張り／圧縮）によらず 2 次変形の開始とともに高い応力で再降伏し，加工硬化が停留した後，緩やかに再硬化する交差効果が現れた．また，変化角 90°での硬化挙動は，再降伏後に一旦高い応力が観測され，TT および CC 経路では比例負荷経路より塑性流動応力が低下し，CT および TC 経路では比例負荷経路と一致した．590DP では，負荷方向変化角 45°の変形経路においてわずかに交差効果が見られたが，その他の変形経路では比例負荷経路と一致するか，比例負荷経路より低い応力で再降伏した．980DP では，明瞭な交差効果は現れず，TT-0 および CC-0 以外の変形経路において低い応力で再降伏した後，塑性流動応力は緩やかに単調増加した．ただし，再降伏応力の低下量は変形経路によって大きく異なった．共通の特徴として，予ひずみと 2 次変形の変形様式の一致／不一致と負荷方向変化角  $\theta$  が同じ場合（例えば TT-90 と CC-90，TC-45 と CT-45），2 次変形の加工硬化挙動は変形様式によらず同じ傾向を示すことがわかった．

予ひずみ量を変化させた場合，予ひずみ量の増加にともない，ひずみ誘起異

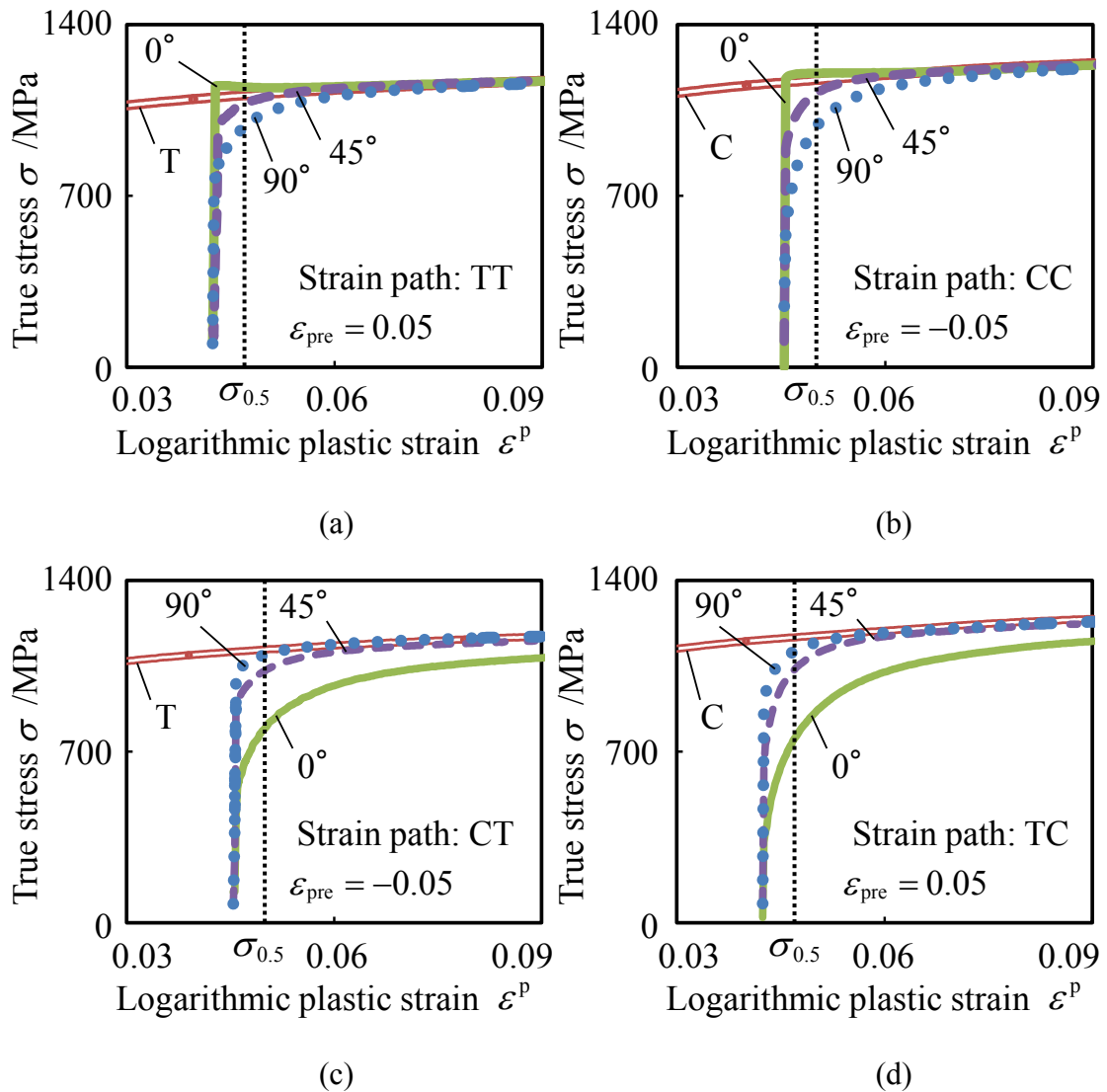
方性の程度（降伏応力の変化量）は大きくなった。特に、加工硬化能の大きい IF 鋼や 590DP において顕著であった。



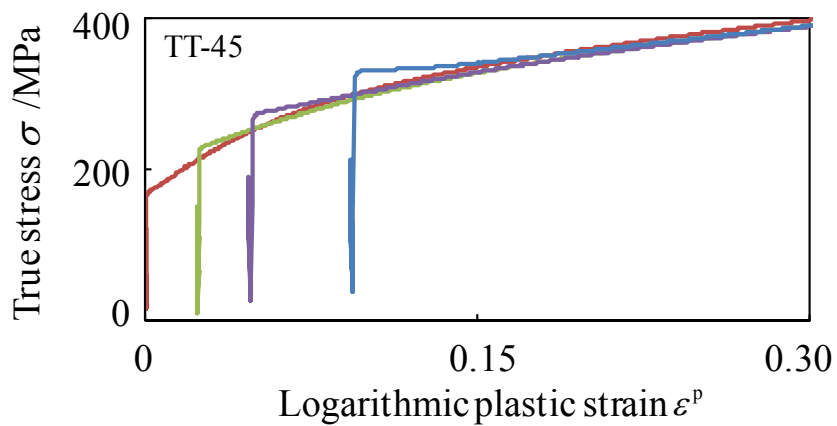
**Fig. 4-7** Results for the two-stage strain path tests of IF steel at  $|\epsilon_{pre}| = 0.1$  ; (a) Tension-Tension path, (b) Compression-Compression path, (c) Tension-Compression path, and (d) Compression-Tension path.



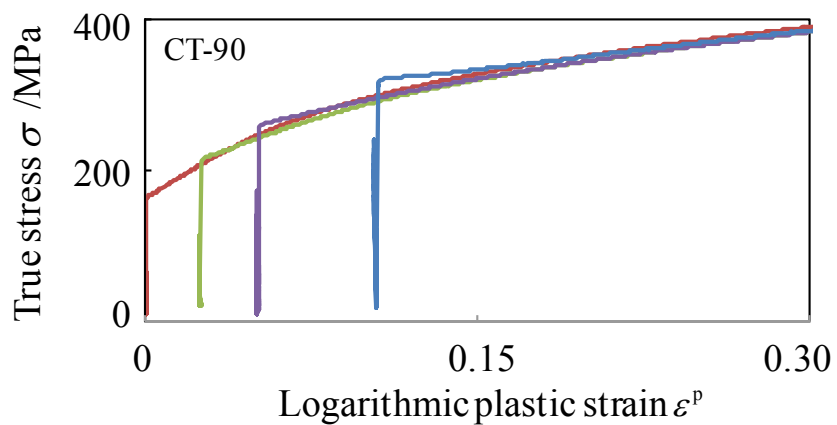
**Fig. 4-8** Results for the two-stage strain path tests of 590DP at  $|\epsilon_{pre}| = 0.1$  ;  
 (a) Tension-Tension path, (b) Compression-Compression path, (c) Tension-Compression path, and (d) Compression-Tension path.



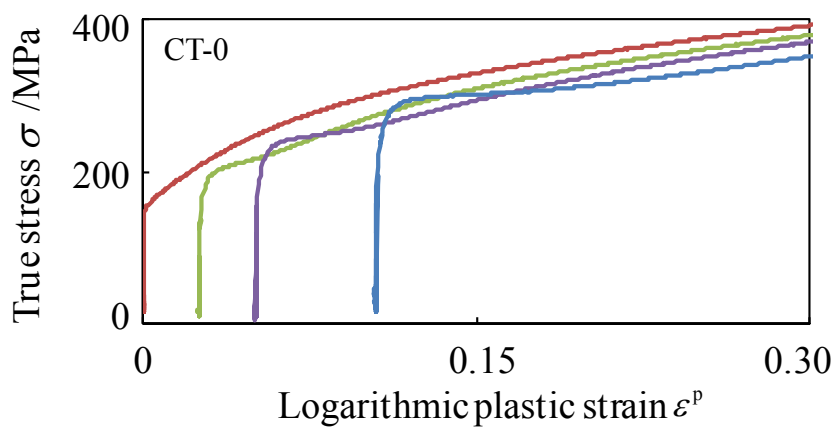
**Fig. 4-9** Results for the two-stage strain path tests of 980DP at  $|\varepsilon_{pre}| = 0.05$  ;  
 (a) Tension-Tension path, (b) Compression-Compression path, (c)  
 Tension-Compression path, and (d) Compression-Tension path.



(a)



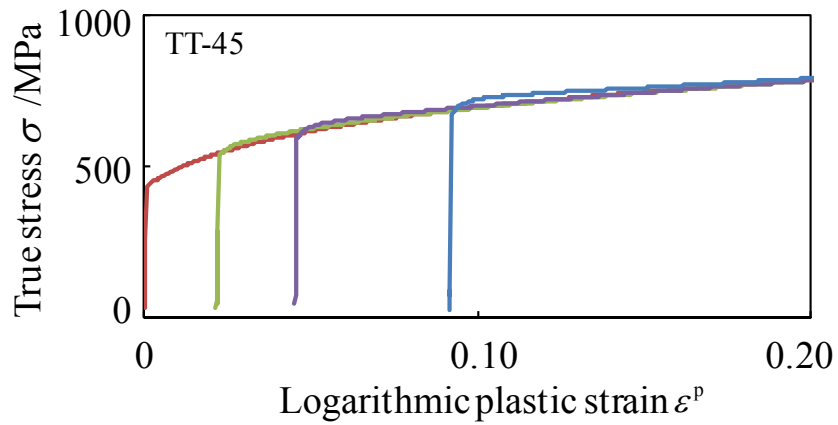
(b)



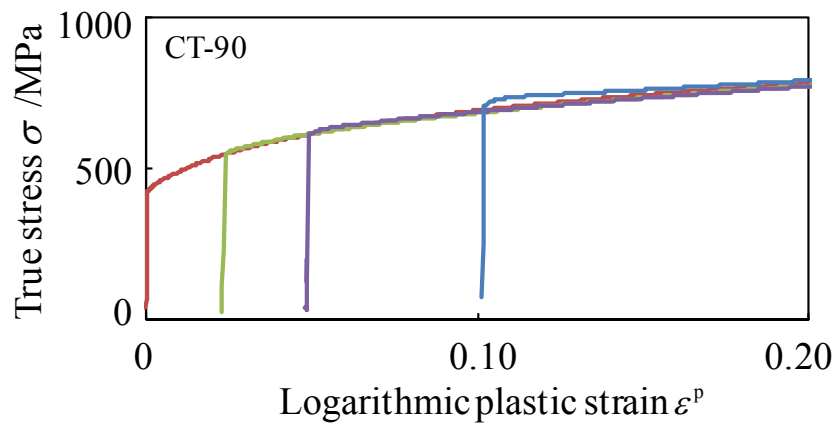
(c)

**Fig. 4-10** Results for the two-stage strain path tests of IF steel; (a) TT-45, (b) CT-90, and (c) CT-0.

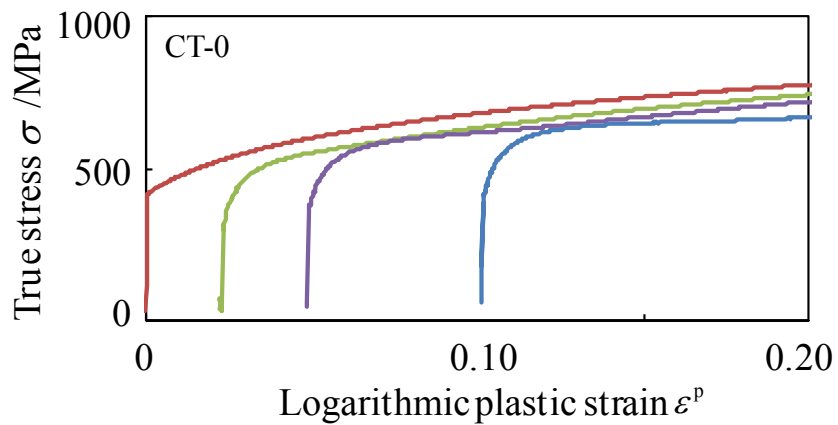




(a)

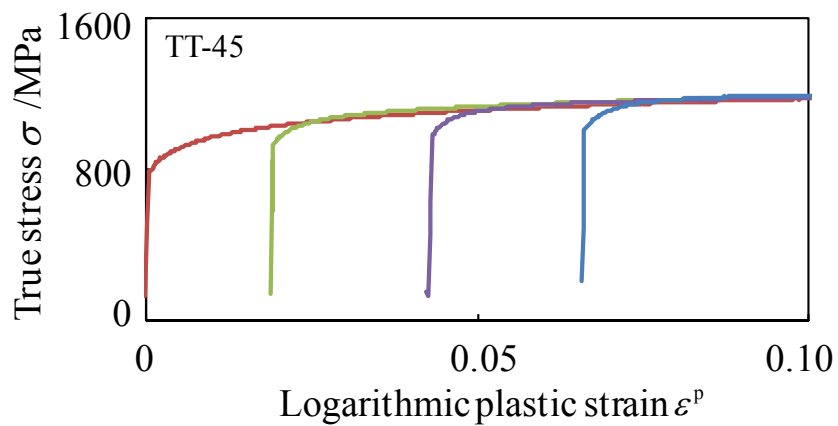


(b)

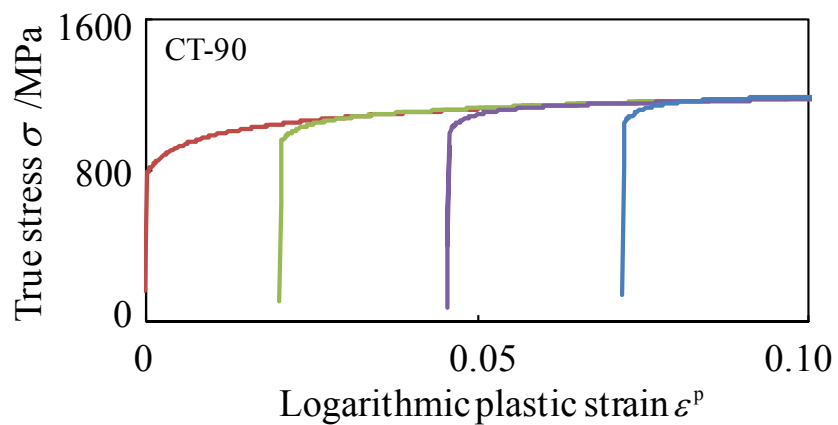


(c)

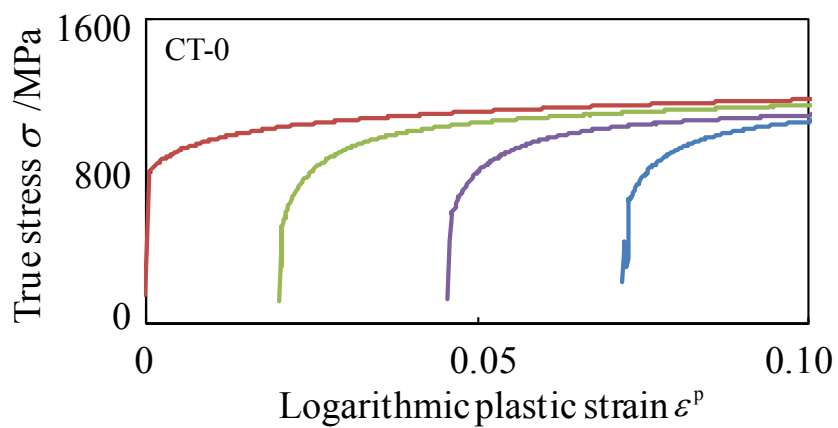
**Fig. 4-11** Results for the two-stage strain path tests of 590DP; (a) TT-45, (b) CT-90, and (c) CT-0.



(a)



(b)



(c)

**Fig. 4-12** Results for the two-stage strain path tests of 980DP; (a) TT-45, (b) CT-90, and (c) CT-0.

### 4.3.2 予ひずみを付与していない鋼板の引張りと圧縮の応力差

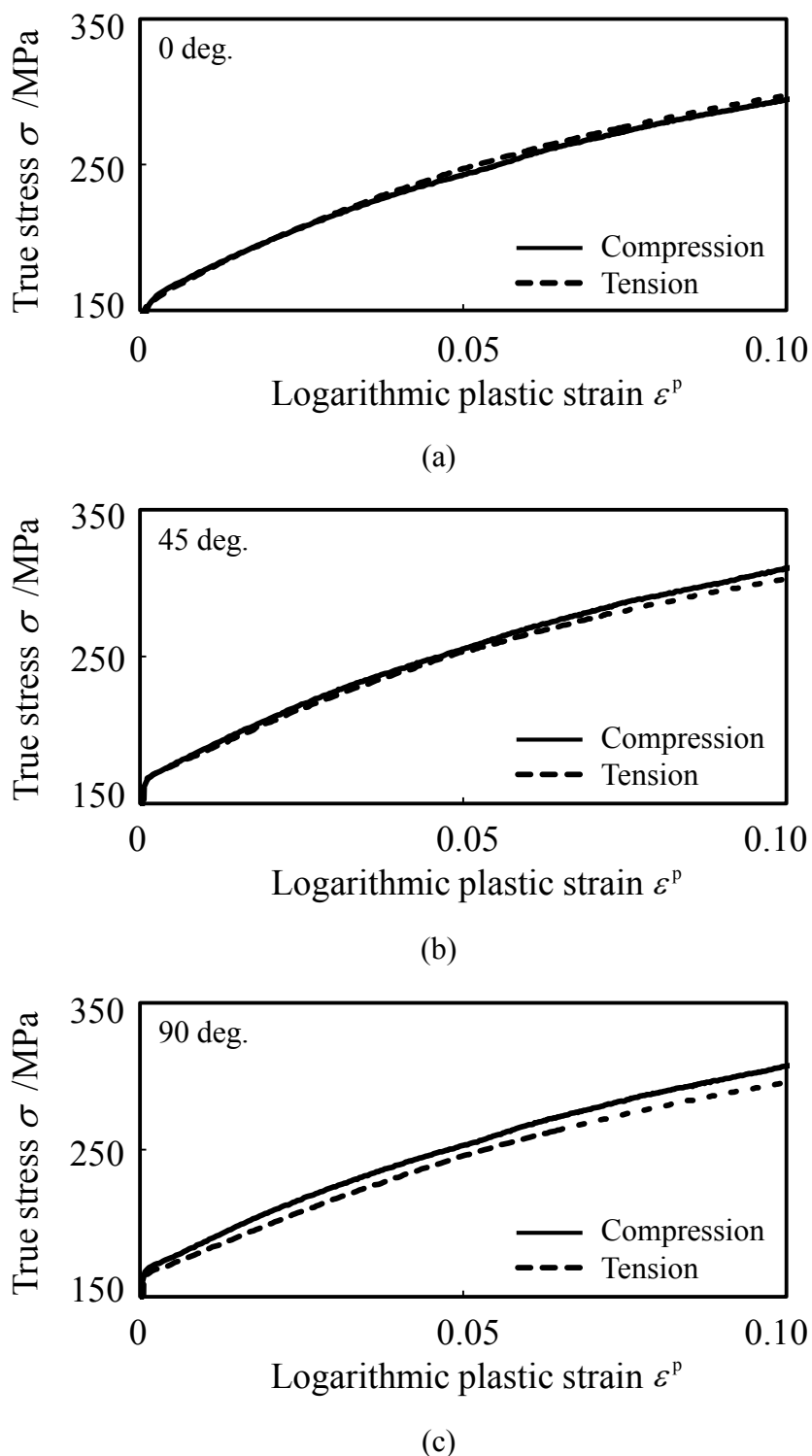
Fig. 4-13 に、小型試験片を用いて測定した予ひずみを付与していない場合の各供試材の単軸引張りおよび単軸圧縮の SS 曲線を示す。IF 鋼において、圧延方向では圧縮より引張りの塑性流動応力が大きく、その差は約 2%であった。一方で、圧延方向から 45°傾けた方向および圧延直角方向は、圧縮より引張りの塑性流動応力が高く、その差はそれぞれ約 2%および 4%であった。590DP および 980DP では、いずれの方向においても引張りより圧縮の塑性流動応力が高く、その差は 4~6%であった。

IF 鋼において観測された引張りと圧縮の塑性流動応力の差（以下、引張／圧縮応力差）の異方性は、下記のメカニズムによって生じたと考えられる。

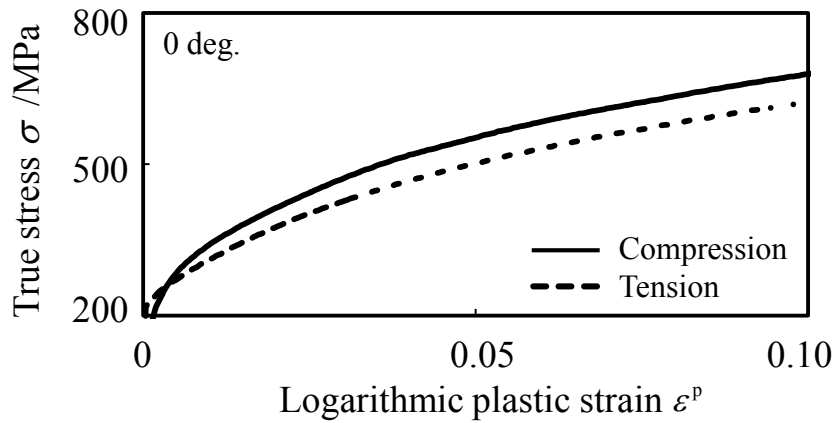
① 発達した初期集合組織の影響

② 調質圧延など製造工程によって鋼板に付与された変形履歴の影響

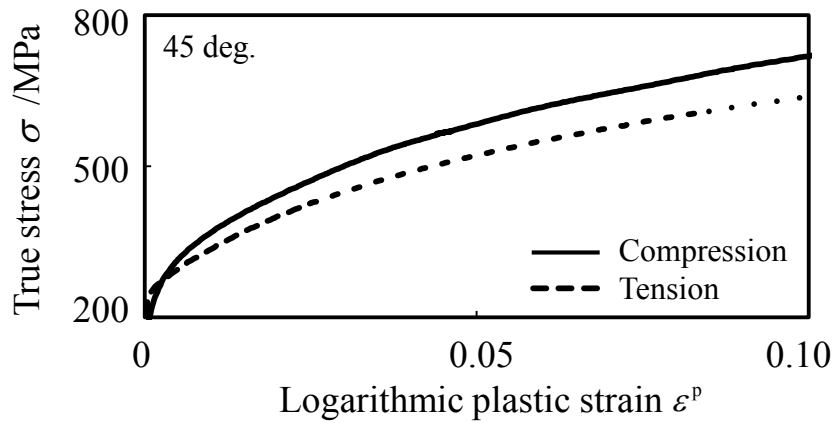
①はマグネシウム合金に見られる SD 効果の主要因のひとつ[5]である。②は桑原ら[7]の研究と同様の考察であり、この場合の引張／圧縮応力差は SD 効果では無く、ひずみ誘起異方性と考えるのが自然である。このことから、本供試材で観測された引張／圧縮応力差を SD 効果と言及することはできない。前者は初期集合組織を考慮した結晶塑性解析を用いることで、後者は変形履歴を除去するための熱処理を施すことで、その影響を検証できると考えられる。また、IF 鋼は強度が低いため、引張／圧縮応力差の絶対値は小さい。そのため、低強度材向けの実験装置を用いる必要がある。引張／圧縮応力差における SD 効果とひずみ誘起異方性の分離、異方性およびその大きさに関する検討は今後の課題とし、本章では、各供試材において観測された引張／圧縮応力差の定性的な傾向が、変形経路を変化させた場合にどのような変化を生じるかを調査することとした。



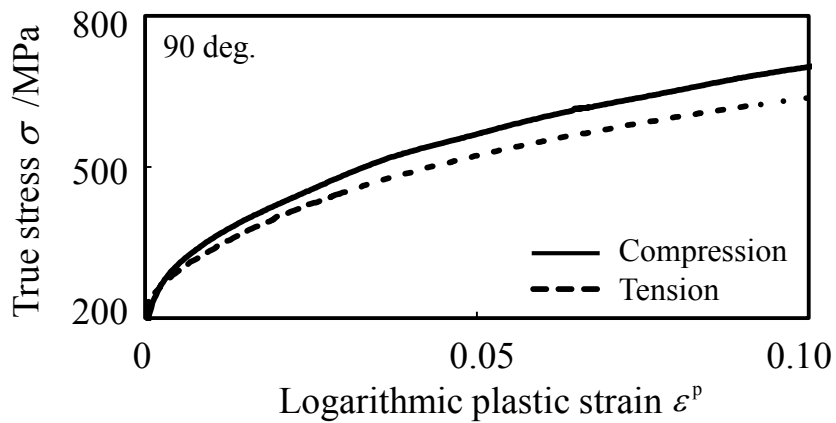
**Fig. 4-13** True stress- logarithmic plastic strain curves of IF steel under uniaxial tension and uniaxial compression; (a) rolling direction, (b) 45 degree from rolling direction, and (c) transverse direction.



