

高張力鋼板の円形および楕円形穴広げ挙動に及ぼす  
異方性発展の影響

(Effect of anisotropy evolution on circular and oval hole  
expansion behavior of high-strength steel sheets)

広島大学大学院工学研究科  
機械物理工学専攻 D132918

鈴木 利哉



## 目次

第1章	序論	1
1.1	自動車および自動車用薄鋼板を取り巻く環境と課題	1
1.2	高張力鋼板の穴広げ成形に関する検討事例	5
1.3	大ひずみ域での異方性の発展に関する材料モデル	5
1.4	本研究の目的と論文の構成	6
	参考文献	7
第2章	薄鋼板の面内塑性異方性評価試験	10
2.1	緒言	10
2.2	単軸引張試験	11
2.3	二軸引張試験および液圧バルジ試験	16
2.4	面内引張-曲げ試験	17
2.5	結言	22
	参考文献	22
第3章	材料異方性とその発展を表現する材料モデル	23
3.1	緒言	23
3.2	降伏関数	24
3.3	異方硬化モデル	31
3.4	結言	35
	参考文献	35
第4章	穴広げ成形の局所変形挙動に及ぼす材料異方性の影響の 実験的考察	37
4.1	緒言	37
4.2	穴広げ試験手法	38
4.2.1	金型および試験片	38
4.2.2	成形試験	38
4.2.3	評価手法	38
4.3	円形穴条件での穴広げ試験結果	40
4.3.1	JSH590R	40
4.3.2	JSH440W	40
4.4	円形穴広げ試験結果の実験的考察	47
4.4.1	JSH590R	47
4.4.2	JSH440W	47

4.5	楕円形穴条件での穴広げ試験結果	49
4.5.1	楕円形穴方向に対するネッキング・破断挙動	49
4.5.2	楕円形穴方向に対するネッキング ・破断発生ストローク	49
4.6	楕円形穴広げ試験結果の実験的考察	54
4.6.1	楕円形穴方向に対するネッキング・破断挙動	54
4.6.2	楕円形穴方向に対するネッキング ・破断発生ストローク	54
4.7	結言	55
	参考文献	55
<b>第5章</b>	<b>材料異方性を考慮した成形シミュレーションの 穴広げ成形への適用と考察</b>	<b>57</b>
5.1	緒言	57
5.2	穴広げ成形シミュレーションの解析手法	58
5.2.1	有限要素シミュレーションの解析モデル	58
5.2.2	材料モデル	58
5.3	穴広げ成形シミュレーション結果および考察	61
5.3.1	JSH440W の円形穴広げ成形	61
5.3.2	JSH590R の円形穴広げ成形	62
5.3.3	楕円形穴広げ成形	73
5.4	結言	79
	参考文献	79
<b>第6章</b>	<b>異方性発展による穴広げ成形の局所変形メカニズムの推定と 追加試験による検証</b>	<b>81</b>
6.1	緒言	81
6.2	追加試験内容	82
6.2.1	単軸引張試験	82
6.2.2	穴広げ試験	82
6.3	面内 19 方向単軸引張試験結果	83
6.4	穴広げ試験結果および考察	85
6.4.1	円形穴広げ試験	85
6.4.2	楕円形穴広げ試験	101
6.5	結言	108
<b>第7章</b>	<b>総括</b>	<b>109</b>
	謝辞	112