(a)

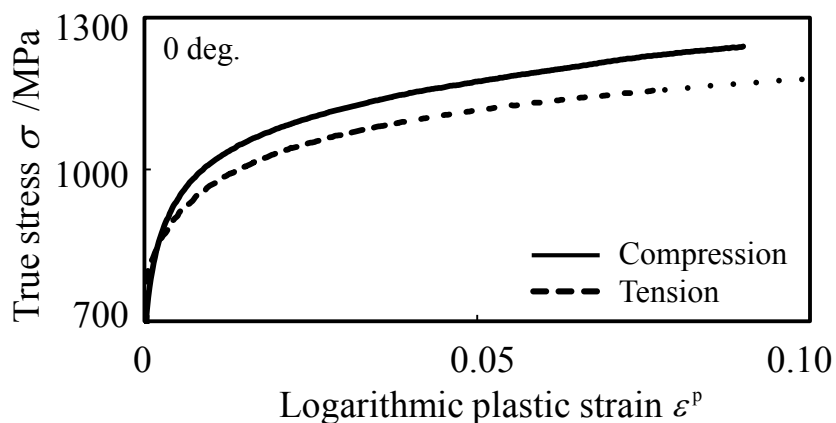


(b)

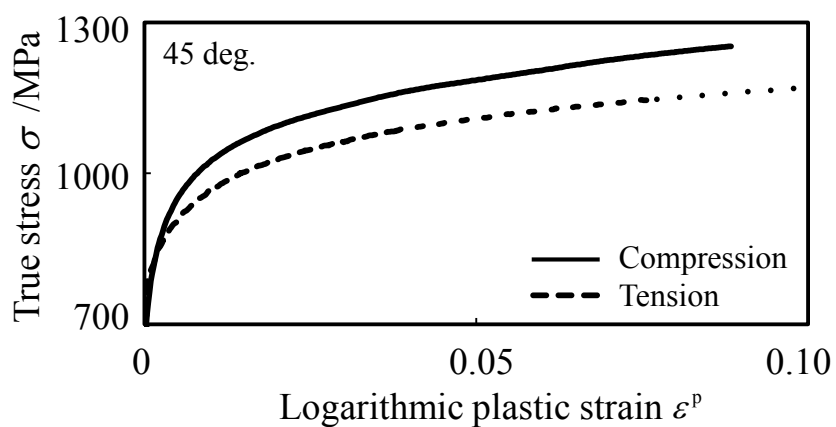


(c)

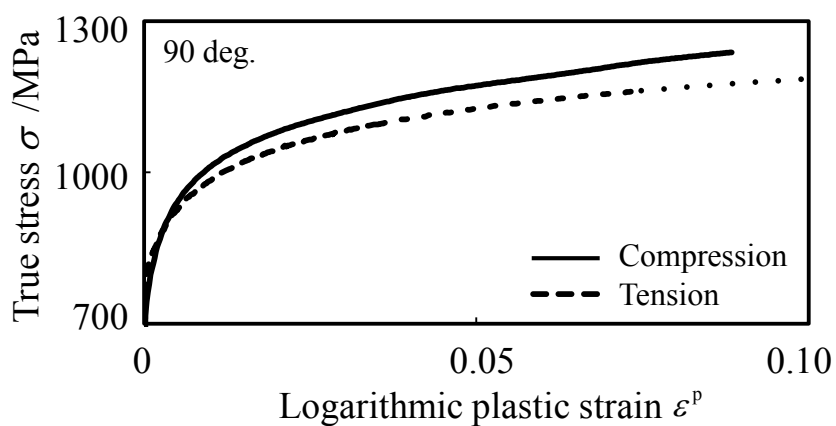
**Fig. 4-14** True stress- logarithmic plastic strain curves of 590DP under uniaxial tension and uniaxial compression; (a) rolling direction, (b) 45 degree from rolling direction, and (c) transverse direction.



(a)



(b)



(c)

**Fig. 4-15** True stress- logarithmic plastic strain curves of 980DP under uniaxial tension and uniaxial compression; (a) rolling direction, (b) 45 degree from rolling direction, and (c) transverse direction.

## 4.4 ひずみ経路変化パラメータによる評価

Schmitt[10]らは変形経路が2段階に変化する場合の2次変形の降伏応力を特徴づけるために、次式で定義されるひずみ経路変化パラメータ  $\beta$  を提案している。

$$\beta = \mathbf{A}^1 : \mathbf{A}^2 = A_{ij}^1 A_{ij}^2 \quad (4-1)$$

ここで  $\mathbf{A}^1$  および  $\mathbf{A}^2$  は予変形および2次変形の塑性ひずみ速度モードテンソルである。塑性ひずみ速度モードテンソル  $\mathbf{A}$  は塑性ひずみ速度テンソル  $\mathbf{D}$  およびその  $ij$  成分  $D_{ij}$  を用いて次式で定義される。

$$\mathbf{D} = D\mathbf{A}, \quad D = \|\mathbf{D}\| = \sqrt{\mathbf{D} : \mathbf{D}} = \sqrt{D_{ij} D_{ij}} \quad (4-2)$$

比例負荷経路では  $\beta = 1$  となり、反転負荷経路では  $\beta = -1$  となる。その他の経路では  $-1$  と  $1$  の間の値となる。Teodosiu ら[1]は、結晶塑性論に基づく考察から、 $\beta$  は予変形と2次変形のすべりの重複度と解釈し、 $\beta$  を用いることで微視的構造の変化を見積もることができると考察している。すなわち、 $\beta$  が同一となる変形経路では、巨視的な変形形態（応力比）や変形様式（引張／圧縮）が異なっても、微視的には同じ変形履歴とみなすことができる。

**Fig. 4-16** に示すように、本試験で採用した各変形経路における  $\beta$  は等方性を仮定し実験条件より算出した。TC-0 と CT-0 は  $\beta = -1.0$ , TT-90 と CC-90 は  $\beta = -0.5$ , TC-45 と CT-45 は  $\beta = -0.25$ , TT-45 と CC-45 は  $\beta = 0.25$ , TC-90 と CT-90 は  $\beta = 0.5$ , TT-0 と CC-0 は  $\beta = 1.0$  となる。同一の  $\beta$  となるが変形様式の異なる経路を比較することで、ひずみ誘起異方性におよぼす変形様式の影響を評価した。

また、4.3.2 節で述べた引張／圧縮応力差の影響を除外するために、ひずみ誘起異方性が発現した場合と、等方硬化を仮定した場合の塑性流動応力の比（以下、2次変形応力比）を算出した。具体的には、まず2段階変形経路試験のSS曲線より、2次変形の開始から塑性ひずみ0.005を与えた時点の塑性流動応力  $\sigma_{0.5}$  を取得した。次に、当該2次変形と同じ変形様式の比例負荷試験のSS曲線より、当該2次変形に与えられた予ひずみ量に加えて、塑性ひずみ0.005を与えた時点の応力  $\sigma_p$  を取得した (**Fig. 4-17**)。  $\sigma_{0.5}$  を  $\sigma_p$  で除した値を2次変形応力比  $\sigma_{0.5}/\sigma_p$  とした。

**Fig. 4-18**～**Fig. 4-20** に各供試材における  $\beta$  と  $\sigma_{0.5}/\sigma_p$  の関係を示す。各図(a)は2次変形が単軸引張変形の場合、(b)は2次変形が単軸圧縮変形となる場合である。IF鋼の  $\sigma_{0.5}/\sigma_p$  は  $\beta = 0$  で最大値を示し、 $\beta = -1$  で最小値を示した。この傾向はSchmitt ら[10]の報告と一致する。上述したTeodosiu らの考察に基づくと、IF鋼

の場合、2次変形の転位運動における予変形で導入された転位構造の抵抗は、 $\beta$ の絶対値が小さいほど大きくなる。本試験で採用した変形経路において、負荷方向変化角 $\psi = 45^\circ$ のとき、他の変形経路よりも大きな交差効果が観測されたのは、この変形経路における $\beta$ の絶対値が最も小さかったためである。590DPの $\sigma_{0.5}/\sigma_p$ は $\beta > 1$ の領域で概ね $\sigma_{0.5}/\sigma_p = 1.0$ となり、 $\beta < 1$ の領域で $\beta$ の減少にともない $\sigma_{0.5}/\sigma_p$ は単調に低下した。980DP鋼では $\beta = 1$ で $\sigma_{0.5}/\sigma_p = 1$ となり、 $\beta$ の減少にともない $\sigma_{0.5}/\sigma_p$ は単調に低下した。各供試材において、ひずみ誘起異方性は大きく異なるものの、2次変形の変形様式が引張りと圧縮の場合ではほぼ一致した。また、各予ひずみ量の $\sigma_{0.5}/\sigma_p$ も概ね一致した。このことから、今回用いた材料のひずみ誘起異方性は、SD効果を除外することで、変形様式および予ひずみ量によらずひずみ経路変化パラメータ $\beta$ で統一的に整理できると考えられる。

Fig. 4-21～Fig. 4-23に各供試材の2段階変形経路試験において $\beta$ が同一となる変形経路の2次変形のSS曲線と、2次変形と同じ変形様式の予ひずみを付与していない場合のSS曲線の比較を示す。2次変形のSS曲線の開始位置は予ひずみ分だけ右側にオフセットしている。いずれの供試材においても2次変形の降伏直後から予ひずみを付与していない鋼板と同様の引張/圧縮応力差が観測された。このことから、SD効果は変形経路に依らないと考えられる。この結果は、鋼板に生じるSD効果はひずみ誘起異方性とは異なるメカニズムを起因として生じることを示唆するものである。

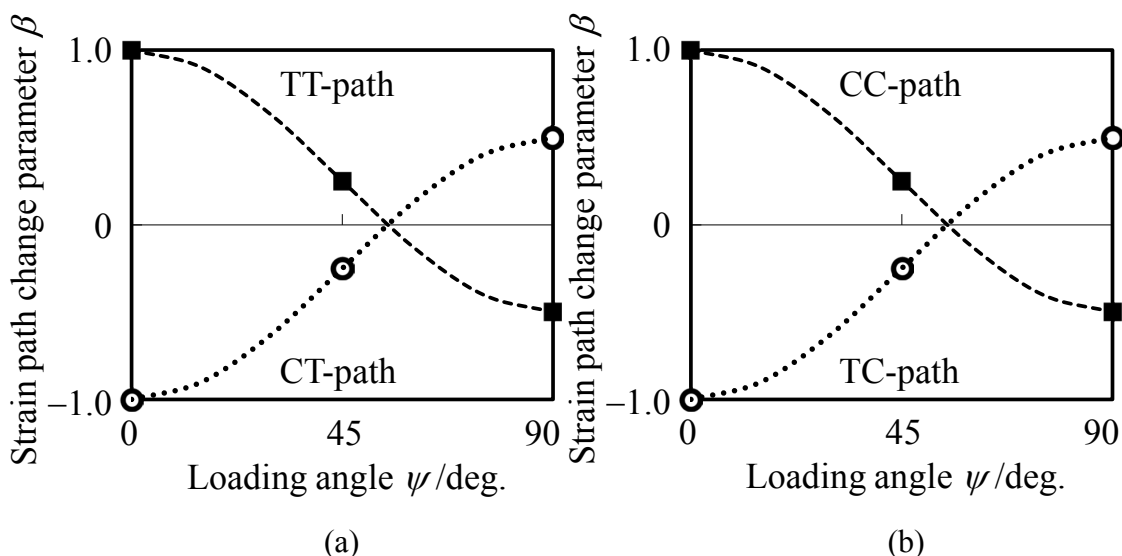
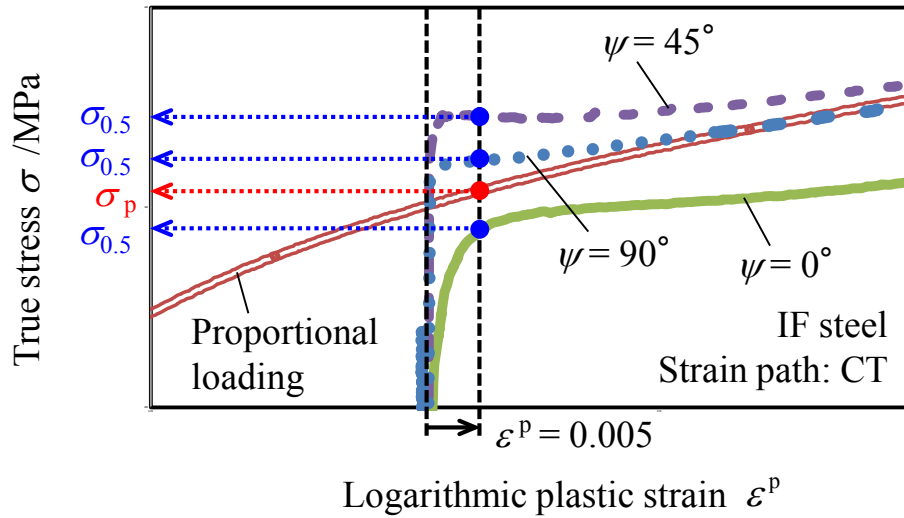
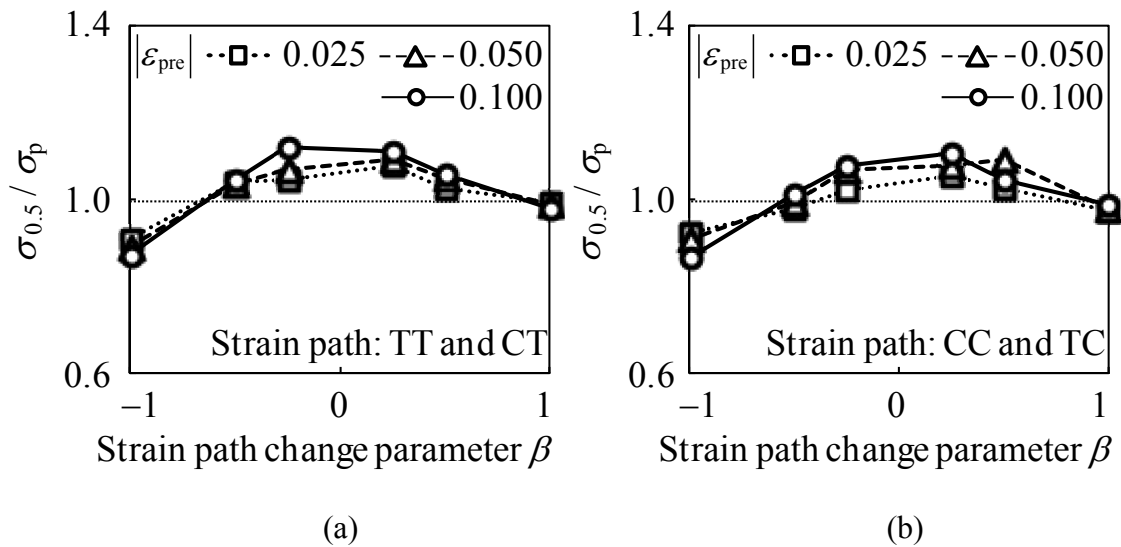


Fig. 4-16 The Strain change parameter  $\beta$  vs. the loading angle  $\psi$  in the tow-stage strain path tests combined uniaxial tension/compression.

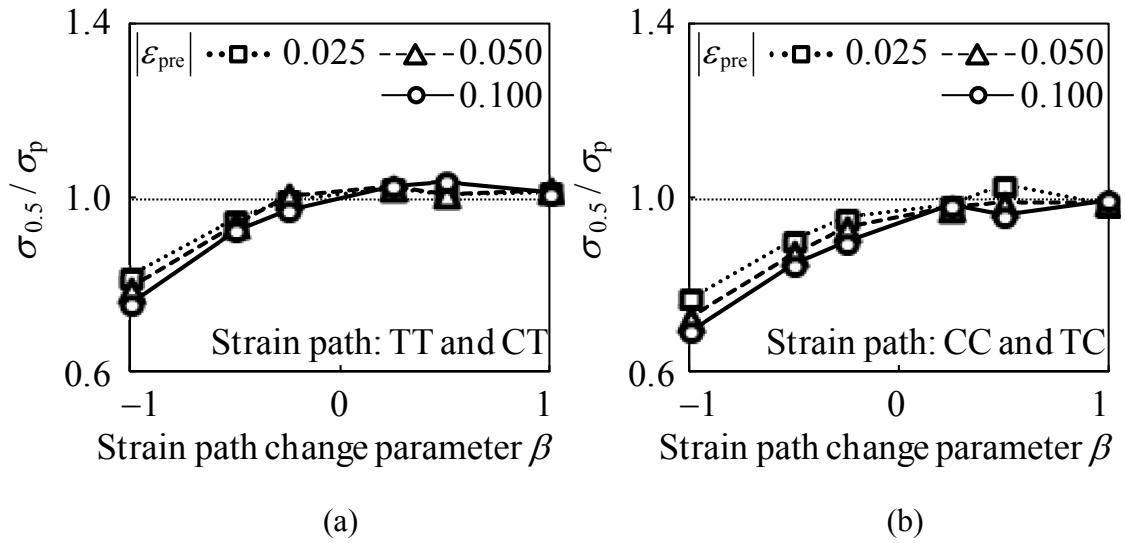




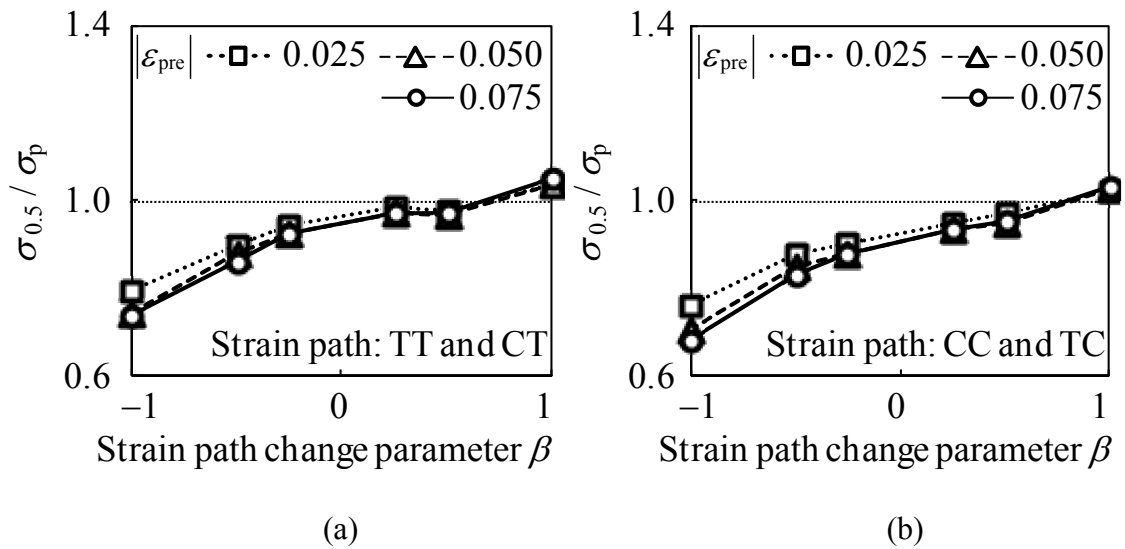
**Fig. 4-17** Calculation method of the  $\sigma_{0.5}$  and  $\sigma_p$  that consists the second deformation stress ratio  $\sigma_{0.5}/\sigma_p$ .



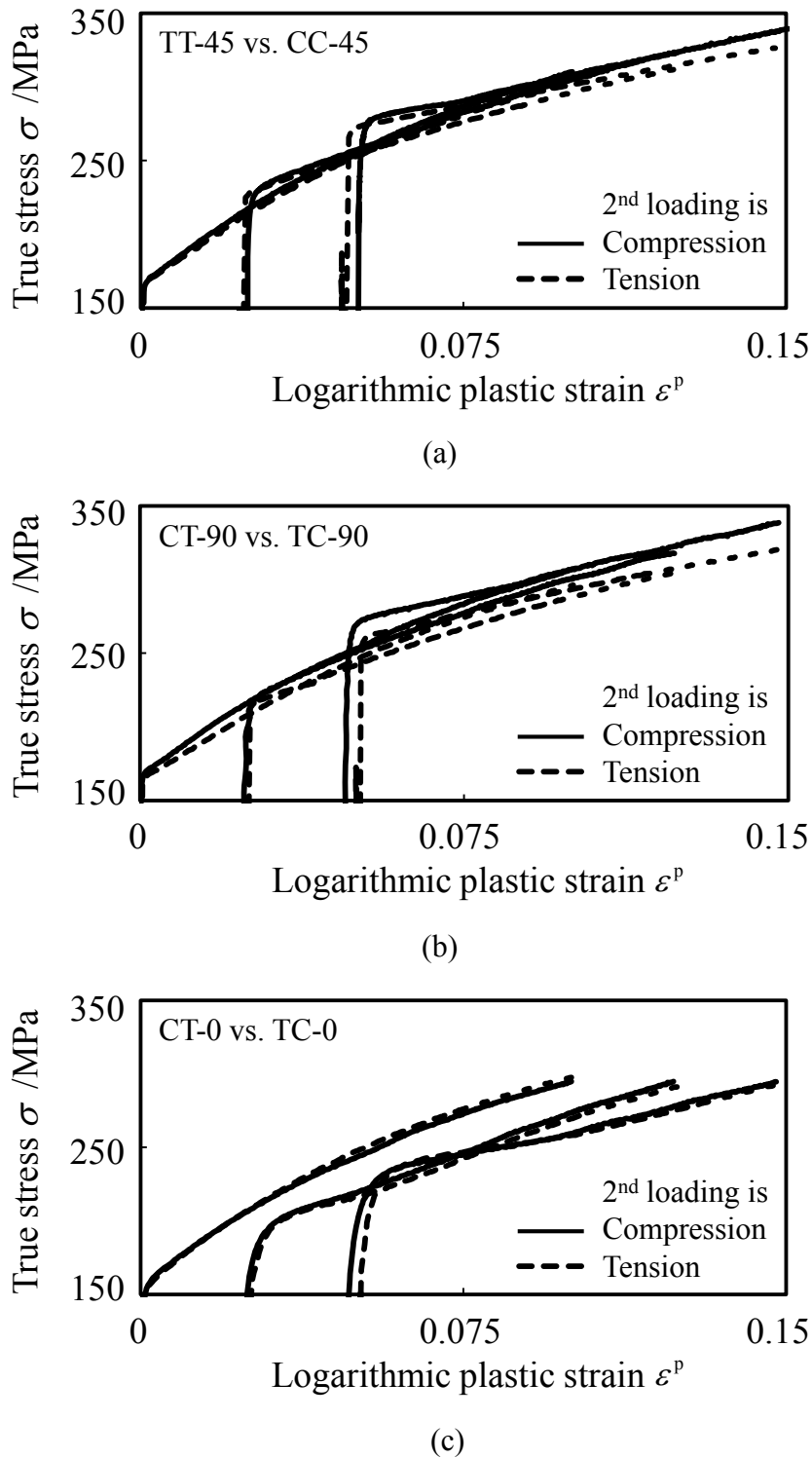
**Fig. 4-18** Effect of the  $\beta$  on the  $\sigma_{0.5}/\sigma_p$  of IF steel under (a) TT and CT and (b) CC and TC. Here,  $\sigma_{0.5}$  is the 0.5% proof stress under the second loading, and  $\sigma_p$  is the flow stress under the proportional loading path at the same accumulated plastic strain in the two-step strain path test.



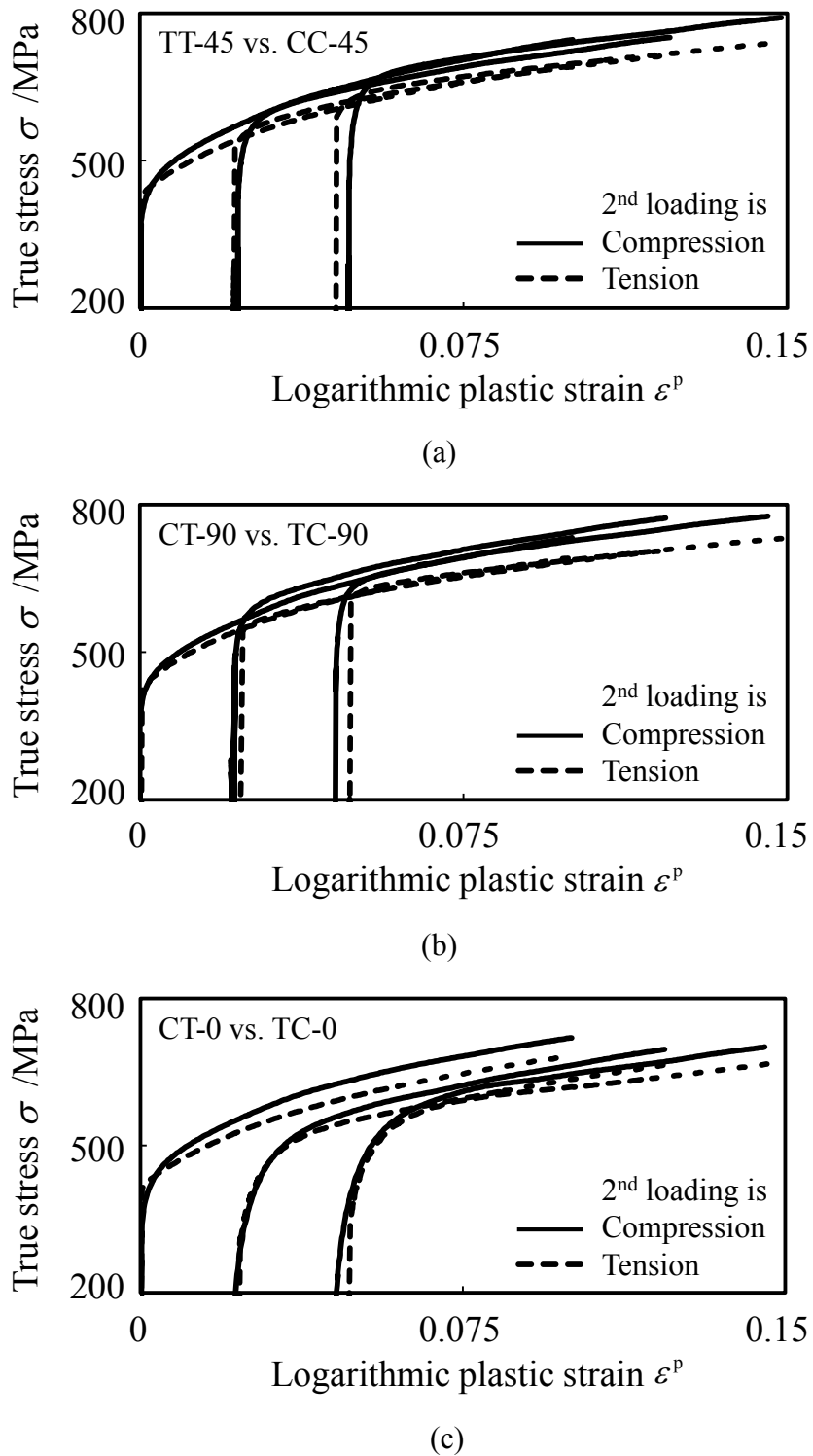
**Fig. 4-19** Effect of the  $\beta$  on the  $\sigma_{0.5}/\sigma_p$  of 590DP under (a) TT and CT and (b) CC and TC. Here,  $\sigma_{0.5}$  is the 0.5% proof stress under the second loading, and  $\sigma_p$  is the flow stress under the proportional loading path at the same accumulated plastic strain in the two-step strain path test.



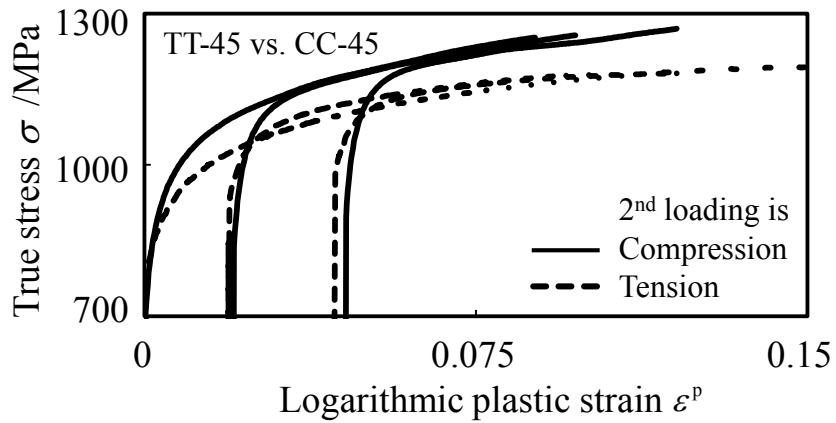
**Fig. 4-20** Effect of the  $\beta$  on the  $\sigma_{0.5}/\sigma_p$  of 980DP under (a) TT and CT and (b) CC and TC. Here,  $\sigma_{0.5}$  is the 0.5% proof stress under the second loading, and  $\sigma_p$  is the flow stress under the proportional loading path at the same accumulated plastic strain in the two-step strain path test.



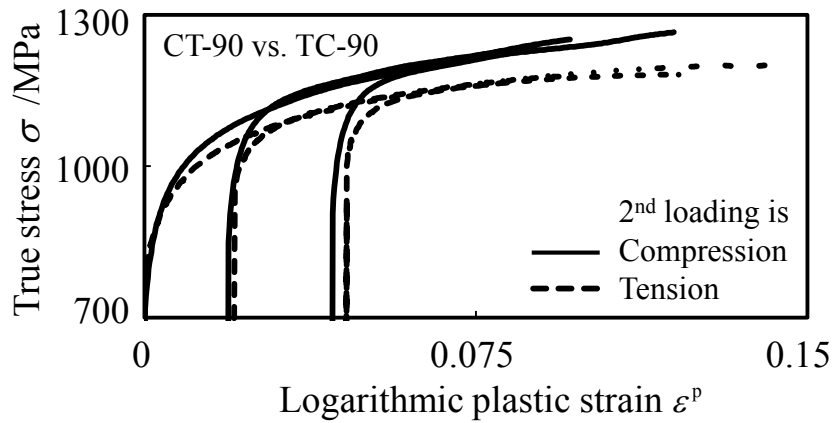
**Fig. 4-21** True stress- logarithmic plastic strain curves of IF steel under uniaxial tension and uniaxial compression; (a) TT-45 vs. CC-45, (b) CT-90 vs. TC-90, and (c) CT-0 vs. TC-0.



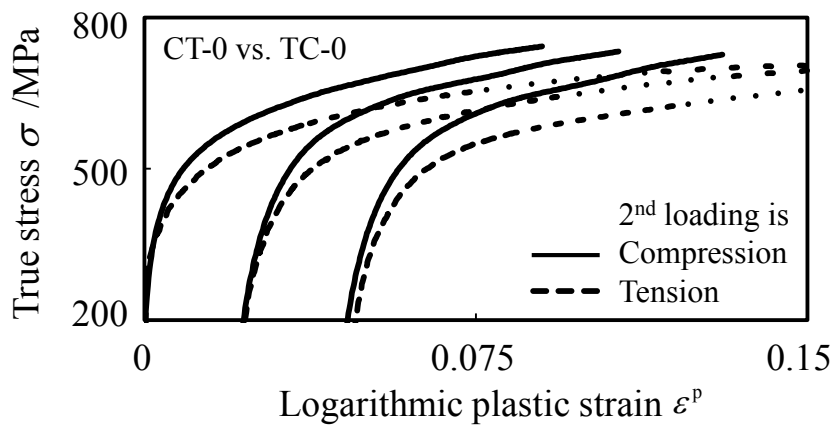
**Fig. 4-22** True stress- logarithmic plastic strain curves of 590DP under uniaxial tension and uniaxial compression; (a) TT-45 vs. CC-45, (b) CT-90 vs. TC-90, and (c) CT-0 vs. TC-0.



(a)



(b)



(c)

**Fig. 4-23** True stress- logarithmic plastic strain curves of 980DP under uniaxial tension and uniaxial compression; (a) TT-45 vs. CC-45, (b) CT-90 vs. TC-90, and (c) CT-0 vs. TC-0.

## 4.5 結言

本章では、ひずみ誘起異方性および SD 効果の一般化に資する基礎知見の構築を目的として、IF 鋼、590MPa 級および 980MPa 級のフェライト-マルテンサイト系 2 相組織鋼板を対象に、単軸引張りと単軸圧縮を組み合わせた 2 段階変形経路試験を行い、SD 効果と関連付けて変形経路が変化する条件下での加工硬化挙動の特徴を調査した。得られた知見を以下に示す。

- (1) 各供試材のひずみ誘起異方性の傾向は大きく異なった。
- (2) ひずみ誘起異方性の程度（降伏応力の変化量）は、予ひずみ量の増加にともない大きくなり、加工硬化能の大きい IF 鋼や 590DP において顕著に見られた。
- (3) 590DP および 980DP において、単軸引張りと単軸圧縮の塑性流動応力に有意な差が見られ、いずれの方向においても引張りより圧縮の塑性流動応力が高く、その差は 4~6%であった。
- (4) 今回用いた材料のひずみ誘起異方性は、SD 効果を除外する（2 次変形応力比  $\sigma_{0.5}/\sigma_p$  を用いる）ことで、変形様式および予ひずみ量によらずひずみ経路変化パラメータ  $\beta$  で統一的に整理できる。
- (5) 今回用いた材料の  $\beta$  が同一となる 2 次変形の単軸引張りと単軸圧縮において、2 次変形の降伏直後から予ひずみを付与していない鋼板と同様の応力差が観測され、SD 効果は変形経路に依らないことが示唆された。

## 参考文献

- [1] 米村繁, 上西朗弘, 樋渡俊二, 鈴木規之, 臼田松男, “変形経路が変化する条件下の加工硬化挙動と破断予測”, 鉄と鋼, 93-4(2007), 317-323.
- [2] Teodosiu C. & Hu Z., “Evolution of the intragranular microstructure at moderate and large strains: Modelling and computational significance”, Simulation of Material Processing: Theory, Methods and Applications (eds. Shen & Dawson) (1995), 173-182.
- [3] Rauch E. F. and Schmitt J. –H., “Dislocation substructures in mild deformed in simple shear”, Mater. Sci. Eng. 113(1989), 441-448.
- [4] Leslie W. C. & Sober R. J., “The Strength of Ferrite and of Martensite as Functions of Composition, Temperature and Strain Rate”, Trans. ASM, 60(1967), 459-484.
- [5] 浜孝之, “双晶回復を考慮した結晶塑性有限要素法によるマグネシウム合金の変形挙動予測”, 軽金属, 65-5(2015), 174-183.
- [6] Yapici G. G., Beyerlein I. J., Karaman I. & Tomé C. N., “Tension-Compression Asymmetry in Severely Deformed Pure Copper”, Acta Materialia, 55(2007), 4603.
- [7] 桑原利彦, 齋藤怜奈, 平野孝明, 大橋信昭, “電子部品用 SUS304 ステンレス鋼板の引張／圧縮応力の非対称性とその曲げおよびスプリングバック挙動への影響”, 鉄と鋼, 95-11(2009), 732-739.
- [8] 永野千晴, 桑原利彦, “電子部品用極薄ステンレス鋼板の引張／圧縮応力非対称性の測定と解析”, 平成 29 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2017), 59-60.
- [9] Kuwabara T., Kumano Y., Ziegelheim J. & Kurosaki I., “Tension–compression asymmetry of phosphor bronze for electronic parts and its effect on bending behavior”, International Journal of Plasticity, 25(2009) 1759-1776.
- [10] Schmitt J. H., Aernoudt E. & Baudalet B., “Yield Loci for Polycrystalline Metals without Texture”, Material Science and Engineering, 75(1985) 13-20.

## 第5章 二軸応力状態を含む2段階変形経路試験における薄鋼板の加工硬化特性

### 5.1 緒言

板材成形において、材料の塑性異方性と加工硬化特性は重要な機械的性質である。しかし、ひずみ誘起異方性やSD効果は、測定自体が難しいため、限られた条件下でしか評価されておらず、統一的な見解が得られるまでには至っていない。高精度な評価法を用いて、種々の条件下における測定を実施し、さらなる知見を積み上げなければならないと考えられる。

第4章では、IF鋼板およびフェライト-マルテンサイト系2相組織鋼板を用いて、ひずみ誘起異方性とSD効果が同時に観測される単軸引張および単軸圧縮変形を組み合わせた2段階変形経路試験を行った。その結果、これらの鋼板では引張/圧縮応力差が観測され、①ひずみ誘起異方性は引張/圧縮応力差を除外することで変形様式(引張/圧縮)および予ひずみ量によらずひずみ経路変化パラメータ $\beta$ で統一的に整理できる、②SD効果は変形経路によらず生じることが示唆される、といった知見を得た。

ひずみ誘起異方性は予ひずみの変形形態(応力比)によっても変化することが知られている[1]。一方、Teodosiuらの考察に基づくと $\beta$ が同一となる変形経路では、変形形態が異なっても、同じひずみ誘起異方性が生じると考えられる。しかしながら、ひずみ誘起異方性と $\beta$ の関係におよぼす変形形態(応力比)の影響に関する報告は少なく、知見は十分ではない。

鉄鋼材料のSD効果は転位運動におよぼす静水圧応力の影響によって生じるとの説が有力である[2]。一方、材料の製造工程によって導入されるひずみ履歴によって引張/圧縮応力差が生じることを示した報告もある[3]。後者はひずみ誘起異方性と考えるのが自然であるが、ひずみ誘起異方性とSD効果は分離して測定することが困難であるため、その取り扱いは極めて難しい。このような観点での検証は十分には行われていない。

本章では、第4章で得た知見の妥当性を検証することを目的とする。まず、第4章と同じIF鋼板を用いて二軸引張-単軸圧縮経路での2段階変形経路試験を実施し、ひずみ誘起異方性と $\beta$ の関係におよぼす変形形態の影響を調査する。また、変形履歴を除去するための熱処理を施した鋼板のSD効果とひずみ誘起異方性の関係を調査する。



## 5.2 二軸引張予ひずみを受けた鋼板の単軸圧縮変形

### 挙動

#### 5.2.1 試験片形状および実験装置

2段階変形経路試験に用いた試験片を **Fig. 5-1** に示す。(a)は桑原らの研究グループが提案した十字形試験片であり、二軸引張予ひずみを付与するために用いた。試験片の詳細については文献[4]を参照されたい。(b)は単軸引張予ひずみを付与するための試験片である。(c)は2次変形を与えるための小型圧縮試験片であり、十字形試験片の面内から任意の方向に切り出すことができる。単軸引張予ひずみ試験片および小型圧縮試験片の詳細については4.2.1節を参照されたい。

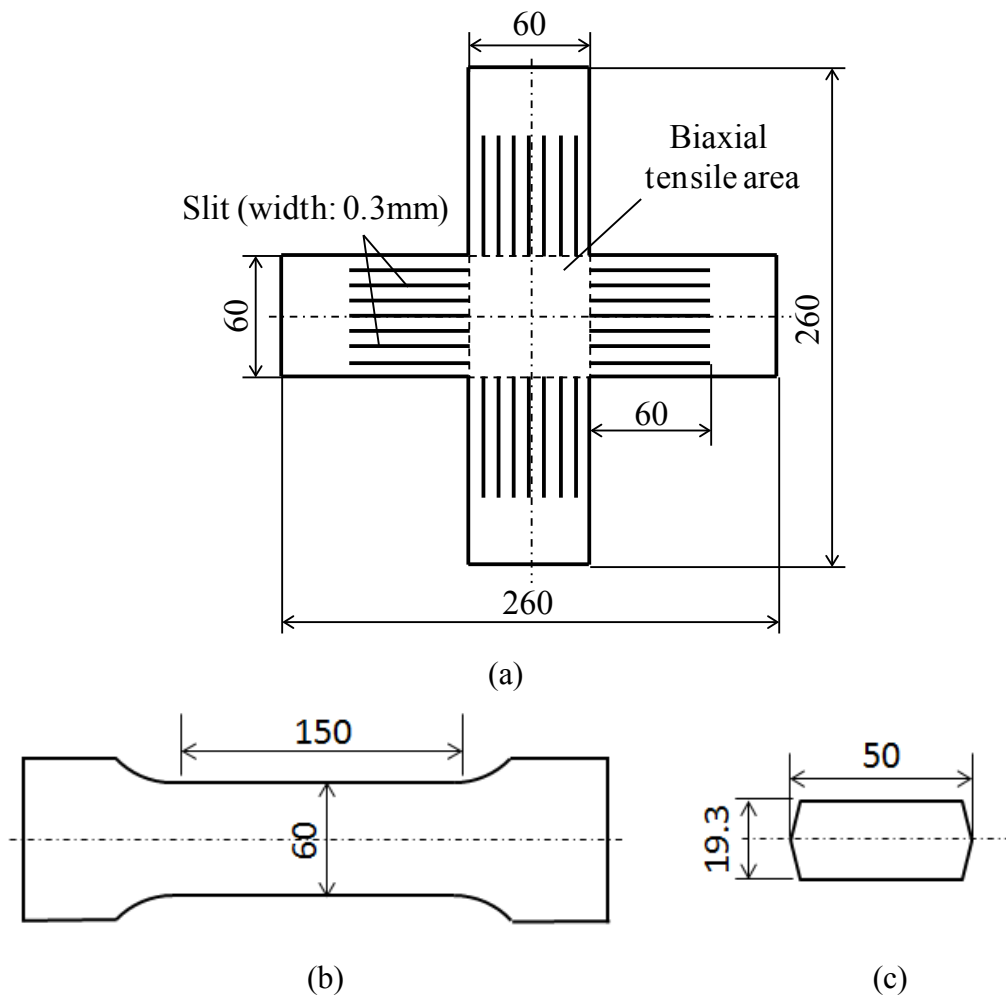
二軸引張予ひずみを付与するための試験機は、国際計測器製の二軸引張試験機を用いた (**Fig. 5-2**)。本試験機のコセプトは、桑原らの研究グループによって考案されたものである[5]。

二軸引張試験は試験片が2方向に変形するため、ひずみを測定するために塑性ひずみゲージが用いられることが多い[6]。ひずみゲージはロットごとにゲージ率が異なるため、ひずみを高精度に測定するために校正する必要がある。また、変形形態によってゲージ率が一定であることが保証されていない。さらに、貼り付け精度によってひずみの測定値に誤差が生じる恐れがある。そこで、十字形試験片に生じた直交二軸方向の垂直ひずみを高精度かつ安定的に測定するために、CCDカメラを用いた非接触式の二軸ひずみ測定装置を開発した (**Fig. 5-3**)。まず、十字形試験片の中央部表面を黒色に塗装し、その上に白色の矩形マークを描く。白色矩形の寸法は、おおよそ10mm×10mmとした。試験片とともに変形する白色矩形をCCDカメラによってリアルタイムに撮影し、その変形からひずみを算出した。以下に白色矩形からひずみを算出する手順を述べる。

**Fig. 5-3** に示すように、十字形試験片の中央部表面を2次元の直交座標平面とみなし、この平面状にある矩形を構成する4辺を時計回りに I, II, III, IV とする。まず、各辺上の任意の2点の座標を検出し、辺ごとに辺上の2点を通る直線 I'~IV' を求める。次に、I' と II' の交点 A, II' と III' の交点 B, III' と IV' の交点 C, IV' と I' の交点 D の座標を求める。A~D 点を四角形シェル要素の節点とみなし、B-マトリックス (要素節点変位と要素内ひずみを結び付ける行列) を用いて変形後の  $\varepsilon_{xx}$ ,  $\varepsilon_{yy}$ ,  $\varepsilon_{xy}$  を算出する[7]。これらひずみ成分を用いて、面内の最大主ひずみおよび最小主ひずみを算出する。こうして得られた最大主ひ

ひずみが最大荷重軸方向のひずみ，最小主ひずみが最大荷重軸と直交する方向のひずみとなる。

本装置の最大の利点は，矩形および CCD カメラの中央部法線軸回りの回転がひずみの測定精度に影響しない点である（矩形の描画およびカメラの取り付け精度の緩和）．さらに，4 節点シェル要素を仮定するため，矩形の各辺は直角である必要は無い（矩形の描画精度の緩和）．また，矩形上の任意の 2 点から間接的に頂点を求めることで，測定を高速化し，ノイズを大幅に低減できる．従来のひずみゲージに比べて，高ひずみ域まで安定したひずみ測定が可能となった．白色矩形の描画位置は ISO で規定されているひずみゲージ貼付位置とした．なお，試験片表面の法線とカメラの撮影軸が一致している必要があるため，試験実施前にキャリブレーションを実施した．



**Fig. 5-1** Specimens for two-stage strain path tests: (a) cruciform specimen, (b) pre-tensile specimen, (c) small compressive specimen.

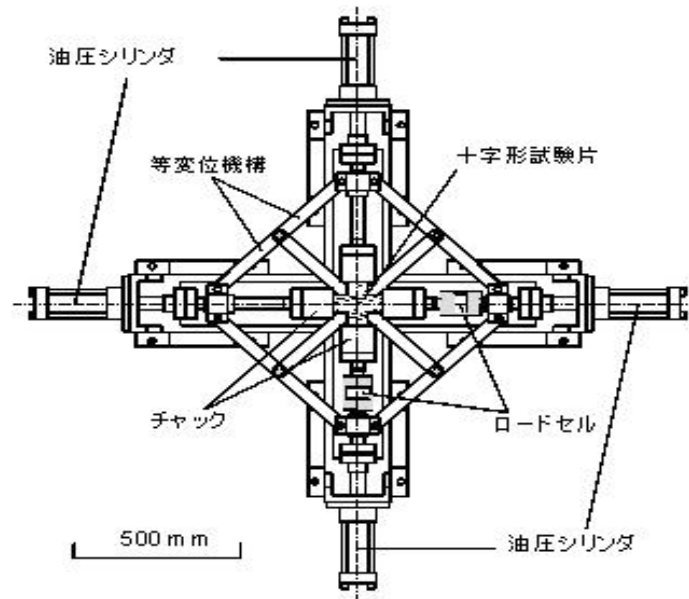


Fig. 5-2 Experimental apparatus for biaxial tensile test using a sheet specimen[5].

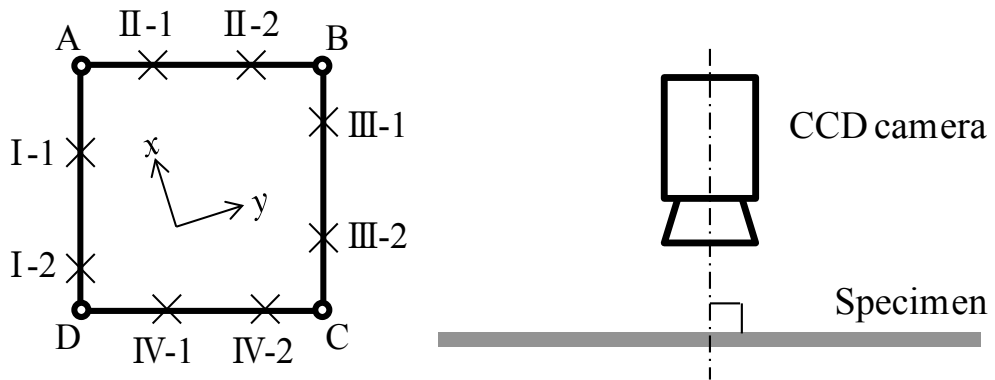


Fig. 5-3 Developed non-contact biaxial strain measurement system.

### 5.2.2 供試材と実験条件

供試材として、冷間圧延－連続焼鈍によって製造された板厚 1.6mm の極低炭素鋼板（以下、IF 鋼板）を用いた。Table 5-1 に単軸引張試験より得られた供試材の機械的特性を示す。単軸引張試験は JIS5 号試験片を用い、ひずみの測定は標点間距離 50mm の伸び計を用いた。なお、これは第 4 章で用いた供試材と同一のものである。以下、特に断らない限り、鋼板の圧延方向、圧延直角方向を各々  $x$ ,  $y$  軸とする。

Fig. 5-4 に本 2 段階変形経路試験の概要図を示す。まず、予変形として真応力比一定の線形応力経路を負荷し、単位体積当たりの塑性仕事量が規定値に達した時点で除荷した。応力経路は  $\sigma_x : \sigma_y = 1:0, 4:1, 2:1, 4:3, 1:1, 3:4, 1:2, 1:4, 0:1$  の 9 経路とした。 $\sigma_x : \sigma_y = 1:0$  および  $0:1$  は引張予ひずみ試験片を用いた。その他の応力比は十字形試験片を用いた。試験速度は単位時間当たりの塑性仕事増分を一定とし、0.5MPa/min（準静的）とした。除荷を開始する塑性仕事量は 7MPa とした。塑性仕事量を用いた理由とその算出方法は後述する。

次に、上述した引張予ひずみ試験片および十字形試験片の  $y$  軸方向から小型圧縮試験片を切り出し、面内反転負荷試験機を用いて単軸圧縮試験を実施した。Table 5-2 に本試験で採用した変形経路における  $\beta$  の値を示す。二軸変形における  $\beta$  の算出には、塑性仕事 2~6MPa 区間における対数塑性ひずみの測定結果の平均値を用いた。単軸変形における  $\beta$  の算出には  $r$  値を用いた。これら  $\beta$  の算出方法は後述する。

#### (a) 塑性仕事量の算出方法

第 4 章で述べたように、ひずみ誘起異方性の大きさは、1 次変形によって導入された予ひずみ量によって変化する。 $\sigma_{0.5}/\sigma_p$  を用いることで予ひずみ量によらずおおむね一致することを確認したが、各変形経路において条件を統一するために、塑性仕事等価説に基づき、予ひずみ量を決定するための指標として塑性仕事を用いた。

Fig. 5-5(a) に示すように、単位体積当たりの材料において消費された塑性仕事は真応力－対数塑性ひずみ曲線で囲まれた面積である。この塑性仕事は区分求積法で算出することができる。Fig. 5-5(a) の斜線部分の面積は式(5-1)のように台形近似によって求められる。

$$w_n^p = \frac{1}{2}(\sigma_{n+1} + \sigma_n)(\varepsilon_{n+1} - \varepsilon_n) \quad (5-1)$$

したがって、単位体積当たりの塑性仕事は式(5-2)で算出することができる。

$$W^P = \sum w_n \quad (5-2)$$

各変形経路において、Fig. 5-5(b)に示すように、 $x$  軸および  $y$  軸方向各々の塑性仕事  $W_x^P$ 、 $W_y^P$  を求め、同時刻におけるそれらの合計  $W^P$  をその応力比における単位体積当たりの塑性仕事とした。

$$W^P = W_x^P + W_y^P \quad (5-3)$$

### (b) ひずみ経路変化パラメータ $\beta$ の算出方法

Schmitt ら[8]が提案した、変形経路が 2 段階に変化する場合の 2 次変形の降伏応力の特徴づけるためひずみ経路変化パラメータ  $\beta$  は次式で定義される。

$$\beta = \mathbf{A}^1 : \mathbf{A}^2 = A_{ij}^1 A_{ij}^2 \quad (5-4)$$

ここで  $\mathbf{A}^1$  および  $\mathbf{A}^2$  は予変形および 2 次変形の塑性ひずみ速度モードテンソルである。塑性ひずみ速度モードテンソル  $\mathbf{A}$  は塑性ひずみ速度テンソル  $\mathbf{D}$  およびその  $ij$  成分  $D_{ij}$  を用いて次式で定義される。

$$\mathbf{D} = D\mathbf{A}, \quad D = \|\mathbf{D}\| = \sqrt{\mathbf{D} : \mathbf{D}} = \sqrt{D_{ij}D_{ij}} \quad (5-5)$$