## 第1章 序論

### 1.1 自動車および自動車用薄鋼板を取り巻く環境と課題

地球温暖化への対応の一つとして、自動車のCO<sub>2</sub>排出規制が世界各国で行われている。例えば欧州では自動車メーカー当たりの平均CO<sub>2</sub>排出量の基準として、2020年度までに95g/km以下とする目標値が設定されており、日本ではJC08モード燃費による規制が行われているが、先述のCO<sub>2</sub>排出量に換算すると2020年度までに114g/km以下に相当する目標値が定められている(図1.1[1])。このCO<sub>2</sub>排出量の削減方法の一つとして車両重量の軽量化がある。図1.2は乗用車の重量別CO<sub>2</sub>排出量を示しており[2]、車両重量に比例してCO<sub>2</sub>排出量は増減する。このため自動車メーカー各社は自動車部品に使用する材料を従来の鋼板からより高強度で板厚の薄い鋼板へ置き換えることによる軽量化を進めており、また鉄鋼材料からアルミニウム、樹脂、CFRP(炭素繊維強化樹脂)などへの置き換えの例もある。これら非鉄素材は鉄に対して低比重であり、特性として剛性が要求される部品などでの軽量化効果を得やすいため適用事例も徐々に増えつつあるものの、コストや加工性の面で難しさがあること、自動車用薄鋼板の高強度化も進んでいることから高張力鋼板の適用による車体軽量化のニーズは高い。さらに衝突安全性の観点でも高張力鋼板の適用は進んでいる。自動車の安全対策技術としては自動緊急ブレーキに代表される事故を未然に防ぐための予防安全技術と、エアバッグやシートベルト等の機能対策や車体全体の強度向上対策のように事故発生後の被害軽減のための衝突安全技術がある。図1.3は独立行政法人自動車事故対策機構(JNCAP)により自動車アセスメントとして評価結果が公表されている衝突安全性能の乗員保護性能評価試験の例であり[3]、フルラップ前面衝突試験が1995年に開始されたのが最初である。自動車メーカー各社はこれらの試験により高度に対応できる車両構造の開発を進めている。その中で車体重量の増加を抑えながら車体強度を向上させるために高張力鋼板の適用も進められている。図1.4は自動車交通事故の発生状況の推移を示しており[4]、2005年頃からの交通事故発生件数の減少は主に予防安全技術の対策による効果と考えられるが、1990年頃から交通事故発生件数が増加しているにも関わらず交通事故死者数が年々減少していることは衝突安全技術の向上によるところが大きいと推察され、その中には高張力鋼板適用による車体強度向上の効果も含まれているものと考えられる。

以上の通り車体軽量化および衝突安全性の両面において自動車車体への高張力鋼板の適用は拡大している。図1.5は車体への高張力鋼板の使用比率の変遷を示したものであるが[5]、340MPa級以上の高張力鋼板の使用比率実績は1970年代後半の8.2%から年々増加しており、2015年は51.7%まで増加していることに加え、2025年には67.0%程度まで高まるものと予測されている。さらに780MPa級以上の鋼板は2015年実績の11.1%に対し2025年には33.1%程度まで増加するものと予測されている。

このような高張力鋼板の急速な普及において課題となるものとして、自動車プレス部品のプレス成形において高強度化に伴い低くなりやすい延性に起因した比較的低いひずみレベルで発生する破断、降伏点が高いため発生しやすいしわ、また材料強度が

上がることで成形後の残留応力が大きくなり、大きなスプリングバックが生じることによる過大な寸法精度不良などが挙げられる。このような高張力鋼板を使いこなして行くためには成形性や寸法精度を向上させる工法開発と共に、数値シミュレーションによる事前予測が重要となり、その予測精度向上について様々な検討が行われている。スプリングバック予測精度向上のための有限要素シミュレーションの解析モデルや解析手法の検討として、例えばブランクモデルの要素サイズの細分化[6]、板厚方向垂直応力を考慮可能な高精度シェル要素の適用[7]、また成形中の金型たわみの考慮[8, 9]等の事例がある。さらにスプリングバック解析精度を向上する材料モデルとして、吉田・上森[10-11]は材料の繰り返し反転負荷時のバウシinger効果と除荷時ヤング率の塑性ひずみ依存性を高精度に再現可能な移動硬化モデルである Yoshida-Uemori(Y-U) model を提案しており、その有用性が広く確認されている[例えば 11, 12]。一方、破断予測の精度向上を考えた場合、上述のようにブランクモデルの要素サイズや金型たわみの考慮による効果も少なからずあるものの、素材の材料特性に直接影響する材料モデルによる影響が大きく、材料特性の異方性を考慮可能な異方性降伏関数が多く提案されている[13~20]。比較的高強度の高張力鋼板が適用される自動車部品としては、アッパー部品としてはAピラーやBピラー、アンダー部品ではロアアームやトレーリングアーム等の足回り部品に代表されるように伸びフランジ成形を受けることが多く、伸びフランジ割れが大きな課題となりやすい。伸びフランジ割れには材料特性の異方性による影響も大きいいため、伸びフランジ成形の代表的な評価手法である穴広げ試験を対象とした研究が数多く実施されている。次節以降では穴広げ成形と材料異方性の検討事例について述べる。