二軸変形の場合、体積一定則を仮定し、 $x$ 、 $y$  軸方向の塑性ひずみの測定結果を用いて、次式より算出した。

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x^p & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_y^p & 0 \\ 0 & 0 & -\varepsilon_x^p - \varepsilon_y^p \end{bmatrix} \quad (5-6)$$

単軸引張試験の場合、通常、幅方向のひずみは測定しない。そのため、塑性ひずみ速度テンソル  $\mathbf{D}$  は、各方向の  $r$  値を用いて、次式より算出した。

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{-r_0}{r_0+1} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{-1}{r_0+1} \end{bmatrix} \quad (\text{圧延方向の場合}) \quad (5-7)$$

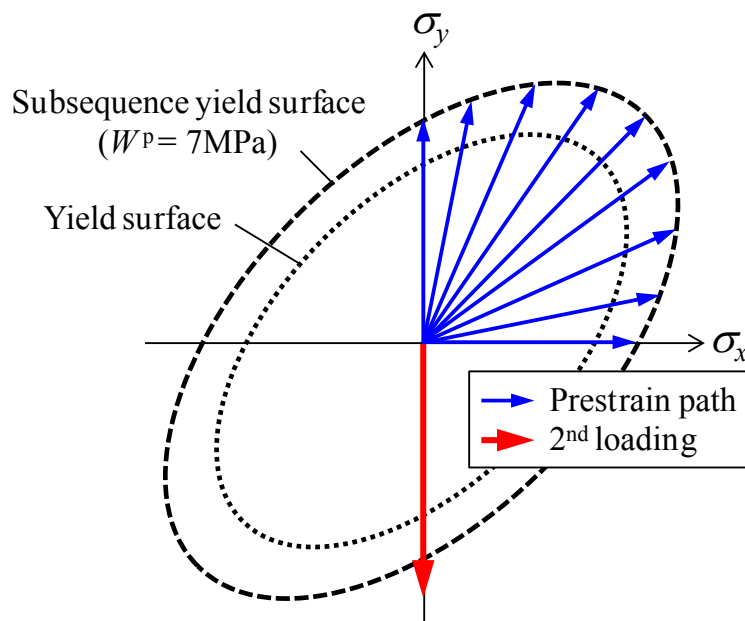
$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} \frac{-r_{90}}{r_{90}+1} & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{-1}{r_{90}+1} \end{bmatrix} \quad (\text{圧延直角方向の場合}) \quad (5-8)$$

なお、本供試材の単軸圧縮における圧延方向の  $r$  値は 0.174 であり、単軸引張りと単軸圧縮で  $r$  値はほぼ一致することを確認している。 $r$  値におよぼす予ひずみの影響は無いと仮定した。

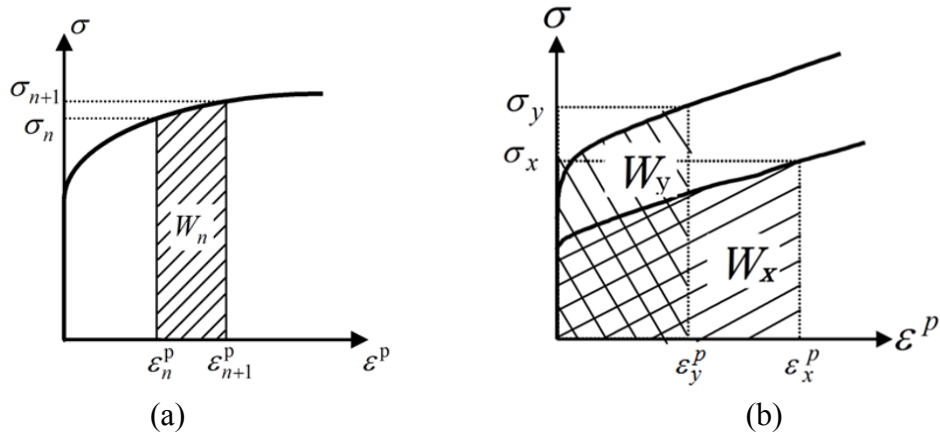
**Table 5-1** Mechanical properties of test materials

Materials	$t_0$ /mm	$\sigma_{0.2}$ /MPa	TS /MPa	U-EL /%	T-EL /%	$r_{90}^*$	$r_{90}^*$
IF steel	1.6	150	286	29	54	1.72	2.12

$t_0$ : Initial thickness,  $\sigma_{0.2}$ : 0.2% proof stress, TS: Tensile strength, U-EL: Uniform elongation, T-EL: Total elongation. \* Measured at uniaxial true strain  $\varepsilon = 0.1$ .



**Fig. 5-4** Deformation paths in the two-step strain test include biaxial stress states.



**Fig. 5-5** Methods to calculate the plastic work; (a) Sectional measurement method, and (b) the plastic work under biaxial tensile deformation.

**Table 5-2** Strain path change parameter  $\beta$  under the biaxial tension – uniaxial compression path.

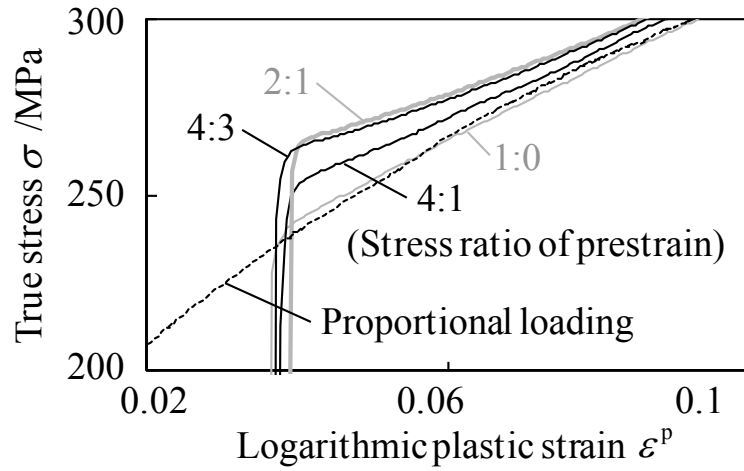
$\sigma_x : \sigma_y$ of 1st deformation	$\sigma_x : \sigma_y$ of 2nd deformation	$\sigma_x : \sigma_y$ of 1st deformation	$\sigma_x : \sigma_y$ of 2nd deformation
	0 : -1		0 : -1
1:0	0.77	1:1	-0.25
4:1	0.50	3:4	-0.57
2:1	0.25	1:2	-0.77
4:3	0.04	1:4	-0.94
		0:1	-1.00

### 5.2.3 ひずみ誘起異方性の特徴

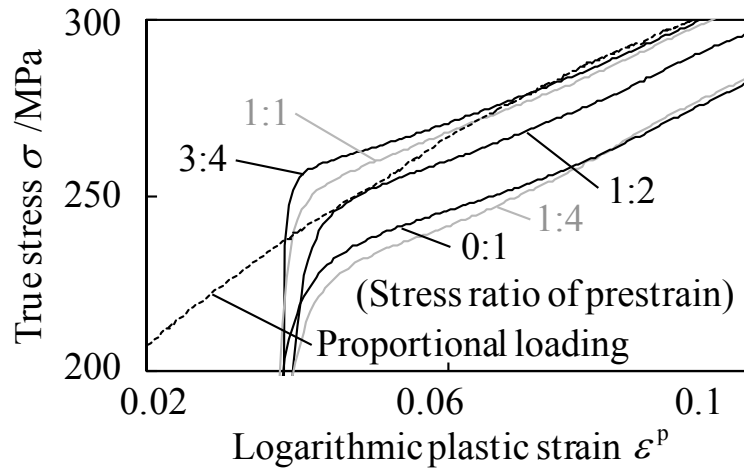
**Fig. 5-6**にIF鋼の二軸引張－単軸圧縮変形経路の2段階変形経路試験における2次変形のSS曲線と、予ひずみを付与していない場合（比例負荷経路）の単軸圧縮試験より得られたSS曲線の比較を示す。2次変形のSS曲線の開始位置は予ひずみ分だけ右側にオフセットしている。 $-0.57 \leq \beta \leq 0.77$ （予変形の $\sigma_x : \sigma_y = 1:0, 4:1, 2:1, 4:3, 1:1, 3:4$ ）の変形経路では、2次変形の開始とともに比例負荷より高い応力で再降伏し、加工硬化が停留した後、比例負荷経路に漸近する交差効果が観測された。 $-1.00 \leq \beta \leq -0.77$ （1次変形の $\sigma_x : \sigma_y = 1:2, 1:4, 0:1$ ）の変形経路では、比例負荷経路より低い応力で再降伏するバウシंगा効果が観測された。また、交差効果やバウシंगा効果による降伏応力の上昇・低下量は予変形の応力比によって異なっていた。

**Fig. 5-7**にIF鋼の二軸引張－単軸圧縮変形経路における $\beta$ と2次変形応力比 $\sigma_{0.5}/\sigma_p$ の関係を○プロットで示す。2次変形応力比 $\sigma_{0.5}/\sigma_p$ の算出方法は第4章を参照されたい。また、同図中に第4章で得られた単軸引張および単軸圧縮変形を組み合わせた2段階変形経路試験の結果を◆プロットで示す。両者の結果は概ね一致していた。このことから、IF鋼板のひずみ誘起異方性は、予ひずみの変形形態（応力比）によらず $\beta$ で統一的に整理できることがわかった。



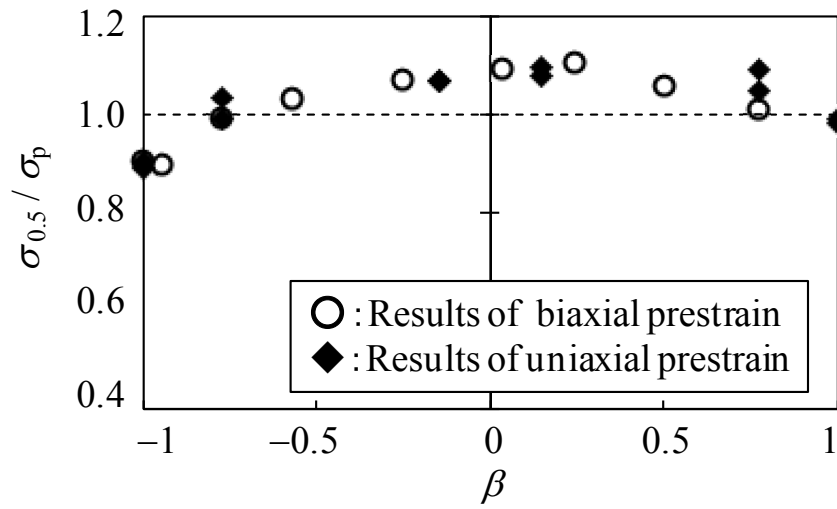


(a)



(b)

**Fig. 5-6** True stress – logarithmic plastic strain curves of the IF steel under the 2nd loading in the 2-step-strain-path tests; (a) Stress ratios of prestrain were 1:0, 4:1, 2:1, 4:3, and (b) Stress ratios of prestrain were 1:1, 3:4, 1:2, 1:4, 0:1. Ratios in figures are the stress ratios in the prestrain.



**Fig. 5-7** The effect of the strain path change parameter  $\beta$  on the 0.5 % proof stress ( $\sigma_{0.5}/\sigma_p$ ) in the second loading.

## 5.3 完全ひずみ取り熱処理を施した鋼板のひずみ誘起異方性とSD 効果

### 5.3.1 供試材

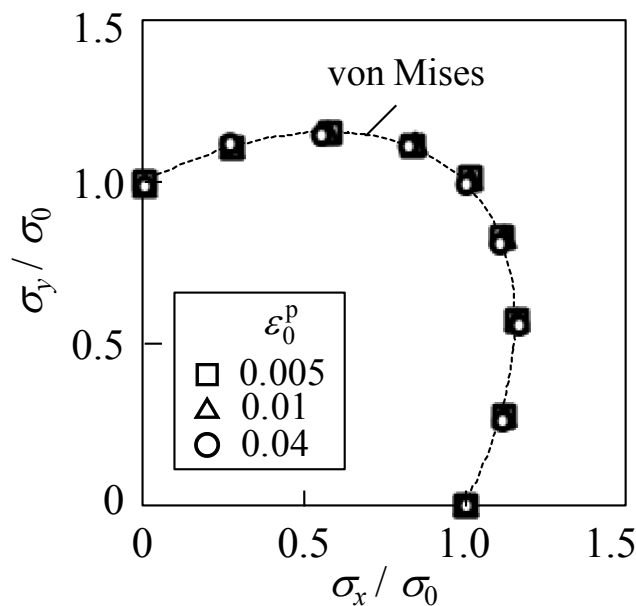
冷間圧延一連続焼鈍によって製造された鋼板は、集合組織や製造工程で受ける変形履歴によって異方性や異方硬化といった複雑な変形特性を有する場合がある[9]。これらの影響を除外するために、供試材として変形履歴を取り除くための熱処理を施した鋼板を用いた。特に断らない限り、材料の圧延方向、板幅方向、板厚方向を各々x, y, z軸とする。また、塑性流動応力（真応力）を応力、対数塑性ひずみをひずみ、真応力-対数塑性ひずみ曲線をSS曲線と呼ぶ。

素材として、冷間圧延一連続焼鈍によって製造された板厚1.0mmの590MPa級複相組織鋼板を用いた。製造工程によって与えられた変形履歴を除去するために、上記鋼板をソルトバスにより900℃で5分加熱しオーステナイト単相とした後、自然空冷（冷速：4.1～4.6℃/sec）し、焼鈍処理を施した（以下、焼鈍鋼板）。熱処理の温度履歴より、焼鈍鋼板はランダムな方位分布のフェライト-パーライト系2相組織を有していると考えられる。Table 5-3に焼鈍鋼板の機械的特性を示す。また、Fig. 5-8に焼鈍鋼板の無次元化等塑性仕事点（圧延方向の単軸引張SS曲線（ $\sigma_0 - \varepsilon_0^p$ 曲線）から当該の塑性仕事に対応する $\sigma_0$ を求め、その値で応力値を除している）、Fig. 5-9に塑性ひずみ速度の方向を示す。これらの測定方法については付録Aを参照されたい。各ひずみレベル $\varepsilon_0^p$ において同じ応力比の等塑性仕事点および塑性ひずみ増分ベクトルの方向は一致しており、焼鈍鋼板は等方性および等方硬化を示すことが確認された。また、焼鈍鋼板の塑性変形挙動は概ねMisesの降伏関数に従うことが確認された。

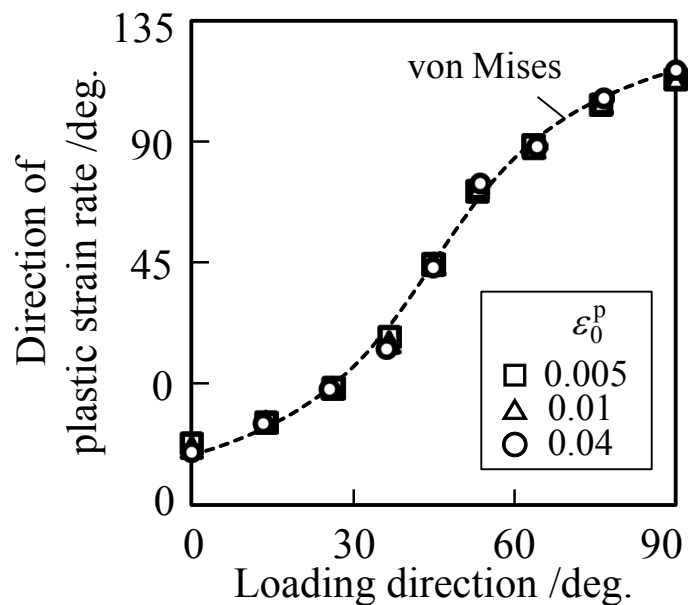
Table 5-3 Mechanical properties of test material.

Materials	$t_0$ /mm	$\sigma_{0.2}$ /MPa	TS /MPa	U-EL /%	T-EL /%
Annealed steel	1.6	311	611	19	32

$t_0$ : Initial thickness,  $\sigma_{0.2}$ : 0.2% proof stress, TS: Tensile strength, U-EL: Uniform elongation, T-EL: Total elongation. \* Measured at uniaxial true strain  $\varepsilon = 0.1$ .



**Fig. 5-8** Stress points forming contours of plastic work for different levels of  $\epsilon_0^p$  measured in the annealed sheet: These are normalized by the uniaxial tensile flow stress  $\sigma_0$  associated with  $\epsilon_0^p$



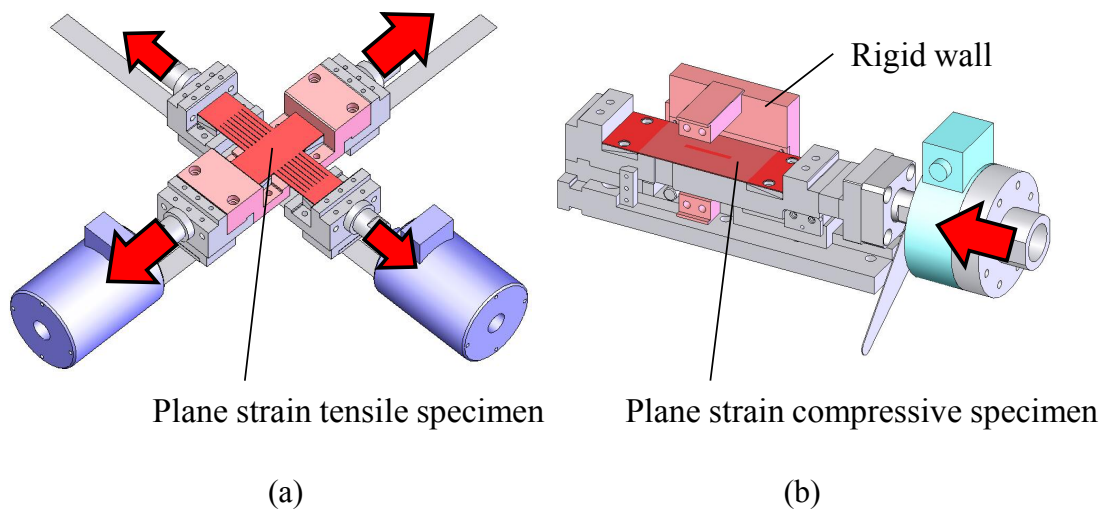
**Fig. 5-9** Variation of the direction of plastic strain rate with loading direction measured in the annealed sheet.

### 5.3.2 実験方法

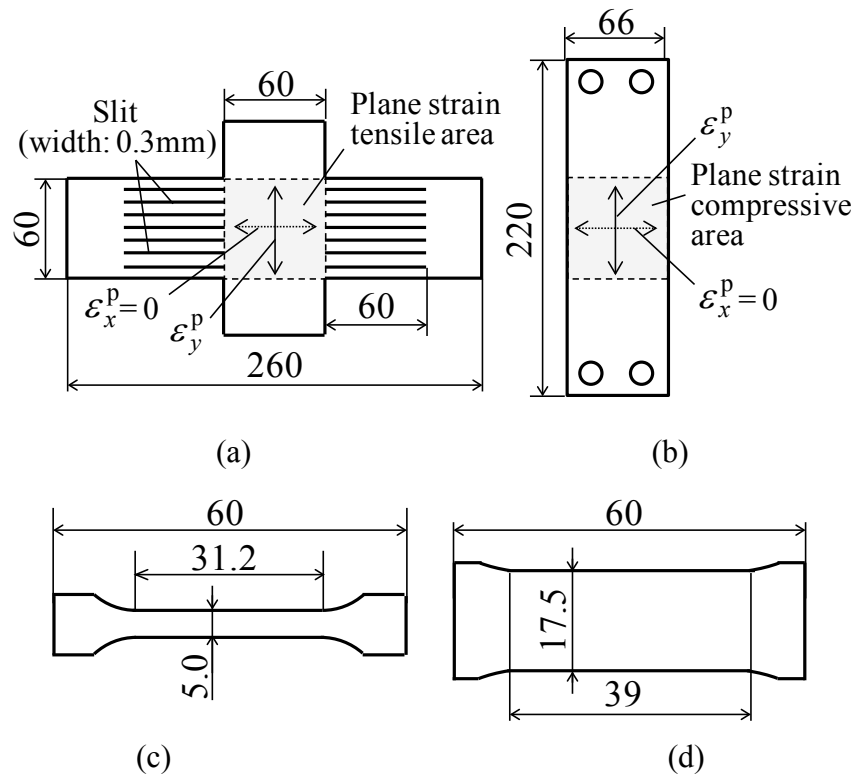
まず、**Fig. 5-10** に示すように圧延方向にひずみ不変 ( $\varepsilon_x = 0$ ) の平面ひずみ状態で引張りおよび圧縮の予ひずみを焼鈍鋼板の板幅方向に付与した (以下、予ひずみ鋼板)。引張り予ひずみを与えるときは、二軸引張試験機を用いて、**Fig. 5-11(a)** に示す試験片に応力比  $\sigma_x : \sigma_y = 1:2$  の引張荷重を負荷し変形させた。圧縮予ひずみを与えるときは、楕歯型面内反転負荷試験機を用いて、**Fig. 5-11(b)** に示す試験片の長手方向 (y 軸方向) に圧縮荷重を負荷し変形させた。このとき、楕歯金型の両側面に剛体壁を設置し、試験片の幅方向の伸びひずみを抑制した。試験片表面に格子をけがき、予ひずみ付与前後の格子間隔を測定した結果、幅方向ひずみは長手方向ひずみの 4%程度であったため、ほぼ平面ひずみ状態で予ひずみが付与されていることとした。予ひずみ量は、相当塑性ひずみで 0.02 および 0.05 とし、試験片中心に貼付したひずみゲージによって測定した。予ひずみとして試験片に与えられた相当塑性ひずみは次式から算定した。

$$\bar{\varepsilon}^p = \frac{2}{\sqrt{3}} |\varepsilon_y^p| \quad (4-5)$$

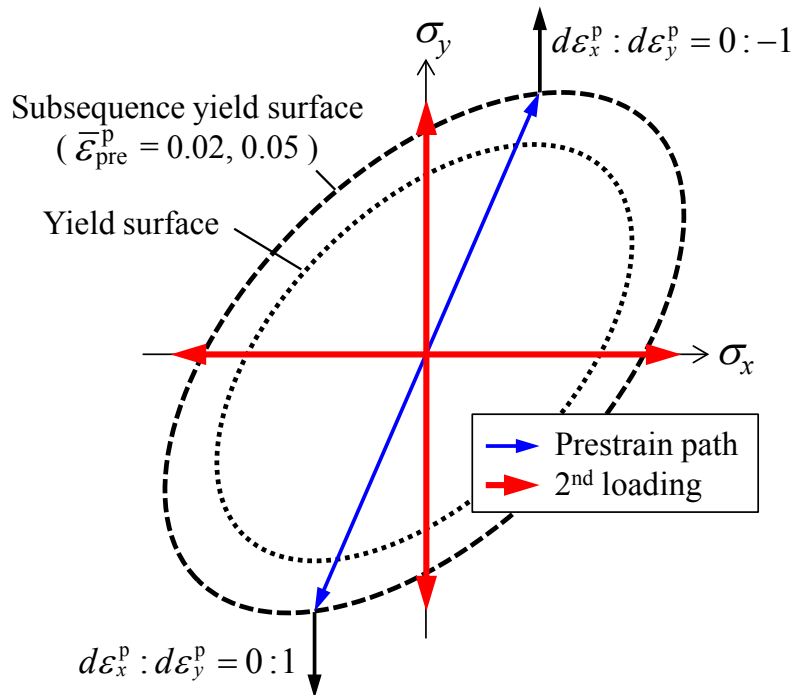
次に、引張り予ひずみ鋼板および圧縮予ひずみ鋼板の圧延方向および板幅方向から **Fig. 5-11(c)(d)** に示す小型試験片を採取し、単軸引張および単軸圧縮試験を実施した。**Fig. 5-12** に本 2 段階変形経路試験の概要図を示す。**Table 5-2** に本試験で採用した変形経路における  $\beta$  の値を示す。



**Fig. 5-10** Experimental apparatus for prestraining; (a) plane strain tensile test, and (b) plane strain compressive test.



**Fig. 5-11** Specimens for (a) plane strain tensile tests, (b) plane strain compressive test, (c) small uniaxial tensile test and (d) small uniaxial compressive test.



**Fig. 5-12** Deformation paths in the two-step strain test include biaxial stress states.

**Table 5-4** Strain path change parameter  $\beta$  under the plane strain tension/compression – uniaxial tension/compression path.

$\varepsilon_x : \varepsilon_y$ of 1st deformation	$\sigma_x : \sigma_y$ of 2nd deformation			
	1 : 0	-1 : 0	0 : 1	0 : -1
0 : 1	0	0	0.87	-0.87
0 : -1	0	0	-0.87	0.87

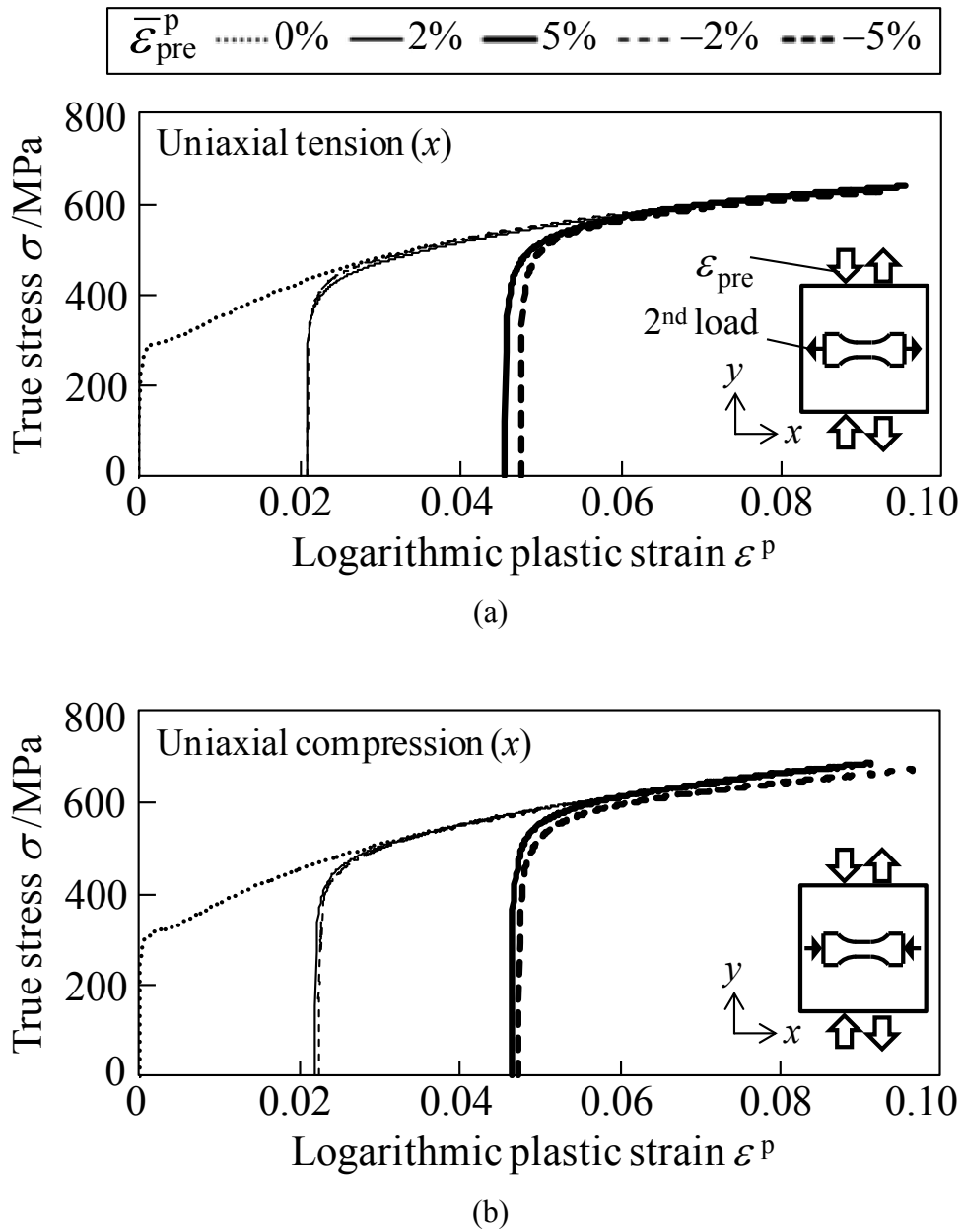
### 5.3.3 実験結果

2段階変形経路試験の変形経路を「①②- $\psi$ 」と表記する。ここで①は予ひずみの変形様式（T：平面ひずみ引張り，C：平面ひずみ圧縮），②は2次変形の変形様式（T：単軸引張り，C：単軸圧縮）， $\psi$ は予ひずみと2次変形の最大荷重軸方向が同じ座標軸方向であれば0，直交する座標軸方向であれば90である。例えば，圧縮予ひずみ鋼板を用いた圧延方向の単軸引張試験の場合CT-90と呼ぶ。

**Fig. 5-13** および **Fig. 5-14** に，焼鈍鋼板と予ひずみ鋼板の単軸引張りおよび単軸圧縮におけるSS曲線の比較を示す。予ひずみ鋼板のSS曲線の開始位置は，式(1)を用いて2次変形対数塑性ひずみに換算した予ひずみ分だけ右側にオフセットしている。

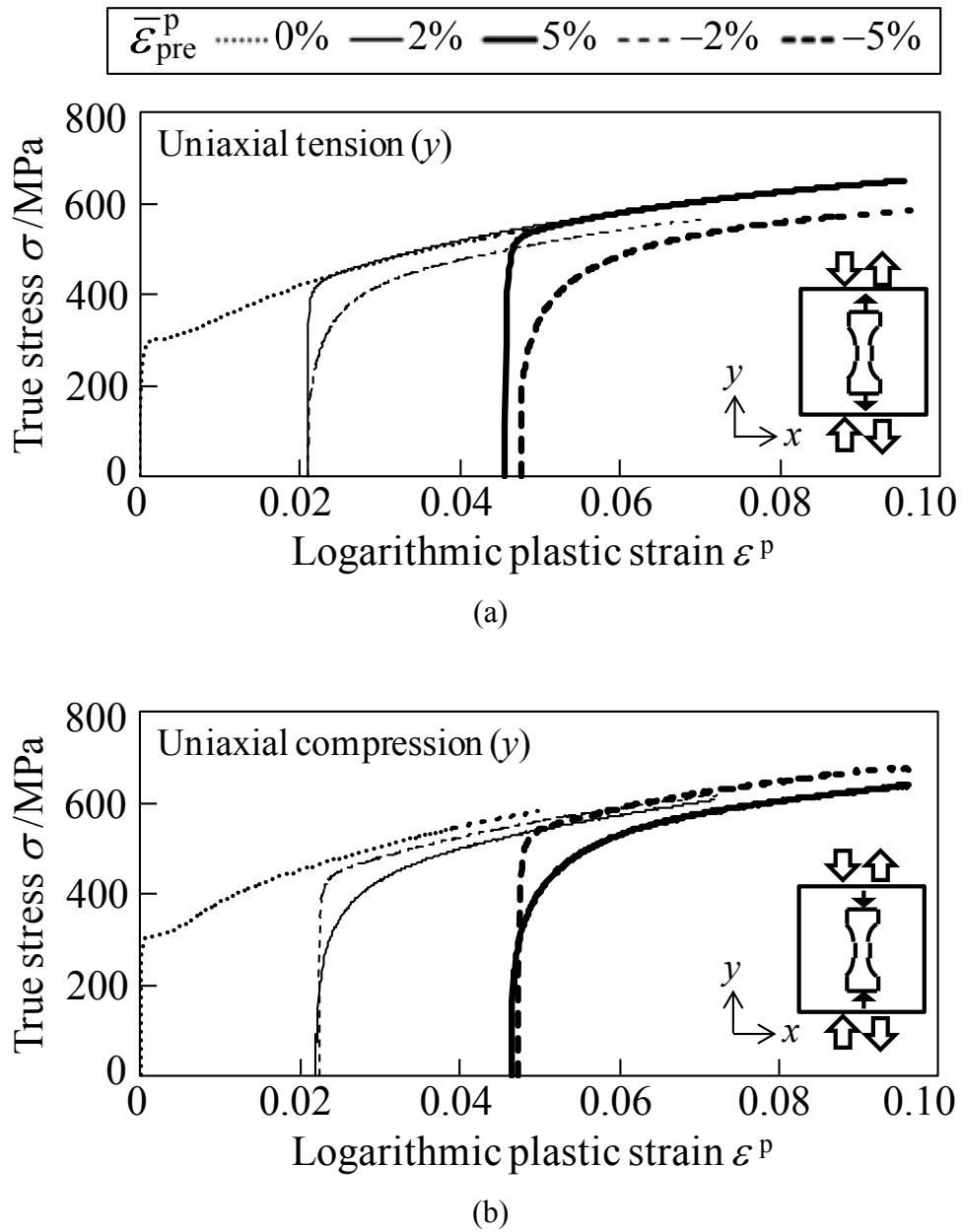
**Fig. 5-13** に示すように，2次変形方向が予ひずみ方向と直交する（TT-90，CC-90，CT-90，TC-90）場合，いずれの変形経路においても，再降伏後約1%の初期ひずみ区間では予ひずみ鋼板の応力は焼鈍鋼板よりも低く，ひずみの進展とともに焼鈍鋼板の応力と一致した。

**Fig. 5-14** に示すように，2次変形方向が予ひずみ方向と同一の場合，予ひずみと2次変形の変形様式が同一（TT-0，CC-0）であるときは，再降伏後の予ひずみ鋼板の応力は焼鈍鋼板の応力よりわずかに小さいものの，その後の応力は焼鈍鋼板と一致した。一方，変形様式が異なる（CT-0，TC-0）場合は，降伏応力が著しく低下し，その後も予ひずみ鋼板の応力は焼鈍鋼板より小さかった。



**Fig. 5-13** Results for the two-strain path tests: (a) TT-90 and CT-90, (b) CC-90 and TC-90.





**Fig. 5-14** Results for the two-strain path tests: (a) TT-0 and CT-0, and (b) CC-0 and TC-0.

### 5.3.4 ひずみ誘起異方性とSD効果の特徴

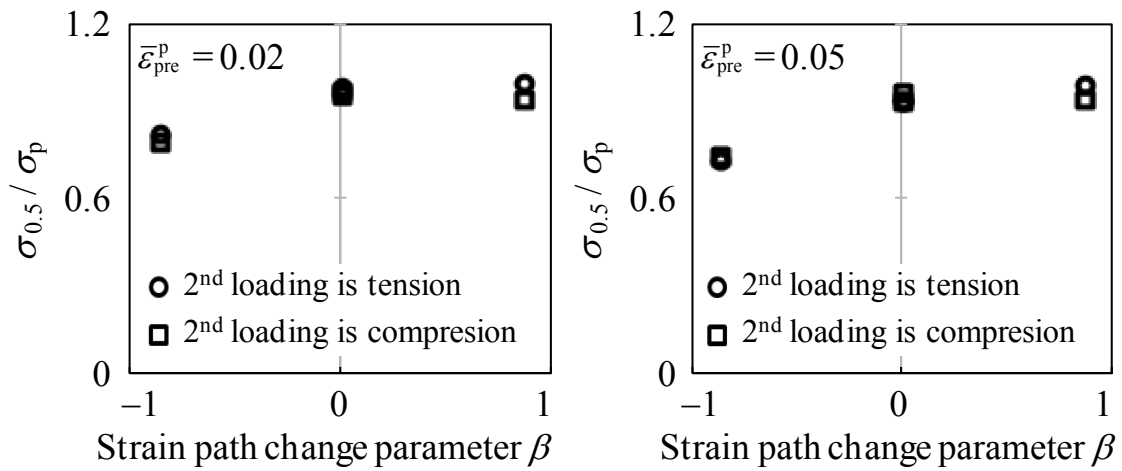
**Fig. 5-15** に本供試材の平面ひずみ引張/圧縮-単軸引張/圧縮変形経路における  $\beta$  と  $\sigma_{0.5}/\sigma_p$  の関係を示す。いずれの予ひずみ量においても、同一の  $\beta$  となる変形経路の  $\sigma_{0.5}/\sigma_p$  は変形様式によらずほぼ一致することがわかった。このことから、変形履歴を取り除くための熱処理を施した鋼板のひずみ誘起異方性も同様に、 $\beta$  を用いることで統一的に整理できることがわかった。

**Fig. 5-16** に焼鈍鋼板の圧延方向および板幅方向の単軸引張および単軸圧縮試験のSS曲線を示す。引張りおよび圧縮ともに、圧延方向および板幅方向のSS曲線は一致した。一方、どちらの試験方向においても、引張りより圧縮の応力が高く、その差は約6%であった。

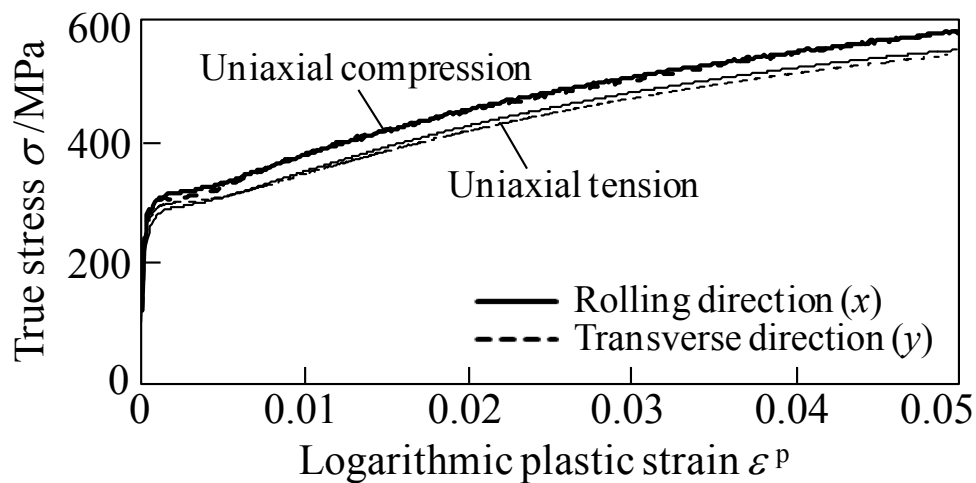
**Fig. 5-17** に変形様式は異なるが同一の  $\beta$  となる変形経路のSS曲線の比較を示す。また、予ひずみがSD効果におよぼす影響を検証するために、同一の相当塑性ひずみにおける圧縮応力  $\sigma_c$  と引張応力  $\sigma_T$  の比  $\sigma_c/\sigma_T$  を算出した。結果を **Fig. 5-18** に示す。いずれの  $\beta$  においても、 $\sigma_c$  の方が  $\sigma_T$  よりも高く、応力の上昇率は焼鈍鋼板と同様に約6%であった。

1.4.4 節で述べたように、IF鋼のような単相材料のひずみ誘起異方性は、予変形で導入された転位を起因として生じると考えられている。また、複合組織鋼板のように硬質第2相を含む場合は、母相と硬質第2相の強度差によって生じた内部応力（微視的尺度において不均一構造の変形に起因し生じる長範囲の弾性応力場）が主たる要因と考えられている。このように、ひずみ誘起異方性におよぼす鋼板の組織の影響は大きい。本研究では、IF鋼（フェライト単相鋼板）、590DP（フェライト分率の大きいフェライト-マルテンサイト系2相組織鋼板）、980DP（フェライト分率の小さいフェライト-マルテンサイト系2相組織鋼板）および焼鈍鋼板（変形履歴を除去したフェライト-パーライト系2相組織鋼板）のように異なる組織を有する供試材を用いた。これらの実験事実に基づくと、ひずみ誘起異方性の発現メカニズムが異なるいずれの供試材においても、さらに、ひずみ誘起異方性の挙動が異なるいずれの変形経路においても、SD効果はその様相を大きく変化させることなく生じた。このことから、SD効果は塑性変形の進展にともなって変化する転位構造や母相と硬質第2相の強度差によって生じる内部応力を起因として生じるものではないと言える。

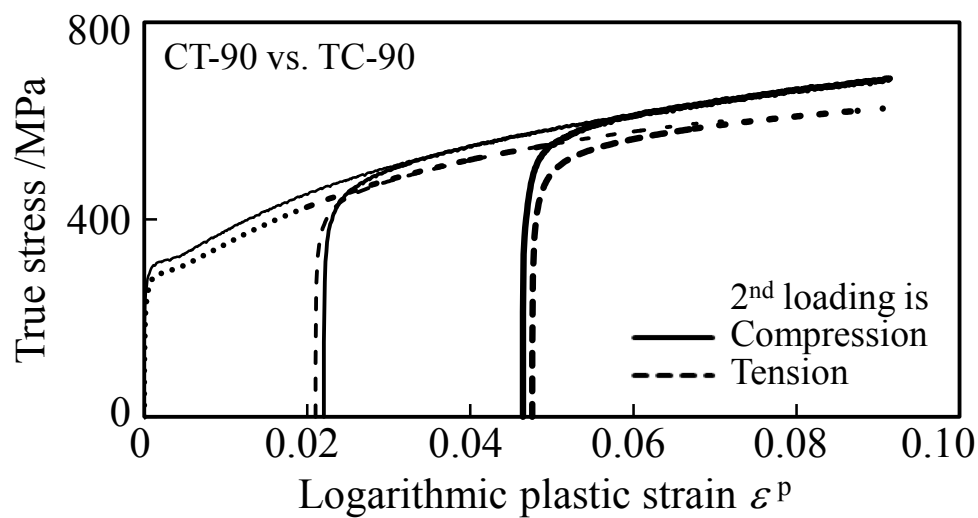
以上の結果より、SD効果は変形履歴、すなわち、転位運動によって生じる微視的構造の変化とは無関係に生じることが明らかとなった。これは、1.4.6 節で述べた鋼材のSD効果の仮説を裏付けるものである。



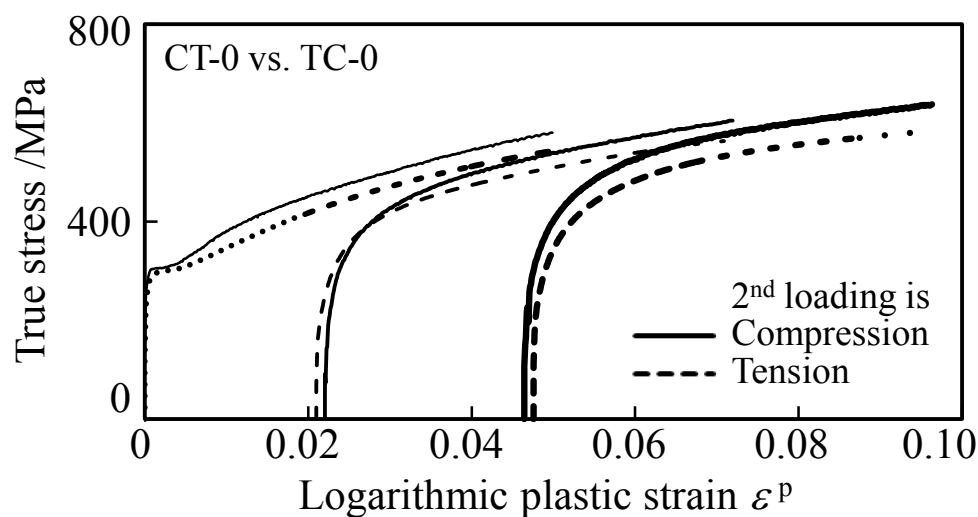
**Fig. 5-15** The effect of the strain path change parameter  $\beta$  on the 0.5 % proof stress ( $\sigma_{0.5} / \sigma_p$ ) in the second loading.



**Fig. 5-16** SS curves of the annealed sheet under uniaxial tension and uniaxial compression.

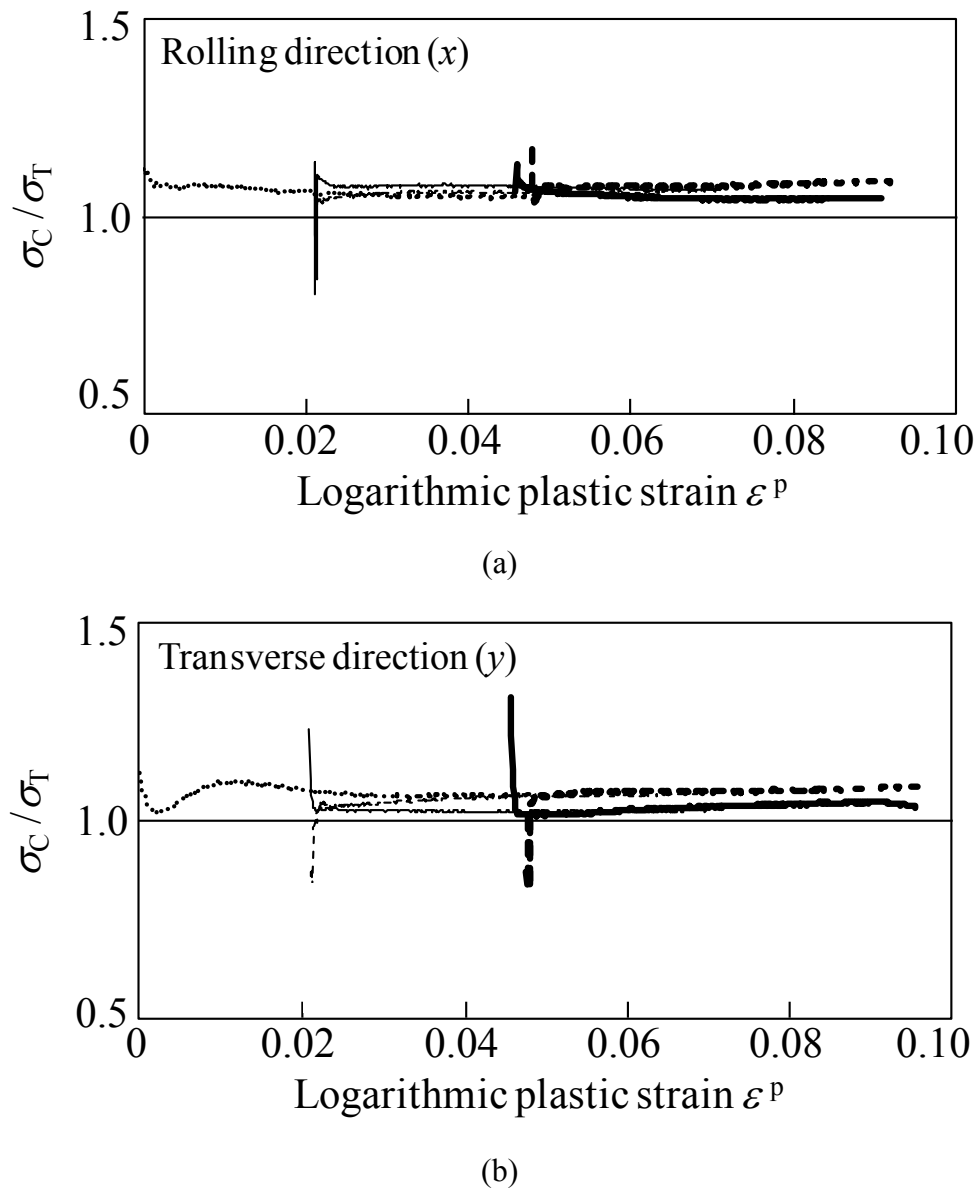


(a)



(b)

**Fig. 5-17** True stress- logarithmic plastic strain curves of IF steel under uniaxial tension and uniaxial compression; (a) CT-90 vs. TC-90, and (b) CT-0 vs. TC-0.



**Fig. 5-18** Flow stress ratio of compressive test to tensile test observed in the two-strain path tests shown same : (a) second loading is x direction, and (b) second loading is y direction.

## 5.4 結言

本章では、第 4 章で得た知見の妥当性を検証することを目的とした。まず、第 4 章と同じ IF 鋼板を用いて、二軸引張一単軸圧縮経路での 2 段階変形経路試験を実施し、ひずみ誘起異方性と  $\beta$  の関係におよぼす変形形態の影響を調査した。また、変形履歴を除去するための熱処理を施した鋼板の SD 効果とひずみ誘起異方性の関係を調査した。得られた知見を以下に示す。

- (1) 二軸引張一単軸圧縮経路においても、交差効果およびバウシング効果が観測され、これらひずみ誘起異方性による降伏応力の上昇・低下量は予変形の応力比によって異なった。
- (2) IF 鋼板のひずみ誘起異方性は、予ひずみの変形形態（応力比）によらずひずみ経路変化パラメータ  $\beta$  で統一的に整理できる。
- (3) 変形履歴を取り除くための熱処理を施した鋼板のひずみ誘起異方性も同様に、ひずみ経路変化パラメータ  $\beta$  を用いることで統一的に整理できる。
- (4) SD 効果は変形履歴とは無関係に生じる、すなわち塑性変形の進展にともなって変化する転位構造や母相と硬質第 2 相の強度差によって生じた内部応力とは異なるメカニズムによって生じる。
- (5) 以上の知見および第 4 章の知見を合わせ、第 1 章で述べた既往研究における鋼材のひずみ誘起異方性および SD 効果の仮説の妥当性を立証した。

## 参考文献

- [1] 米村繁, 樋渡俊二, 上西朗弘, 臼田松男, “焼付け硬化型鋼板の変形および焼付け処理による降伏応力の変化”, 鉄と鋼, 92-8(2006), 516-522.
- [2] Kuroda M., “Crystal plasticity model accounting for pressure dependence of yielding and plastic volume expansion”, Scripta Materialia, 48(2003), 605-610.
- [3] 桑原利彦, 齋藤怜奈, 平野孝明, 大橋信昭, “電子部品用 SUS304 ステンレス鋼板の引張/圧縮応力の非対称性とその曲げおよびスプリングバック挙動への影響”, 鉄と鋼, 95-11(2009), 732-739.
- [4] 花房泰浩, 瀧澤英男, 桑原利彦, “十字形試験片を用いた二軸応力試験の数値解析的検証”, 塑性と加工, 52-601(2011), 282-287.
- [5] Kuwabara T., Ikeda S. & Kuroda K., “Measurement and analysis of differential work hardening in cold-rolled steel sheet under biaxial tension”, Journal of Materials Processing Technology, 80(1998), 517-523.
- [6] ISO 16842: 2014, Metallic materials—Sheet and strip—Biaxial tensile testing method using a cruciform test piece.
- [7] 後藤學[著], 実践 有限要素法—大変形弾塑性解析—, コロナ社, (1995), 13-59.
- [8] Schmitt J. H., Aernoudt E. & Baudalet B., “Yield Loci for Polycrystalline Metals without Texture”, Material Science and Engineering, 75(1985) 13-20.
- [9] 桑原利彦, 山田修也, 飯塚栄治, 比良隆明, “2 軸引張試験による各種鋼板の塑性変形特性の測定と解析”, 87-4 (2001), 198-204.