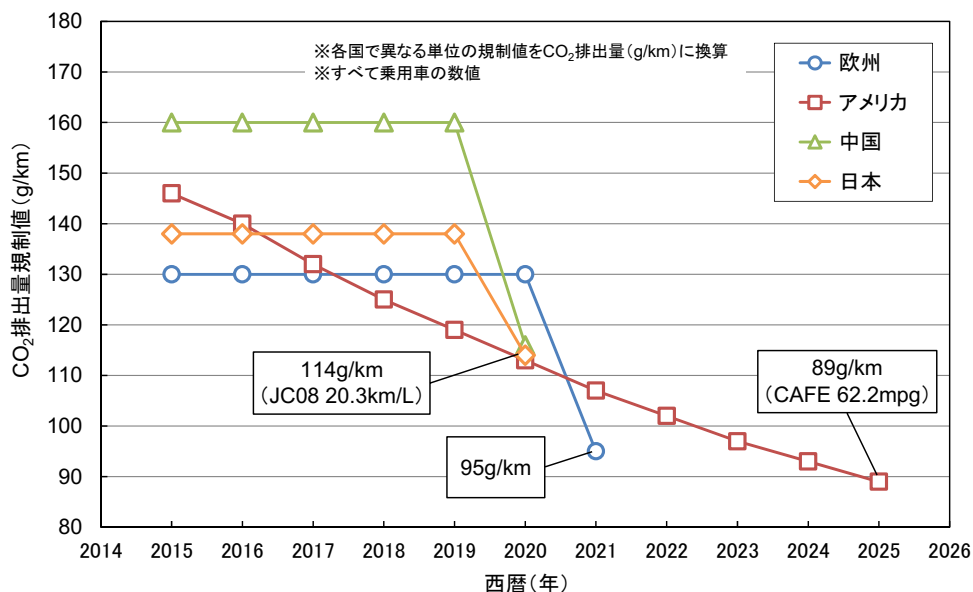


図 1.1 国・地域ごとの乗用車の CO<sub>2</sub> 排出規制[1]  
(プレス成形難易ハンドブック-第4版- (日刊工業新聞社) より)

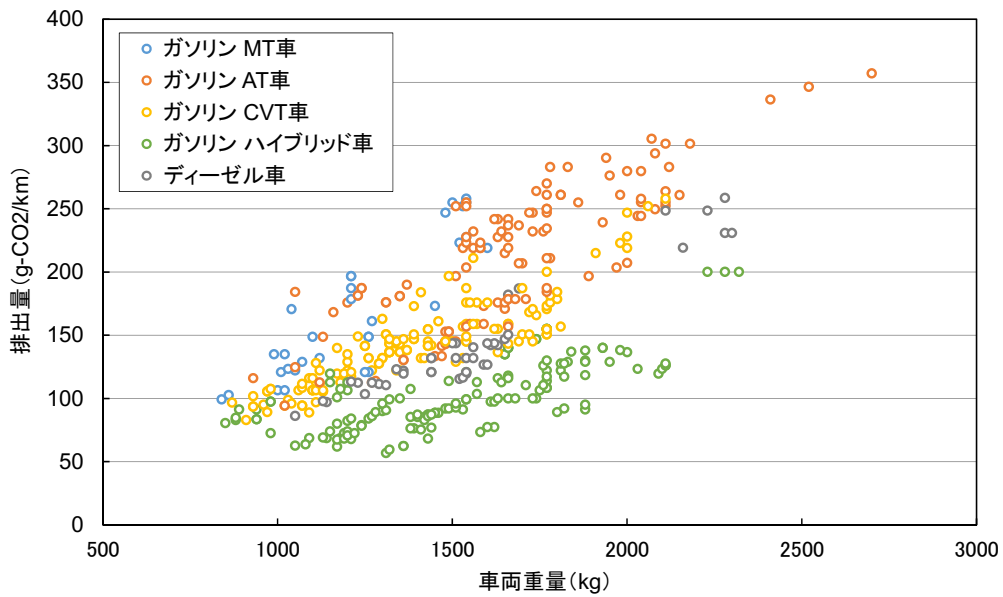


図 1.2 国産小型自動車の車両重量別 CO<sub>2</sub> 排出量 (JC08 モード) [2]  
 (国土交通省ホームページ「乗用車の燃費・CO<sub>2</sub> 排出量」より)



(a) フルラップ前面衝突試験



(b) オフセット前面衝突試験



(c) 側面衝突試験

図 1.3 JNCAP 乗員保護性能評価試験の例[3]  
 (独立行政法人自動車事故対策機構ホームページ「自動車アセスメント 衝突安全性能評価」より)

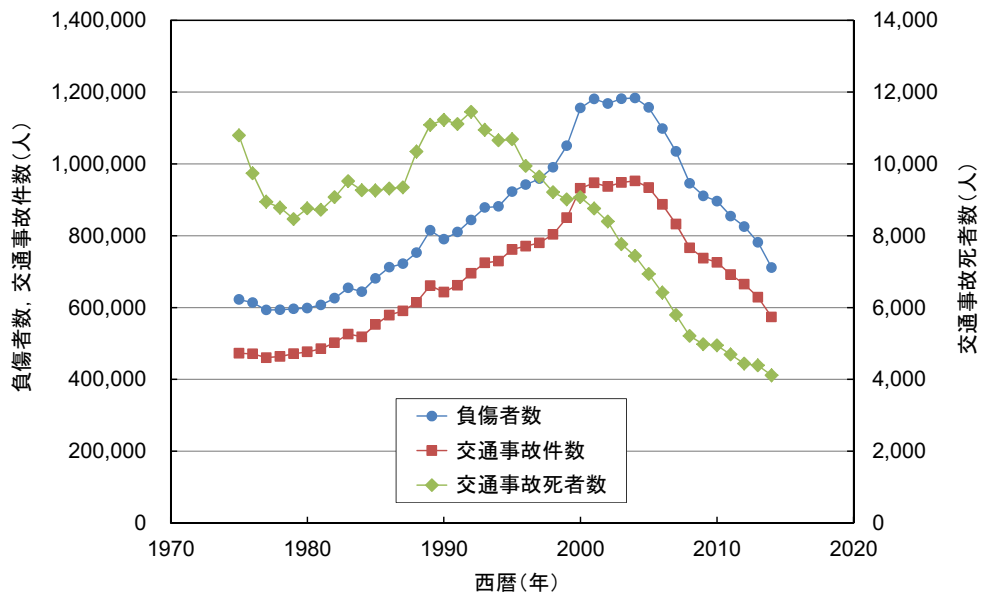


図 1.4 自動車交通事故発生状況の推移[4]  
 (警察庁ホームページ「交通事故発生状況の推移」より)