## 第6章 曲げ変形履歴を受けた鋼管の内圧軸圧縮変形挙動と材料モデリング

### 6.1 緒言

塑性変形解析において、材料の塑性異方性と加工硬化特性は材料もしくは対象部材の変形にともなって生じる応力およびひずみの分布を決定する最も重要な機械的性質である。解析精度を向上するためには、材料の塑性変形挙動を正確に表現できる材料モデルが不可欠である。特に、第4章および第5章で着目したひずみ誘起異方性とSD効果は、モデル化のための統一的な物理的解釈が得られるまでには至っていないものの、種々の現象論的な材料モデルが提案され、高精度な解析を可能とする報告がなされている[1]-[3]。

しかしながら、これら既往研究で用いられた材料や部材は、初期異方性や製造工程における変形履歴の影響などによって、素板の状態ですでに複雑な塑性変形特性を有していると考えられる。そのため、各々の影響因子が解析結果におよぼす影響を分離し、定量的に評価することは困難である。特にひずみ誘起異方性およびSD効果のみに着目し、その塑性変形解析の精度を論じた報告は少ない。

ひずみ誘起異方性は塑性変形によって生じる異方性である。予変形によって導入された転位構造（転位運動の抵抗として捉えられる短範囲効果）や微視的尺度における内部応力（転位構造、結晶粒、複合組織などの不均一構造の変形に起因して生じる長範囲効果）によって生じると考えられている。第4章および第5章の実験結果からも分かるように、多くの場合、ひずみ誘起異方性の影響は後続変形の進展とともに小さくなる。したがって、後続変形における降伏直後の変形挙動に最も大きな影響をおよぼすと考えられる。

本章では、塑性変形解析におけるひずみ誘起異方性およびSD効果の取り扱いに関する基本的な知見を得るために、造管工程による曲げ変形履歴を有するUOE鋼管の内圧下における軸方向の圧縮変形を取り上げる。ここで、変形履歴の影響のみを抽出するために、素板にはMisesの降伏関数に従う等方性材料を適用し、曲げ変形履歴は板厚方向に線形なひずみ分布となる製作方法を選択する。そして、解析精度におよぼす材料特性の設定条件の影響を明らかにし、曲げ変形履歴を有する鋼管の内圧下における軸圧縮変形を高精度に予測するための材料モデリングの指針を提案する。



## 6.2 対象部材

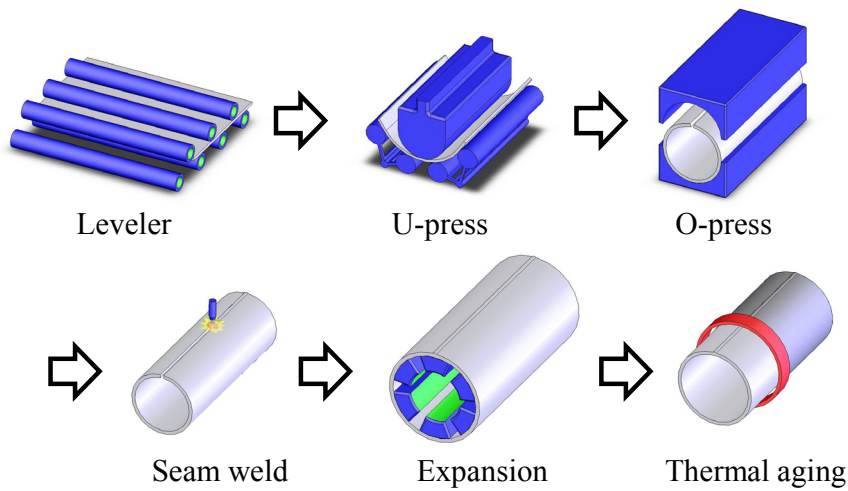
天然ガスなどのエネルギー資源を輸送する長距離ラインパイプには、過酷な敷設環境下において高圧高効率輸送を実現するために、優れた強度、靱性、耐食性を有する大径 UOE 鋼管 (Fig. 6-1) が使用されている。一方で、不連続永久凍土地帯に埋設されたラインパイプでは、凍土の融解、再凍結による地盤変動にとともに、内圧下で大きな曲げ変形を受け、局部座屈などの重大な欠陥を生じる恐れがある (Fig. 6-2)。そのため鋼管には高い変形能が要求されるとともに、鋼管の塑性変形を考慮した設計が必要となる。鋼管の変形限界を見極め、建設コスト低減および高圧高効率輸送の両立を実現するためには、高精度な変形予測が必要不可欠である[4]。

鋼管の座屈挙動は材料内部の曲げモーメントに起因して発生すると考えられており、鋼構造部材に生じる塑性関節が十分な回転能力を発揮するには材料の加工硬化が重要な役割を果たす[5]。また、UOE 鋼管のような冷間成形鋼管では、製造過程における変形履歴が座屈挙動に大きな影響をおよぼす[6]-[8]。このような課題意識の中、鋼管の局部座屈が発生する分岐荷重については、半実験[6]や統計的評価[7]などの研究によって実用的な評価式が提案されている。近年では、鋼管の短柱圧縮試験において、軸方向の圧縮変形特性と残留応力を考慮した有限要素法 (FEM) 解析を実施することで、変形挙動の予測精度が向上するといった報告がある[8]。津留らの研究グループ[9][10]は UOE 鋼管の板厚・円周方向位置での強度異方性を FEM 解析に反映し、均質材との圧潰メカニズムの相違、残留応力の圧潰強度への影響を明らかにした。また、ラインパイプの曲げ局部座屈を正確に予測するためには、造管時の変形履歴によって生じる板厚方向各層の加工硬化特性の差異を精確に再現することの必要性を指摘した。

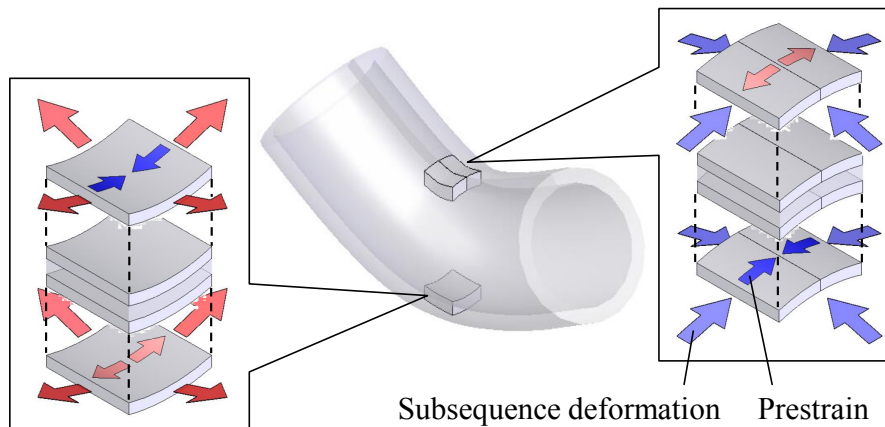
しかしながら、これら既往研究で用いられた鋼管は、素板が初期異方性を有し、さらに造管工程によって壁面に複雑な変形履歴[4]および残留応力分布[8]が生じていると考えられる。そのため、各々の影響因子が鋼管の座屈挙動におよぼす影響を分離し、定量的に評価することは困難である。特に造管時の変形履歴が鋼管の板厚方向各層の後続変形におよぼす影響に関しては測定が極めて難しく報告は少ない。

そこで本研究では、造管時の変形履歴を有する UOE 鋼管の内圧下での軸方向曲げにおいて、局部座屈が生じる曲げ内側壁面の管軸方向圧縮変形挙動に着目する。鋼管の素材は、変形履歴の影響のみを抽出するために、第 5 章で用いた等方性および等方硬化特性を有し Mises の降伏関数に従う鋼板を用いる。造管工

程の変形履歴は単純化し、円周方向に均一な曲げ変形履歴とする。また、内圧は円周方向に単軸引張降伏応力の 90%の応力が作用する条件とする。曲げ変形履歴を有する鋼管と、曲げ変形履歴を除去した鋼管を用いて、内圧下における軸圧縮変形挙動を調査する（以下、内圧軸圧縮試験）。そして、板厚方向各層の加工硬化特性の差異を考慮した FEM 解析を実施することで、曲げ変形履歴を有する鋼管の内圧下における軸圧縮変形挙動の予測精度を明らかにし、高精度かつ実用的な FEM 解析手法を提案する。



**Fig. 6-1** Manufacturing process of UO steel pipe.



**Fig. 6-2** Prestrain and subsequent deformation of each layer to thickness direction in axial-bending of UO-pipe.

## 6.3 内圧軸圧縮試験

内圧下における鋼管の軸圧縮変形挙動におよぼす曲げ変形履歴の影響を明らかにするために、曲げ変形履歴を有する鋼管（以下、予ひずみ鋼管）と曲げ変形履歴を除去した鋼管（以下、焼鈍鋼管）を用いて内圧軸圧縮試験を実施した。

### 6.3.1 鋼管試験片の製作方法

素板は、第5章5.3節で述べた焼鈍鋼板を用いた。焼鈍鋼板は等方性および等方硬化特性を有し、Misesの降伏関数に従う材料である。なお、圧延方向および圧延直角方向ともに、単軸引張りより単軸圧縮の塑性流動応力が高いSD効果が観測される。特に断らない限り、材料の圧延方向、板幅方向、板厚方向を各々 $x, y, z$ 軸とし、管軸方向 $\phi$ は圧延方向( $x$ )、円周方向 $\theta$ は板幅方向( $y$ )に一致するものとする。また、塑性流動応力(真応力)を応力、対数塑性ひずみをひずみ、真応力-対数塑性ひずみ曲線をSS曲線と呼ぶ。

曲げ変形を模擬した予ひずみとして、鋼管の円周方向に均一な平面ひずみ変形を付与するために、1ロール式の板曲げ造管機によって製作した(Fig. 6-3)。曲げ変形履歴は板厚方向に線形的なひずみ分布を持ち、管軸方向にひずみ不変( $\varepsilon_x = 0$ )の平面ひずみ状態の引張または圧縮変形であると仮定した。鋼管の寸法は、長さ250mm(両端30mmはチャック部)、外径63.5mmとした(Fig. 6-4)。突き合わせ部は、溶接の影響を極力小さくするために、レーザー溶接を用いて接合した。また、管内部の圧力媒体の漏洩防止の必要上、管両端の内面を軸方向に26mm切削加工した。なお、後述する管端の座屈は加工部より内側で生じており、実験結果へ影響しないことは確認している。焼鈍鋼管は、曲げ変形履歴を除去するために予ひずみ鋼管に焼鈍鋼板と同様にソルトバスにより900°Cで5分加熱した後、自然空冷で焼鈍処理を施した。

Fig. 6-6に、焼鈍鋼板の板幅方向と、焼鈍鋼管および予ひずみ鋼管の円周方向の単軸引張変形下におけるSS曲線を示す。後者の試験は、二軸バルジ試験(Fig. 6-5)により応力比を $\sigma_\phi : \sigma_\theta = 0 : 1$ に制御して行った。二軸バルジ試験については付録Bを参照されたい。焼鈍鋼板と焼鈍鋼管のSS曲線は概ね一致しており、同じ塑性変形特性を有することを確認した。また、予ひずみ鋼管の応力は焼鈍鋼管より高かった。これは予ひずみ鋼管が曲げ加工によって加工硬化したためである。焼鈍鋼管と予ひずみ鋼管の内圧軸圧縮試験結果を比較することにより、鋼管の変形挙動におよぼす曲げ変形履歴の影響を明らかにすることができる。

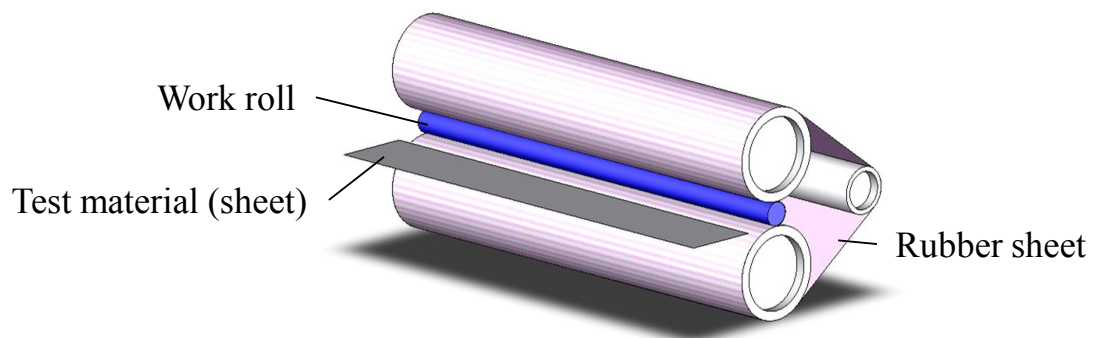


Fig. 6-3 Method of fabrication for the pipe specimen.

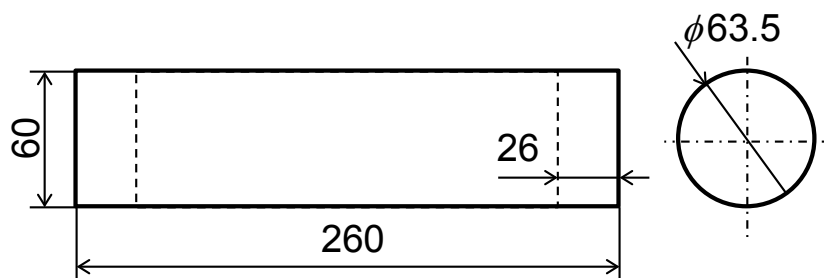


Fig. 6-4 Specimen for the internal pressure- axial compressive test.

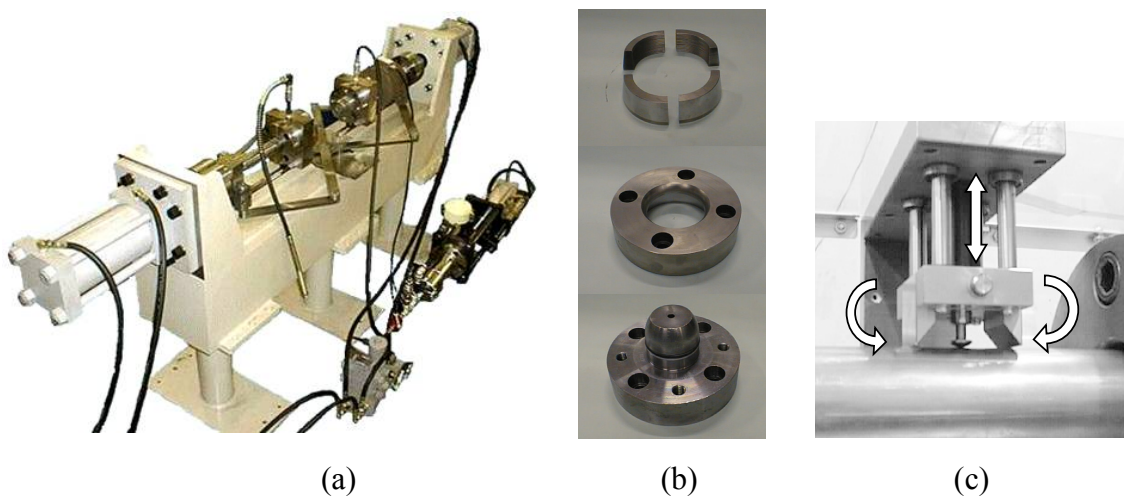


Fig. 6-5 The Biaxial bulge test machine, (a) Over view, (b) apparatus of chucking system, (c) Measurement system of Axial direction curvature.

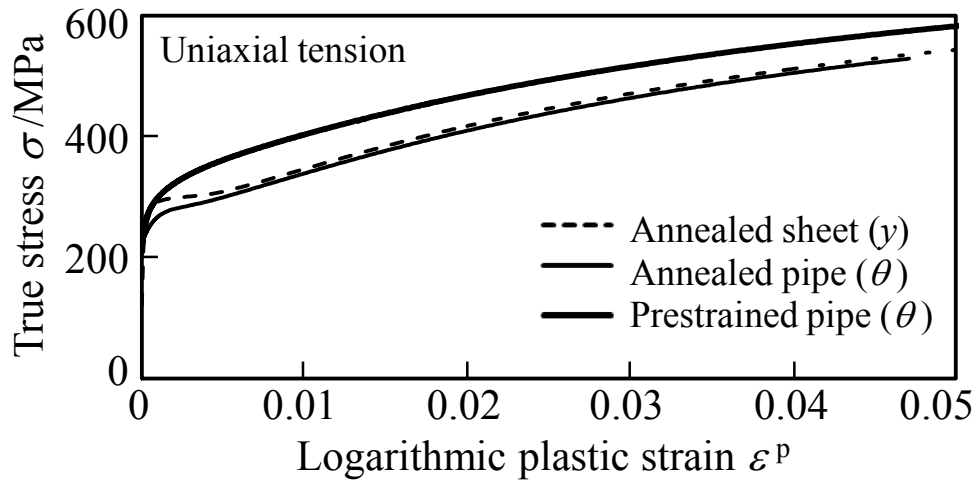


Fig. 6-6 Comparison of SS curves measured in the annealed sheet, the annealed pipe and prestrained pipe under uniaxial tension.

### 6.3.2 実験方法

特に断らない限り、内圧軸圧縮試験に関する応力とひずみは、鋼管の管軸方向中央部において測定した値を指す。

試験機は、円管に任意の内圧と軸力を負荷できる二軸バルジ試験機を用いた (Fig. 6-5)。試験手順は、まず鋼管の両端をチャックで固定し、UOE 鋼管が受ける内圧を模擬した荷重を負荷した。具体的には、壁面が管軸方向にひずみ不変 ( $\epsilon_x = 0$ ) の平面ひずみ状態 (応力比  $\sigma_x : \sigma_y = 1:2$  一定) となるよう、内圧は一定速度で増圧し、軸力を制御した。そして、円周方向応力が単軸引張降伏応力の 90% に達したとき増圧を停止し (焼鈍鋼管では 7.1MPa, 予ひずみ鋼管では 8.7MPa)、管軸方向に圧縮荷重を負荷した。このとき内圧は一定に保持し、軸力は管軸方向応力速度が一定となるよう増加させた。鋼管の変形は 2 軸ひずみゲージにより測定し、ひずみゲージは管軸方向中央かつ溶接部から円周方向に  $180^\circ$  の位置に貼り付けた。

### 6.3.3 実験結果および考察

Fig. 6-7 に試験後の鋼管外観を、Fig. 6-8 に予ひずみ鋼管と焼鈍鋼管の管軸方向の SS 曲線の比較を示す。全ての鋼管は管軸方向中央部において圧縮塑性変形を生じた後、チャック部付近に座屈を生じた。今回観測された座屈現象は軸対称の塑性局部座屈であり、いわゆる象の脚現象が生じていた。座屈発生時の鋼管中央部の応力（以下、到達応力）は予ひずみ鋼管の方が高いが、ひずみ（以下、到達ひずみ）は焼鈍鋼管の方が高かった。 $\epsilon^p = 0.1$ における両者の応力差は約 15%であった。

Fig. 6-9 に内圧軸圧縮試験において測定された応力経路を示す。応力の値は、その値が測定されるまでに鋼管に与えられた塑性仕事量  $W^p$  を算出し、圧延方向（管軸方向）単軸引張試験において同じ塑性仕事量となる時の応力  $\sigma_0$  により無次元化されている。本実験では、管軸方向圧縮開始時において、単軸引張降伏応力の 90% の大きさの  $\sigma_0$  を負荷しているため、鋼管中央部の変形状態は座屈が生じるまで管軸方向圧縮－円周方向引張りであった。

本研究で採用した実験方法において、座屈が生じたチャック部付近は拘束による不均一変形が生じているため、鋼管中央部とは変形状態が異なる。したがって、本実験より得られた到達応力および到達ひずみは鋼管の座屈特性値ではない。一方で、Fig. 6-9 から明らかのように、焼鈍鋼管と予ひずみ鋼管の応力経路はほぼ一致していることから、鋼管端部の座屈が生じるまでの中央部の塑性変形挙動（管軸方向 SS 曲線）や到達応力および到達ひずみは鋼管の変形特性のみに依存する。したがって、予ひずみ鋼管と焼鈍鋼管における管軸方向 SS 曲線や到達応力および到達ひずみの差異は曲げ変形履歴の影響を受けて発現したと言える。



Fig. 6-7 The specimen after the axial compression test under constant internal pressure.

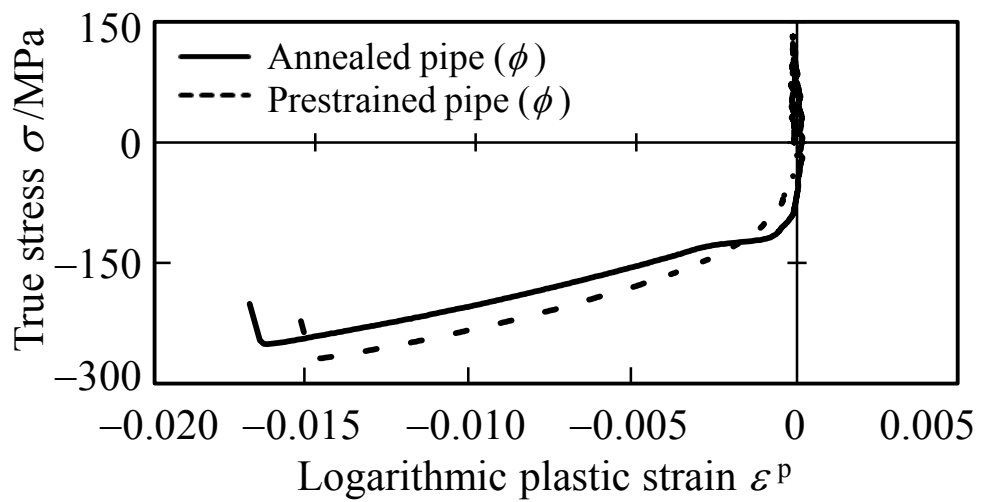
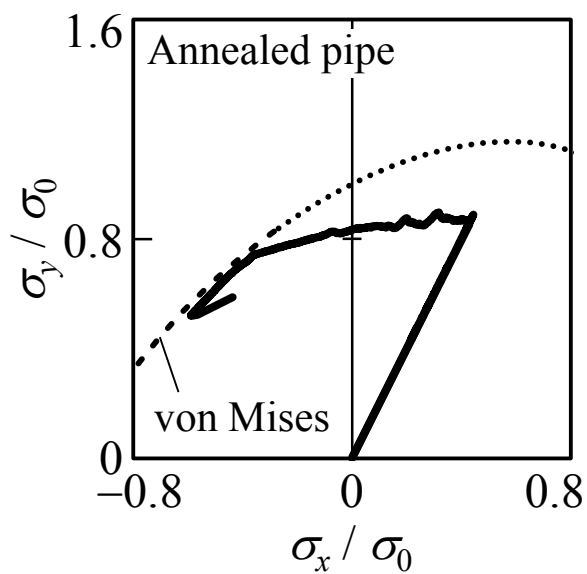
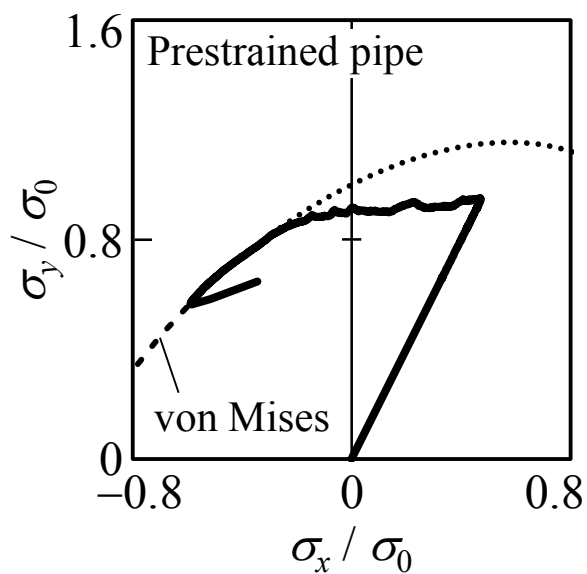


Fig. 6-8 Comparison of the SS curves of the annealed and prestrained pipes in the axial compression tests under constant internal pressure.



(a)



(b)

**Fig. 6-9** Stress paths observed in the axial compression test under constant internal pressure: (a) the annealed pipe and (b) the prestrained pipe. The stress values are normalized by the uniaxial tensile flow stress  $\sigma_0$  associated with  $\varepsilon_0^p$ .



## 6.4 内圧軸圧縮解析

曲げ変形履歴を受けた鋼管の内圧下における軸圧縮変形挙動を高精度に予測する手法を確立するために、予ひずみ鋼管および焼鈍鋼管の内圧軸圧縮試験に対して FEM 解析を実施した。

### 6.4.1 解析方法

ソルバーは ABAQUS/Standard を用いた。モデル鋼管の寸法は内圧軸圧縮試験に使用した鋼管の実測寸法の平均値を用いた。中心面对称性および軸対称性を考慮して、軸方向 1/2 モデル、円周方向 1/360 モデルで解析を行った。ブランクは完全積分 8 節点 6 面体ソリッド要素を用いた。メッシュ分割は半径方向 15、円周方向 5、管軸方向 1300 等分割の 97500 要素とした。

負荷条件は内圧軸圧縮試験を高精度に再現するために、試験結果を基に設定した。まず増圧においては、管軸方向中央部の応力比が  $\sigma_\phi : \sigma_\theta = 1:2$  一定の線形応力経路となるように内圧と軸力を負荷した。管軸方向圧縮においては、鋼管内壁面に負荷されている圧力を一定に保ちながら座屈による荷重低下が生じるまで管軸方向へ圧縮した。ひずみは実験と同様に管軸方向中央の外表面に位置する要素から取得した。

第 5 章で述べたように、本供試材は SD 効果が観測され、予ひずみによって 2 次変形の加工硬化特性が大きく変化する。しかし、現状の FEM 解析の材料モデルではこれら塑性変形挙動を完全に再現することは困難である。そこで、材料モデルの加工硬化式、すなわち相当応力-相当塑性ひずみ関係に着目し、その設定方法を検討した。詳細は次節で FEM 解析結果とともに述べる。なお、焼鈍鋼管と予ひずみ鋼管ともにヤング率  $E$  およびポアソン比  $\nu$  は焼鈍鋼板の材料試験の平均値である  $E = 196 \text{ GPa}$ 、 $\nu = 0.29$  とし、Mises の降伏関数および関連流れ則を適用した。

## 6.4.2 曲げ変形履歴の無い鋼管の材料モデリングと解析結果

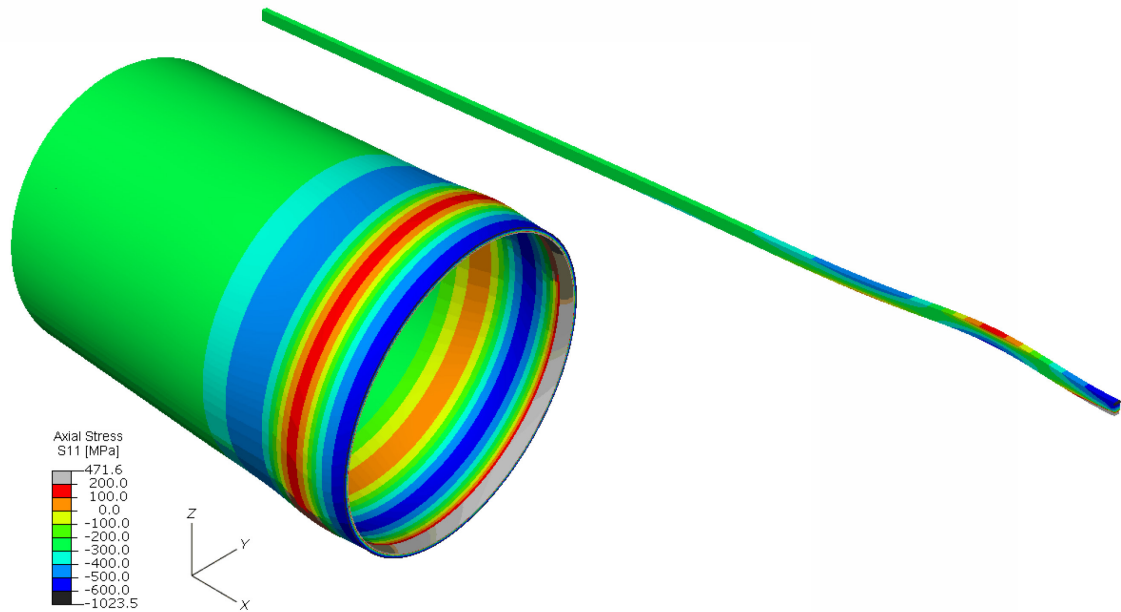
焼鈍鋼管の加工硬化式として次式を用いた。

$$\bar{\sigma} = c(\bar{\varepsilon}^p + \varepsilon_0)^n \quad (6-1)$$

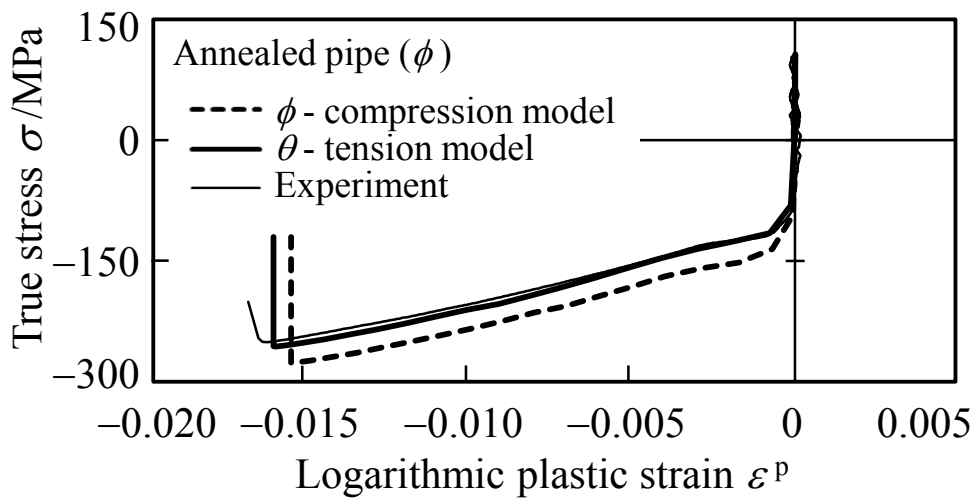
$\bar{\sigma}$  は相当応力,  $\bar{\varepsilon}^p$  は相当塑性ひずみ,  $c$ ,  $\varepsilon_0$ ,  $n$  は材料パラメータである。式(6-1)を用いて, 第5章 5.3.3 節で示した焼鈍鋼板の単軸引張りおよび単軸圧縮における SS 曲線を近似し, 負荷方向 (圧延方向, 圧延直角方向) および変形様式 (引張り, 圧縮) の組合せごとに 4 組のパラメータを同定した。そして, 内圧軸圧縮試験の変形状態である管軸方向圧縮—円周方向引張りに着目し, 圧延方向 (管軸方向) の単軸圧縮のパラメータを設定したモデル ( $\phi$ -Compression モデル) と, 圧延直角方向 (円周方向) の単軸引張りのパラメータを設定したモデル ( $\theta$ -Tension モデル) の解析を実施した。

**Fig. 6-10** に FEM 解析結果のモデル外観を示す。いずれの条件においても, 座屈は実験と同様に鋼管端部で生じた。**Fig. 6-11** に焼鈍鋼管の内圧軸圧縮試験および FEM 解析より得られた管中央部管軸方向の SS 曲線の比較を示す。 $\phi$ -Compression モデルより  $\theta$ -Tension モデルの方が実験結果を精度良く再現できていた。これは, **Fig. 6-9** に示すように, 内圧軸圧縮試験では, 管軸方向圧縮開始時において, 単軸引張降伏応力の 90%の大きさの  $\sigma_\theta$  が負荷されており, 円周方向の引張変形が主体となっているためと考えられる。 $\phi$ -Compression モデルの応力は  $\theta$ -Tension モデルより約 12%高かった。これは,  $\phi$ -Compression モデルに設定した相当応力—相当塑性ひずみ関係の流動応力の方が高いためである。この差異は SD 効果によって生じたものである。

焼鈍鋼管の FEM 解析結果から, 内圧軸圧縮試験の変形挙動は相当応力—相当塑性ひずみ関係として円周方向単軸引張りの SS 曲線を設定することで実験結果を精度よく再現できることがわかった。さらに, 相当応力—相当塑性ひずみ関係の設定方法によっては, 解析結果に大きな誤差が生じることがわかった。そのため, SD 効果の取り扱いには十分に注意する必要がある。また, 実際の内圧軸圧縮試験の変形状態は管軸方向圧縮—円周方向引張りの複合応力状態となることにも注意しなければならない。これらを考慮した解析は今後の課題とする。



**Fig. 6-10** Examples of contour figure of the analyses. contour shows True stress in axial direction.



**Fig. 6-11** Comparison of SS curves observed in the high internal pressure axial compressive test using the annealed pipe and that analysis.

### 6.4.3 曲げ変形履歴を有する鋼管の材料モデリング

予ひずみ鋼管は曲げの変形履歴を有しているため、板厚中心は予ひずみ 0 であるが、外面側は円周方向平面ひずみ引張り、内面側は円周方向平面ひずみ圧縮の予ひずみが付与されている。そのため、板厚方向には第 5 章 5.3.2 で示した加工硬化挙動の差異が生じている。そこで、**Fig. 6-12** に示すように鋼管板厚方向を 3 分割し（1 分割当り 5 要素）、各領域に対して変形履歴に応じた相当応力－相当塑性ひずみ関係式を設定した。ここで、鋼管外面側を領域 1、中立面を含む中央部を領域 2、内面側を領域 3 とする。

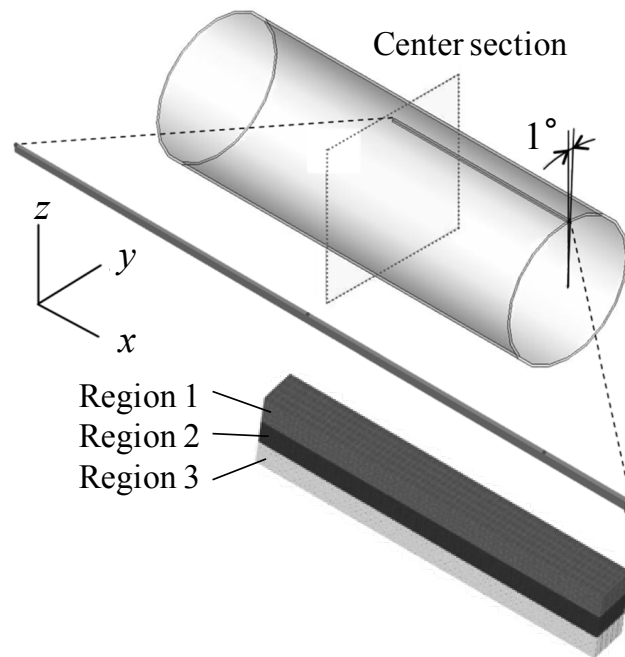
次に、各変形履歴に対して測定された SS 曲線をモデリングするために次式を用いた。

$$\begin{aligned}\bar{\sigma} &= A \cdot B \cdot c(\bar{\varepsilon}_{2nd}^p + \varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}_{pre}^p)^n \\ A &= \{1 - a \cdot (1 - e^{-C_a \cdot \bar{\varepsilon}_{pre}^p})\} \\ B &= \{1 - b \cdot (1 - e^{-C_b \cdot \bar{\varepsilon}_{pre}^p})\} \cdot e^{-m \cdot \bar{\varepsilon}_{2nd}^p}\end{aligned}\tag{6-2}$$

$\bar{\varepsilon}_{pre}^p$  は相当塑性ひずみ換算の予ひずみ、 $\bar{\varepsilon}_{2nd}^p$  は 2 次変形において材料に与えられる相当塑性ひずみ、 $a$ 、 $C_a$ 、 $b$ 、 $C_b$ 、 $m$  は材料パラメータである。本式は比例負荷における加工硬化特性を記述する式(6-1)に、永久軟化を表現するための  $A$ 、および再降伏初期の遷移領域を表現するための  $B$  を掛けることで二段階変形経路試験における 2 次変形の SS 曲線を再現する。式(6-2)の各パラメータを **Table 5-1** および **Table 5-2** に示す。さらに、式(6-2)より算出した SS 曲線を 2 段階変形経路試験の結果と比較した結果を **Fig. 6-13** に示す。式(6-2)を用いることで 2 段階変形経路における SS 曲線を概ね再現可能である。

焼鈍鋼管の FEM 解析結果より、相当応力－相当塑性ひずみ関係として円周方向単軸引張りの SS 曲線を設定した  $\theta$ -Tension モデルを用いることで、内圧軸圧縮試験の変形挙動を高精度に再現できることが明らかとなっている。そこで、予ひずみ鋼管も同様に円周方向単軸引張りの SS 曲線を用いた。具体的には、領域 1 に TT-0、領域 2 に焼鈍後鋼板の圧延直角方向（円周方向）の単軸引張り、領域 3 に CT-0 のパラメータを設定した。 $\bar{\varepsilon}_{pre}^p$  は、板厚方向各領域の板厚方向中央面において純曲げ変形を仮定して鋼管寸法より計算される曲げひずみの値を用い、領域 1 は  $\bar{\varepsilon}_{pre}^p = 0.0126$ 、領域 2 は  $\bar{\varepsilon}_{pre}^p = 0$ 、領域 3 は  $\bar{\varepsilon}_{pre}^p = 0.0127$  とした。

また、比較のために  $\phi$ -Compression モデルを用いた解析も実施した。こちらは、領域 1 に TC-90、領域 2 に焼鈍後鋼板の圧延方向（軸方向）の単軸圧縮、領域 3 に CC-90 のパラメータを設定した。



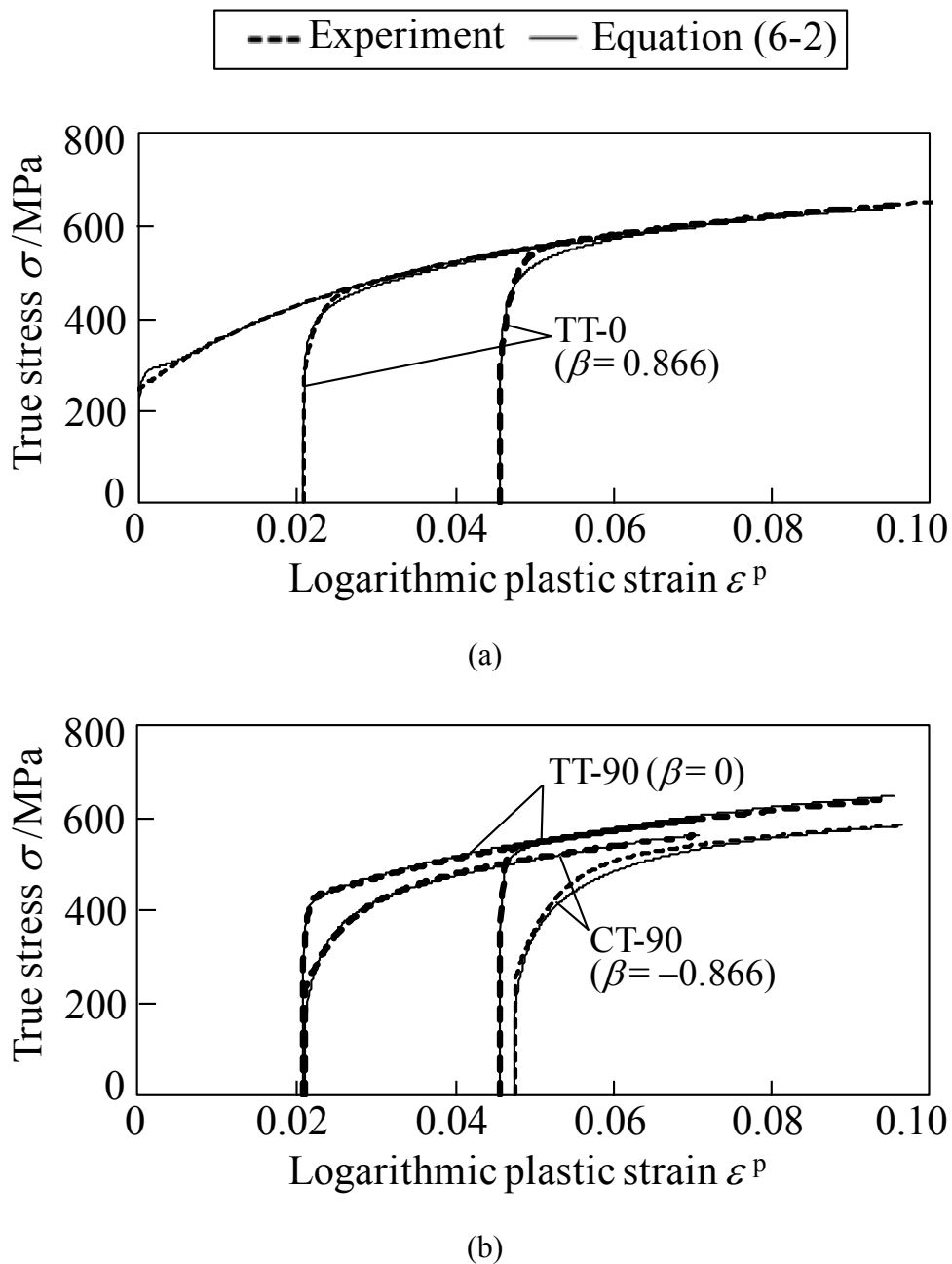
**Fig. 6-12** Analysis model of the axial compressive tests under constant internal pressure.

**Table 5-1** The work hardening parameters for each load path.

Strain Path	$c$	$n$	$\varepsilon_0$	$\beta$
TT-0	1318	0.296	0.0006	0.866
CC-0	1357	0.281	0.0021	
TT-90	1319	0.289	0.0001	0
CT-90	1319	0.289	0.0001	
CC-90	1347	0.281	0.0006	
TC-90	1347	0.281	0.0006	-0.866
CT-0	1318	0.296	0.0006	
TC-0	1357	0.281	0.0021	

**Table 5-2** The two-strain path parameters for each  $\beta$

$\beta$	$a$	$C_a$	$b$	$C_b$	$m$
0.866	0	0	0.5	75	2484
0	0	0	0.5	75	704
-0.866	0.11	38	0.5	98	226



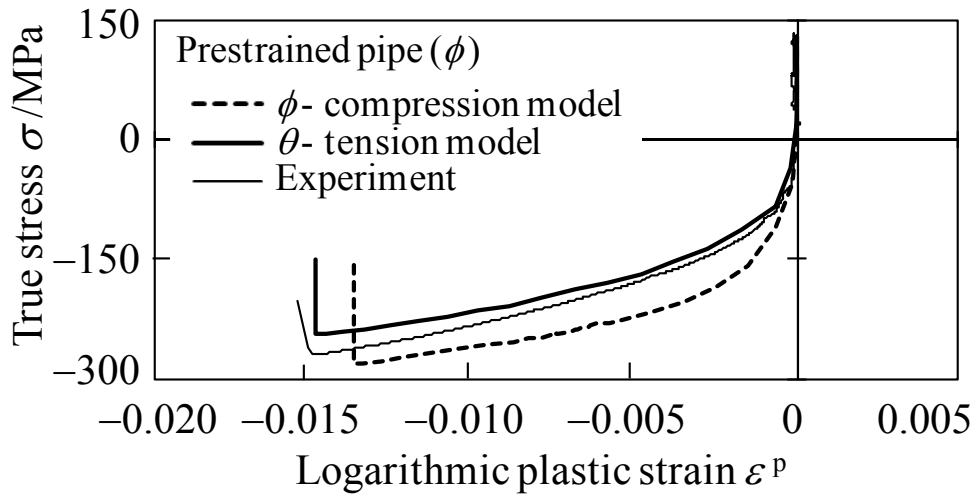
**Fig. 6-13** Comparison of SS curves observed in the two-strain path test and those calculated by the equation (6-2): (a) TT-0 path, and (b) TT-90 path and CT-90 path.

#### 6.4.4 曲げ変形履歴を有する鋼管の解析結果

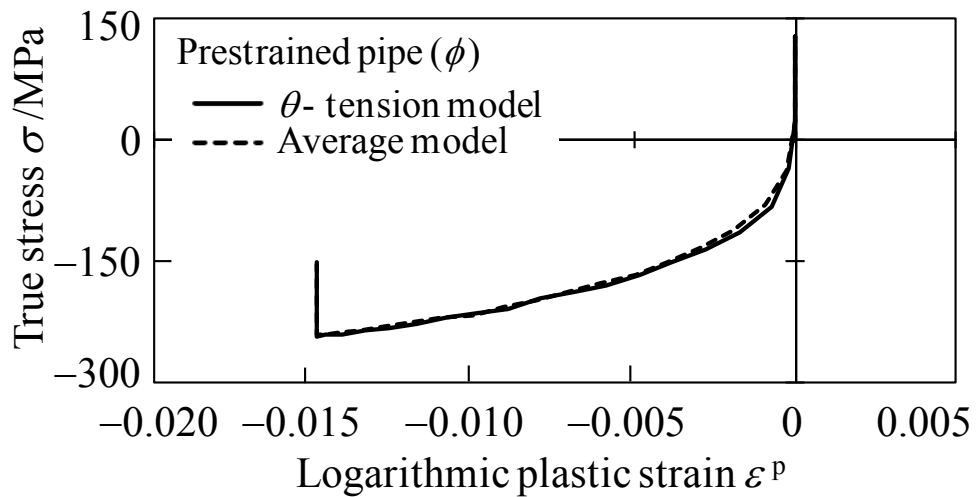
Fig. 6-14 に、実験結果と  $\theta$ -Tension モデルおよび  $\phi$ -Compression モデルの FEM 解析結果の比較を示す。  $\theta$ -Tension モデルは実験結果を概ね再現できていた。しかし、変形の進展にともない、実験より FEM 解析の応力が小さくなった。これは、管軸方向圧縮変形の成分が増えたためであると考えられる。一方、  $\phi$ -Compression モデルは流動応力および到達応力を過大に、到達ひずみは過小を予測した。  $\phi$ -Compression モデルは、ひずみ誘起異方性と SD 効果によって  $\theta$ -Tension モデルと加工硬化特性が大きく異なる。鋼管の変形状態に合った加工硬化特性を設定しなかったために、解析精度が低下したと考えられる。

鋼管の加工硬化特性を測定する場合、鋼管壁面から直接試験片を切り出す方法などが用いられることがある[8]。この方法では板厚方向の平均特性しか得られないが、大幅な実験工数低減の可能性がある。そこで、相当応力-相当塑性ひずみ関係として板厚方向の平均加工硬化特性を用いた FEM 解析を実施し、予ひずみ鋼管の材料モデリングの簡易化を検討した。具体的には、上述した  $\theta$ -Tension モデルの領域 1 から領域 3 に設定した相当応力-相当塑性ひずみ曲線の平均曲線を全領域に設定した（以下、平均モデル）。 Fig. 6-15 に示すように、予ひずみ鋼管の  $\theta$ -Tension モデルと平均モデルの FEM 解析結果はほぼ一致しており、板厚方向の平均加工硬化特性を用いても解析精度には影響しないことがわかった。

以上の結果から、曲げ変形履歴を有する鋼管の内圧下における軸圧縮挙動を高精度に予測するためには、変形履歴によって異なる板厚方向各層の加工硬化特性を正確に把握する必要がある。円周方向の加工硬化特性の影響が大きいことがわかった。特に、ひずみ誘起異方性と SD 効果が発現する場合、方向によって加工硬化特性が大きく異なるため、変形状態に合った加工硬化特性を設定することが重要である。また、平均モデルでも実用上十分な解析精度を得られることがわかった。



**Fig. 6-14** Comparison of SS curves observed in the high internal pressure axial compressive test using the prestrained pipe and that analysis.



**Fig. 6-15** Comparison of SS curves observed in the high internal pressure axial compressive analysis using the  $\theta$ -Tension model and the Average model of prestrained pipe.



## 6.5 結言

本章では、塑性変形解析におけるひずみ誘起異方性およびSD効果の取り扱いに関する基本的な指針を得ることを目的とした。曲げ変形履歴を有する鋼管と、焼純処理を施し変形履歴を除去した鋼管について、円周方向に単軸引張降伏応力の90%の応力が作用する内圧下における軸圧縮変形挙動の測定とそのFEM解析を実施した。そして、曲げ変形履歴を有する鋼管の内圧軸圧縮変形を高精度に予測するための材料モデリングの指針を提案した。得られた知見を以下に示す。

- (1) 曲げ変形履歴によって、端部で座屈が発生した時の到達応力は上昇、到達ひずみは低下し、 $\epsilon^p = 0.1$ における両者の応力の差は約15%であった。
- (2) ひずみ誘起異方性とSD効果が発現する場合、方向によって加工硬化特性が大きく異なるため、変形状態に合った加工硬化特性を設定することが重要である。
- (3) 内圧軸圧縮解析において、板厚各層の円周方向の加工硬化特性を正確に再現することで、曲げ変形履歴を有する鋼管の変形挙動を高精度に予測することができる。
- (4) 内圧軸圧縮解析において、板厚方向の平均加工硬化特性を用いても解析精度には影響しない。

## 参考文献

- [1] Teodosiu C. & Hu Z., “Evolution of the intragranular microstructure at moderate and large strains: Modelling and computational significance”, *Simulation of Material Processing: Theory, Methods and Applications* (eds. Shen & Dawson) (1995), 173-182.
- [2] Cazacu O., Plunkett B. & Barlat F., “Orthotropic yield criterion for hexagonal closed packed metals”, *International Journal of Plasticity*, 22 (2006), 1171-1194.
- [3] Verma R.K., Kuwabara T., Chung K. & Haldar, A., “Experimental evaluation and constitutive modeling of non-proportional deformation for asymmetric steels”, *International Journal of Plasticity*, 27(2011), 82-101.
- [4] Tsuru E., Agata J., Nagata Y., Shirakami S. & Shinohara Y.: *Nippon Steel Tech. Rep.*, 392 (2012), 72-80.
- [5] Hrennikoff A.: *Trans. ASCE*, 113-1 (1948), 213-247.
- [6] Kato B., Akiyama H. & Suzuki H.: *Trans. Architectural Institute of Japan*, 204 (1973), 9-17.
- [7] Ochi K. and Kurobane Y.: *J. Structural & Construction Engineering*, 391 (1988), 59-71.
- [8] Ito A., Shimizu N., Sato K. & Kawai Y.: *Proc. Constructional Steel*, 23 (2015), 446-451.
- [9] Tsuru E., Asahi H & Nishi S.: *CAMP-ISIJ*, 18-2 (2005), 356-359.
- [10] Tsuru, E., Yoshida, K., Shirakami, S. & Kuwabara, T.: *Proc. ISOPE*, (2008), 104-110.
- [11] Kuwabara T., Yamada S., Iizuka E. & Hira T.: *Tetsu-to-Hagane*, 87-4 (2001), 198-204.
- [12] Kuwabara T. & Yoshida K.: *J. Jpn Inst. Light Met.*, 65-5 (2015), 164-173.
- [13] Kuwabara T. & Ikeda S.: *J. Jpn. Soc. Technol Plast*, 40-457 (1999), 145-149.
- [14] Kuwabara T., Kumano Y., Ziegelheim J. & Kurosaki I.: *Int. J. Plasticity*, 25 (2009), 1759-1776.
- [15] Schmitt. J. H., Aernoudt E. & Baudalet B.: *Mat. Sci. Eng.*, 75 (1985), 13-20.
- [16] Shirakami S., Yonemura S., Yoshida T., Suzuki N. & Kuwabara T.: *Key Eng. Mater.*, 651-653 (2015), 83-88.
- [17] Kuwabara, T. & Sugawara, F.: *Int. J. Plasticity*, 45 (2013), 103-118.

## 第7章 結論

本研究では、単純せん断試験を用いた一様伸びひずみより大きなひずみ域(以下、大ひずみ域)までの単軸引張相当の真応力-対数塑性ひずみ曲線(以下、相当 SS 曲線)を測定するための評価手法の基礎を確立した。それを用いて種々の鋼板の大ひずみ域までの相当 SS 曲線を測定した。また、単軸引張りと単軸圧縮を組み合わせた変形経路および二軸引張りと単軸引張/圧縮を組み合わせた変形経路の 2 段階変形経路試験を実施した。その結果として以下の知見を得た。

第 2, 3 章では、単純せん断試験より得られた応力-ひずみ曲線から相当 SS 曲線を算出する方法として、塑性仕事共役と等方硬化を仮定し、応力とひずみの変換係数を逆数として取り扱う  $\kappa$  手法を適用した。単純せん断と単軸引張りの等塑性仕事点における応力比およびひずみ比の比較から、極低炭素鋼板では  $\bar{\varepsilon}^P > 0.1$ 、フェライト-マルテンサイト系 2 相鋼板では降伏から一様伸びまで、 $\kappa$  手法が適用可能であることを示した。また、単純せん断試験の FEM 解析を実施し、 $0 \leq \bar{\varepsilon}^P \leq 0.4$  のひずみ域においては、変形領域幅方向の引張応力による相当 SS 曲線の測定誤差は 1% 以下であることを示した。以上より、本評価法の妥当性および適用範囲を明らかにした。

単純せん断試験から得られた相当 SS 曲線を用いて、既存の加工硬化式の近似精度を評価し、大ひずみ域における近似精度を向上するためには、瞬間  $n$  値のひずみ依存性を正確に表現することが重要であることを示した。そして、瞬間  $n$  値のひずみ依存性を考慮した新たな加工硬化式を提案し、種々の鋼板の相当 SS 曲線を高精度に近似できることを立証した。

第 4, 5 章では、極低炭素鋼板およびフェライト-マルテンサイト系 2 相組織鋼板を対象に、単軸引張りと単軸圧縮を組み合わせた変形経路および二軸引張りと単軸引張/圧縮を組み合わせた変形経路の 2 段階変形経路試験を行い、これら材料におけるひずみ誘起異方性は、SD 効果を除外することで、変形形態(応力比)、変形様式(引張/圧縮)、および予ひずみ量に依らずひずみ経路変化パラメータ  $\beta$  で統一的に整理できることを示した。さらに、変形履歴を除去したフェライト-パーライト系 2 相組織鋼板を用いて、SD 効果は変形経路とは無関係、すなわち、転位運動によって変化する微視的構造の変化とは異なるメカニズムによって生じることを明らかにした。

第 6 章では、鋼管の円周方向応力が降伏応力の 90% となる内圧下における軸圧縮変形挙動を測定し、曲げ変形履歴の有無によって座屈発生までの変形挙動が大きく異なることを示した。そして、これらの FEM 解析を行い、板厚各層の円周方向引張りの加工硬化特性を正確に表現することで、鋼管の変形挙動を精度よく予測できることを

示した。一方、加工硬化特性が大きく異なる軸方向圧縮変形を設定した場合、予測精度が大幅に低下することを示し、ひずみ誘起異方性と SD 効果を考慮することの重要性を明らかにした。

以上の検討により、鋼板の加工硬化特性を正確に測定し、その結果に基づいたモデル化および成形解析を実施することは、塑性構成式や解析結果の精度向上に有効であることを示した。特に、昨今の高強度鋼板の適用拡大において、曲げや伸びフランジを主体とした成形工程や、多工程化による変形経路の複雑化が進む中、本研究で着目した加工硬化特性を正確に表現できる材料モデルを確立することは板材成形解析の高精度化には必要不可欠である。

## 今後の課題

本研究で確立した評価技術および検証方法は、塑性変形挙動を支配する加工硬化特性に着目したものであり、鋼板以外の材料へも適用可能である。ただし、巨視的な挙動とそれを説明する微視的な挙動は材料によって異なり、その場合は本研究で得られた結果と同様のものにならない。そのため、種々の金属材料において緻密な実験による塑性現象の観測と、丁寧な理論検証を積み重ねていく必要がある。

単純せん断試験を用いた大ひずみ域における相当 SS 曲線の評価法については、塑性仕事等価説および等方硬化が成立しない場合を考慮した  $\kappa$  手法の拡張が必要である。また、板鍛造やせん断加工のように相当塑性ひずみで 1.0 を超えるひずみ域まで変形が進行するような加工に対して、さらなる大ひずみ域までの相当 SS 曲線を取得するために、多段階の単純せん断試験法の確立が求められる。

ひずみ誘起異方性については、2 次変形を多軸変形とした変形経路など、さらなる検討領域の拡大とその特徴の一般化が必要である。一方、SD 効果に関しては本研究で得られた知見を活用し、物理的なメカニズムの解明および統一的な見解の確立が望まれる。

本論文では、ひずみ誘起異方性および SD 効果に着目して論じたが、これらは異方硬化挙動や非関連流れ則などその他の塑性現象と密接に関係しており、この研究成果はそれらのメカニズム解明および材料モデルの構築にも貢献できるものと確信する。今後、本研究で得られた知見が有効に活用され、金属材料の塑性変形特性の全容が解明されるとともに、塑性変形解析の高精度化による社会の発展の一助となることを期待する。

## 本研究に関する論文および発表

### 1. 第 2 章関連

- 白神聡, 吉田亨, 吉田博司, 桑原利彦, 末廣正芳, “単純せん断試験機を用いた薄板材料の大ひずみ域加工硬化特性の検討”, 第 64 回塑性加工連合講演論文集, (2013), 325-326.

### 2. 第 3 章関連

- 白神聡, 吉田亨, 吉田博司, 桑原利彦, 末廣正芳, “単純せん断試験機を用いた薄板材料の大ひずみ域加工硬化特性の検討-第 2 報-”, 平成 25 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2014), 329-330.
- 白神聡, 吉田亨, 桑原利彦, “単純せん断試験機を用いた加工硬化特性評価法と薄鋼板の加工硬化指数ひずみ依存性の定式”, 鉄と鋼, 103(2017), 592-599.

### 3. 第 4 章関連

- Shirakami S., Yonemura S., Yoshida T., Suzuki N. and Kuwabara T., “Behavior of Cold Rolled Interstitial-Free Steel Sheet and Dual Phase High Strength Steel Sheet Subjected Two-Stage, Coaxial and Non-coaxial Tension/Compression”, Key Engineering Materials, 651-653(2015), 83-88.
- 白神聡, 米村繁, 吉田亨, 鈴木規之, 桑原利彦, “引張/圧縮を含む 2 段階ひずみ経路における IF 鋼板および DP 鋼板の加工硬化挙動”, 平成 27 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2015), 101-102.
- 白神聡, 米村繁, 吉田亨, 桑原利彦, “引張/圧縮を含む 2 段階ひずみ経路における IF 鋼板および DP 鋼板の加工硬化挙動”, CAMP-ISIJ, 29(2016), 42.

### 4. 第 5 章関連

- 白神聡, 津留英司, 桑原利彦, “予ひずみ量が塑性変形挙動に及ぼす影響”, 平

成 20 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2008), 87-88.

- 白神聡, 津留英司, 桑原利彦, “予ひずみ量が塑性変形挙動に及ぼす影響-第 2 報-”, 第 59 回塑性加工連合講演会講演論文集, (2008), 71-72.
- 白神聡, 津留英司, 桑原利彦, “複合負荷経路における鋼板の塑性変形挙動”, CAMP-ISIJ, 23(2008), 1189.

## 5. 第 6 章関連

- 白神聡, 津留英司, 桑原利彦, “造管履歴を考慮した鋼管の座屈解析と実験検証”, 平成 21 年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2009), 409-410.
- 白神聡, 桑原利彦, 津留英司, “曲げ変形履歴を受けた鋼管の内圧下における軸圧縮変形特性と材料モデリング”, 塑性と加工, 58-679(2017), 692-698.

### Copyright について

本論文の引用図は, Springer, Elsevier, (社)日本塑性加工学会, (社)鉄鋼協会, (株)日刊工業新聞社, (株)オーム社, および理化学研究所の許諾を得て転記している.

## 謝 辞

本論文をまとめるにあたり、御懇篤な御指導と御鞭撻を賜りました東京農工大学 大学院工学研究院 先端機械システム部門 桑原 利彦 教授に心より深甚なる謝意を表します。本論文を査読いただいた東京農工大学 小笠原 俊夫教授、笹原 弘之教授、花崎 逸雄准教授、山中 晃徳准教授に篤く御礼申し上げます。また、多くの有益な御助言と御指導を賜りました吉田 亨氏に深く謝意を表します。

日鉄住金テクノロジー(株) 元新日鐵住金 津留 英司氏には、ひずみ誘起異方性の実験遂行に多大なる御協力を賜りました。ここに、深く感謝の意を表します。

本研究の遂行に深い御理解と御支援を賜りました新日鐵住金(株)利用技術研究部長 樋渡 俊二氏、日鉄住金テクノロジー(株) 元新日鐵住金(株) 末廣 正芳氏、鈴木 規之氏に心より、篤く御礼を申し上げます。

新日鐵住金(株) 中澤 嘉明氏ならびに水村 正昭氏には、研究途上ならびに論文作成の間、研究に関する深い御理解と心温まる激励、御支援を賜りました。深く感謝いたします。

また、山形大学 大学院理工学研究科 黒田 充紀 教授、京都大学 大学院エネルギー科学研究科 瀨 孝之 准教授には、ひずみ誘起異方性に関する有益な御助言を賜りました。深く感謝いたします。

(株)ユニプレス技術研究所 乃万 暢賢氏、理化学研究所 箱山 智之氏、新日鐵住金(株) 彌永 大作氏には、研究内容に関する深い議論およびご指導を賜りました。篤く御礼申し上げます。

新日鐵住金(株) 有田 英弘氏、江上 徹氏、中村 考基氏、ならびに日鉄住金テクノロジー(株)TSセンター 総合試験課 材料試験第二係 薄板物性第一班の皆様には、実験遂行に関しまして、多大なる御協力を賜りました。深く感謝いたします。

また、東京農工大学 秀野 雅之氏、新日鐵住金(株) 原野 睦美氏、桑原研究室の学生の皆様には、研究遂行に関しまして、多大なるサポートを賜りました。深く感謝いたします。

最後に私事ながら、本論文をまとめる長い間、陰ながら支えてくれた家族に対し、心より感謝の意を表します。

## 付録

### A. 等塑性仕事面および塑性ひずみ速度の算出方法

特に断らない限り，板材の圧延方向，圧延直角方向を  $x, y$  軸とし，鋼管の管軸方向および円周方向を  $\phi, \theta$  とする。

#### (1) 等塑性仕事点の導出

応力比  $\sigma_x : \sigma_y = 1:0$  の単軸引張試験において，基準とする対数塑性ひずみ  $\varepsilon_0^p$  に達する真応力を  $\sigma_0$  と定義する．ここで， $\varepsilon_0^p$  に達するまでに塑性変形に費やされた塑性仕事を  $W_0$  とする．各応力比の二軸引張試験において，この  $W_0$  と等量の塑性仕事  $W_x + W_y$  がなされた時点での応力値 ( $\sigma_x, \sigma_y$ ) を， $\varepsilon_0^p$  に相当する等塑性仕事点と定義する (Fig. A-1)。

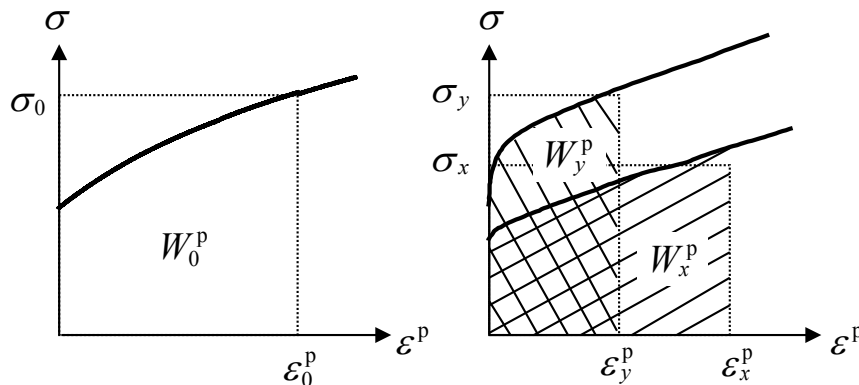


Fig. A-1 Stress points at equal plastic work.

#### (2) 塑性ひずみ増分速度の算出

対数塑性ひずみから次式を用いて塑性ひずみ増分ベクトルの傾き  $\theta$  を求めた。

$$\tan \theta = \frac{d\varepsilon_y^p}{d\varepsilon_x^p} \quad (\text{A-1})$$

伸び計を使用した単軸引張試験では，試験片直行方向のひずみの測定をおこなっていないため，塑性ひずみ増分速度は  $r$  値より次式を用いて算出した。

$$\tan \theta = \frac{d\varepsilon_y^p}{d\varepsilon_x^p} = \frac{r_0}{1+r_0} \quad (\text{圧延方向の単軸引張試験}) \quad (\text{A-2})$$

$$\tan \theta = \frac{d\varepsilon_y^p}{d\varepsilon_x^p} = \frac{1+r_{90}}{r_{90}} \quad (\text{圧延直角方向の単軸引張試験}) \quad (\text{A-3})$$



## B. 二軸バルジ試験

本研究で用いた二軸バルジ試験機を **Fig. B-1** に示す. 本試験機は円管状試験片に軸力および内圧を負荷することで, 壁面に任意の軸方向応力  $\sigma_\phi$  および円周方向応力  $\sigma_\theta$  を負荷することができる. チャック部は 4 分割の円環くさび, くさび押えおよび中子から構成される (**Fig. B-1(b)**). **Fig. B-2** に示すように, くさび押えをボルトで締め付けることによって, くさびと中子で管壁面を挟み固定する. そして, 中子中央に設けられた注水孔を通し, 管内への注水・加圧を行う. 内圧負荷時には中子に取り付けられた O リングがシーリング材として機能する. 圧力負荷媒体として防錆水を用いた. 試験片に作用する軸力はロードセル, 内圧は圧力計, ひずみは塑性域用ひずみゲージ, 管軸方向曲率は 3 点式曲率計 (**Fig. B-1(c)**) によって測定した. 3 点式曲率計は両端点間距離を 45.5mm とした.

円管状試験片の壁面に生じる管軸方向の真応力  $\sigma_\phi$  および円周方向の真応力  $\sigma_\theta$  は, 力の釣り合いから次式によって算出した.

$$\sigma_\phi = \frac{P \cdot \pi \cdot (D/2 - t)^2 + T}{2 \cdot \pi \cdot (D/2 - t/2) \cdot t}$$

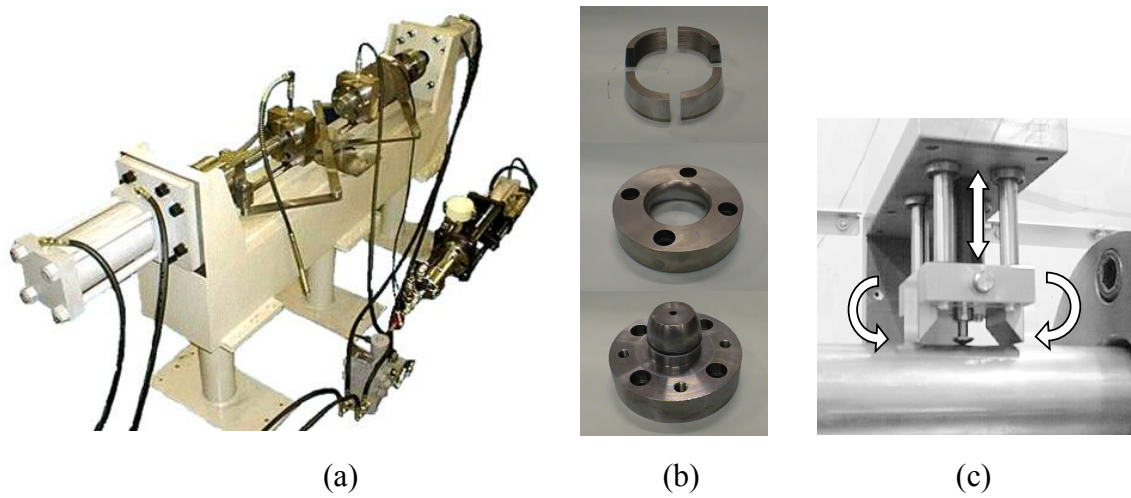
$$\sigma_\theta = \frac{P \cdot (D/2 - t)(r_\theta - t/2)}{r_\phi \cdot t} - \frac{\sigma_\phi \cdot (D/2 - t/2)}{r_\phi}$$

$$D = D_0 \cdot \exp(\varepsilon_\theta)$$

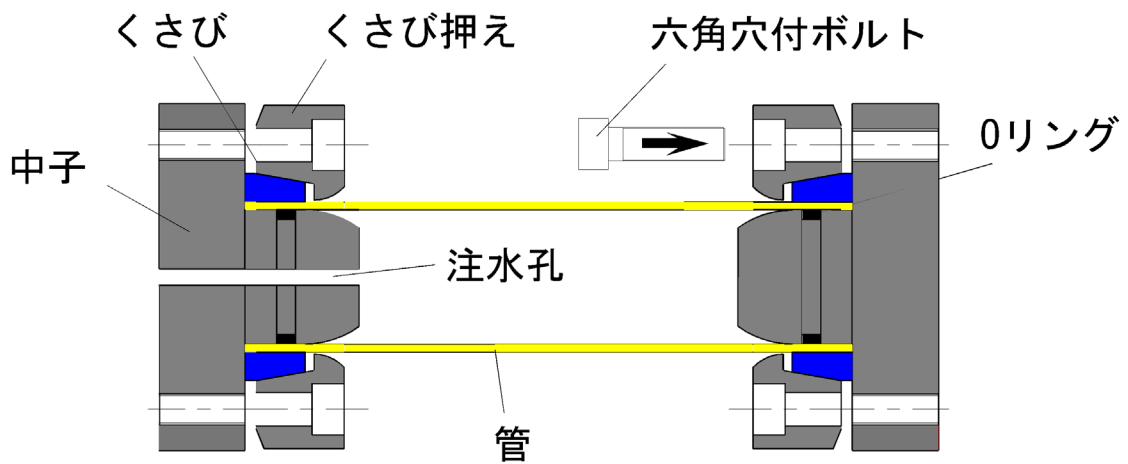
$$t = D/2 - \sqrt{(D/2)^2 - (D_0 - t_0) \cdot t_0 / \exp(\varepsilon_\phi)}$$

$$r_\phi = \frac{h^2 + (L/2)^2}{2h} - \frac{t}{2}$$

ここで,  $\varepsilon_\phi$  は軸方向真ひずみ,  $\varepsilon_\theta$  は円周方向真ひずみ,  $r_\phi$  は軸方向曲率半径,  $P$  は内圧,  $T$  は軸力,  $D$  および  $t$  は試験片の時々刻々の中央部外径および板厚,  $D_0$  および  $t_0$  は試験片の初期内径および板厚,  $L$  および  $h$  は 3 点式曲率計の両端点間距離および中央点変位量である.



**Fig. B-1** The Biaxial bulge test machine, (a) Over view, (b) apparatus of chucking system, (c) Measurement system of Axial direction curvature.



**Fig. B-2** Schematic representation of chucking system for the Biaxial bulge test machine.

## C. 応力-ひずみ曲線の算出方法

特に断らない限り、本研究における応力-ひずみ曲線は以下に記載する方法で算出した。

単軸引張試験、単軸圧縮試験、単純せん断試験、液圧バルジ試験および二軸バルジ試験から得られた荷重（応力）と伸び（ひずみ）から、真応力、真ひずみ、対数塑性ひずみを算出する手順を以下に示す。

一般的に、単軸引張試験および単軸圧縮試験より得られるデータは荷重と伸びである。まず、これらのデータから次式より公称応力  $\sigma_N$  および公称ひずみ  $\varepsilon_N$  を算出する。

$$\sigma_N = \frac{F}{w \cdot t} \quad (F: \text{荷重}, w: \text{試験片幅}, t: \text{試験片板厚}) \quad (\text{C-1})$$

$$\varepsilon_N = \frac{dl}{L} \quad (dl: \text{伸び}, l_0: \text{評点間距離}) \quad (\text{C-2})$$

次に、次式より真応力  $\sigma$  および真ひずみ  $\varepsilon$  を算出する。

$$\sigma = \sigma_N (\varepsilon_N + 1) \quad (F: \text{荷重}, w: \text{試験片幅}, t: \text{試験片板厚}) \quad (\text{C-3})$$

$$\varepsilon = \ln(\varepsilon_N + 1) \quad (dl: \text{伸び}, l_0: \text{評点間距離}) \quad (\text{C-4})$$

なお、単純せん断試験、液圧バジル試験および二軸バルジ試験における真応力および真ひずみの算出方法は、2.2.1 節および付録 B を参照されたい。

理論的に、無荷重時無変形を仮定すると SS 曲線は原点を通過しなければならない。しかしながら、試験片の加工および設置精度、伸び計（ひずみゲージ）の設置精度およびシステムとして有する誤差などによって、上述の式より算出した SS 曲線は原点を通過しない場合がある。このような誤差を取り除くために、真応力-真ひずみ曲線において、真応力値が TS の 10% 以上 0.2% 耐力の 50% 以下の範囲を直線近似し、この近似直線が原点を通るよう SS 曲線をひずみ軸方向にオフセットさせた。また、この近似直線の傾きをヤング率  $E$  と定義する。

対数塑性ひずみ  $\varepsilon^p$  は Hook の法則より、真ひずみから弾性ひずみを差し引くことで算出する。

$$\varepsilon^p = \varepsilon - \frac{\sigma}{E} \quad (\text{C-5})$$

## D. r 値の測定方法

特に断らない限り、本研究における  $r$  値は以下に記載する方法で算出した。

$r$  値（塑性ひずみ比）は、単軸試験における板厚方向に対する板幅方向の変形しやすさを表す値であり、次式で定義される。

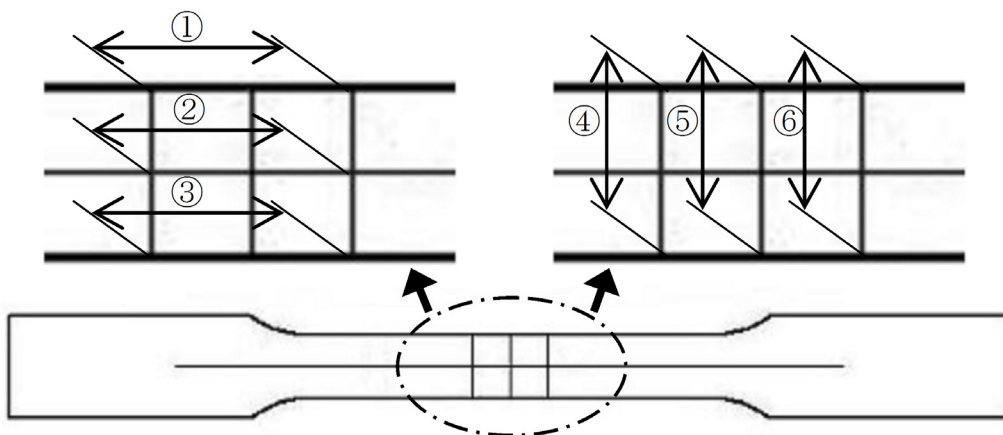
$$r = \frac{\varepsilon_w^p}{\varepsilon_t^p} \quad (\text{D-1})$$

ここで、 $\varepsilon_w^p$  は板幅方向の対数塑性ひずみ、 $\varepsilon_t^p$  は板厚方向の対数塑性ひずみである。また、体積一定則  $\varepsilon_l^p + \varepsilon_w^p + \varepsilon_t^p = 0$  ( $\varepsilon_l^p$  : 長手方向の対数塑性ひずみ) を仮定すると次式より算出される。

$$r = \frac{\varepsilon_w^p}{-(\varepsilon_l^p + \varepsilon_w^p)} = \frac{\ln \frac{dw}{w_0}}{-\left(\ln \frac{dl}{l_0} + \ln \frac{dw}{w_0}\right)} \quad (\text{D-2})$$

ここで、 $w_0$  および  $l_0$  は変形前の板幅および長さ、 $w$  および  $l$  は変形後の板幅および長さである。

**Fig. D-1** に示すように、試験片に格子をけがき、試験前後の格子の交点座標を計測した。各交点の座標より長さ①②③および板幅④⑤⑥を算出し、試験前の①②③の平均値を  $l_0$ 、④⑤⑥の平均値を  $w_0$ 、試験後の①②③の平均値を  $l$ 、④⑤⑥の平均値を  $w$  とした。



**Fig. D-1** Measurement method of the Lankford value (r-value)

## E. n 値と一様伸びの関係

加工硬化を考慮した初等解析や材料特性評価の数式モデルとして最も広く用いられるは、次式に示す Hollomon の  $n$  乗硬化式 ( $n$  - power law)である。

$$\sigma = K\varepsilon^n \quad (\text{E-1})$$

この式における指数  $n$  は、材料の加工硬化の程度を表し、加工硬化指数 (work-hardening index) もしくは  $n$  値 ( $n$  - value) と呼ばれる。  $n$  値が大きいほどひずみの増加に伴う塑性流動応力の増加率が大きくなる。通常金属材料では  $0 < n < 1$  である。また、Hollomon の  $n$  乗硬化式に従う材料の単軸引張試験における  $n$  値は、荷重が最大となる時の真ひずみの値と等しくなることが導出できる。その導出方法を下記に示す。

まず、引張荷重  $P$  が最大になるとき、次式が成り立つ。

$$dP = d(\sigma A) = Ad\sigma + \sigma dA = 0 \quad (\text{E-2})$$

また、体積一定則から、次式が得られる。

$$dV = d(Al) = Adl + ldA = 0 \quad (\text{E-3})$$

すなわち、

$$\frac{dl}{l} = -\frac{dA}{A} = d\varepsilon \quad (\text{E-4})$$

式(E-4)を式(E-2)に代入すると引張荷重が最大となる時の条件として次式を得る。

$$\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \sigma \quad (\text{E-5})$$

式(E-1)を式(E-5)に代入すると次式が得られる

$$Kn\varepsilon^{n-1} = K\varepsilon^n \quad (\text{E-6})$$

引張荷重が最大となる時の真ひずみを  $\varepsilon^*$  とすると、式(E-6)より次式が得られる。

$$n = \varepsilon^* \quad (\text{E-7})$$

式(E-5)は Considere の条件式とよばれ、引張変形を受ける棒もしくは板材の最大荷重条件を与える式である。ただし、実際の金属の  $n$  値は一定ではなく、ひずみの進展と共に変化することに注意しなければならない。