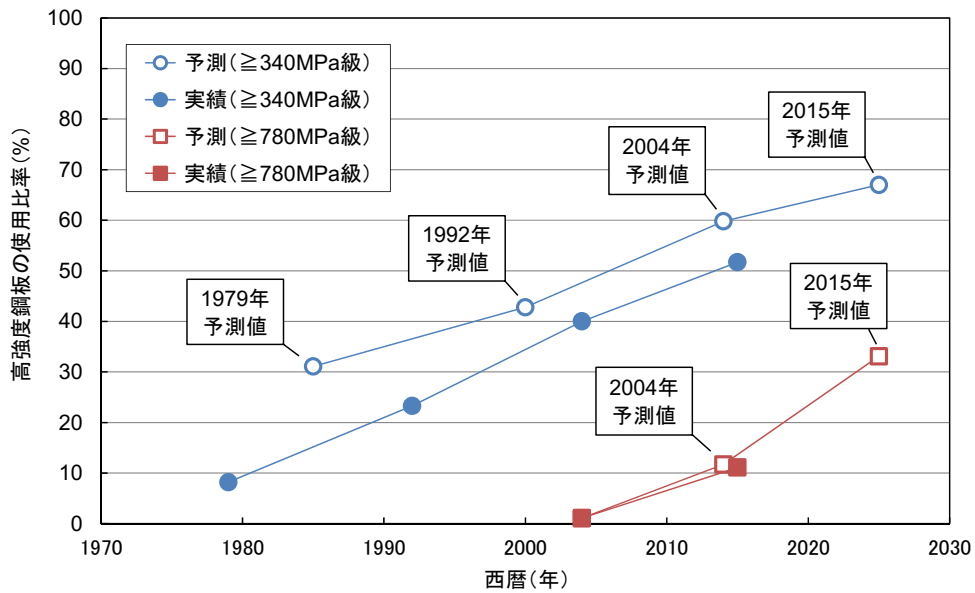


図 1.5 高強度鋼板使用比率の実績と予測の推移[5]  
 (プレス成形難易ハンドブック-第4版- (日刊工業新聞社) より)



## 1.2 高張力鋼板の穴広げ成形に関する検討事例

穴広げ成形に関してはこれまで多くの研究（例えば，成形条件[21～24]，工具形状[25]，穴加工条件[26]，薄板材の微細組織[27, 28]，結晶粒度と予変形[29]の影響など）が行われてきている．穴広げ率に及ぼす打抜き端面性状の影響に注目した検討事例も多く[例えば 30, 31]，古くは中川ら[32]による打抜き穴の伸びフランジ成形限界についての検討事例があり，ここでは打抜きクリアランスの変更による打抜き端面性状の変化やバリによる穴広げ成形限界の穴広げ率に及ぼす影響について考察している．いずれの検討においても材料特性の異方性の影響を論じたものはほとんどなく，これは打抜き端面での加工硬化やボイドの影響が支配的となるため，材料特性の異方性に起因する塑性不安定に依存した現象が現れにくいものと考えられる．しかしながら高張力鋼板の中では比較的顕著な材料異方性を示すものもあり，穴広げ成形の変形挙動に及ぼす材料異方性の影響を考察し，さらに前述の異方性降伏関数による成形シミュレーションの予測精度向上のための取り組みを考える場合には材料特性の影響が現れやすい条件，すなわち打抜きではなく機械加工端面での検討が適していると考えられる．

## 1.3 大ひずみ域での異方性の発展に関する材料モデル

近年では材料特性の異方性の一つとして加工硬化挙動の異方性，すなわち大ひずみ域での異方硬化特性に注目した議論が増えてきており，主に3種類の手法が提案されている．一つ目は異方硬化挙動を異方性降伏関数の式中のパラメータを塑性ひずみの関数として近似する手法[33]である．これは，近似式を作るのが簡単でなく，また近似式中に多くの材料パラメータが必要となるという難しさがある．二つ目は本研究で活用する異方硬化モデルで，異方性降伏関数の材料パラメータを数個の離散的な塑性ひずみ点において決定し，その間のひずみにおけるパラメータは簡単な補間で表現する手法[34]である．これは，特別な近似式が不要で非線形補間により十分な精度で降伏関数の変化を記述できる優れた方法である．三つ目は非関連流れ則を前提として，2次あるいは4次降伏関数のパラメータを逐次決めていく手法[35, 36]である．この方法は降伏関数中の材料パラメータが板方向依存の応力値と  $r$  値から陽に計算できるケースにしか適用できないので，異方性発展の表現性には限界がある．

さらに，これらの異方硬化特性を考慮した成形シミュレーションを行うには大ひずみ域での硬化特性を決めなければならないという課題がある．これは一般的な単軸引張試験では引張試験片にくびれが生じる一様伸び限界までしか応力-ひずみ曲線を得ることができず，大ひずみ域での異方硬化挙動を取得できないことから正確な材料パラメータの同定が困難なことである．大ひずみ域での応力-ひずみ曲線を得る従来手法としては，液圧バルジ試験により等二軸応力-ひずみ曲線を得る方法や，面内せん断試験による方法がある．これらはいずれも単軸引張試験を上回る大ひずみ域での応力-ひずみ応答曲線を得ることができるが，単軸引張りとは別の応力状態（等二軸応力および単純せん断応力）でのデータであり，最も基本的な単軸引張応力下での硬化特性を取得することはできない．そこで本研究では最近新しく提案された評価試験法である面内引張-曲げ試験[37]を用いて大ひずみ域での単軸引張応力-ひずみ曲線を取得す

ることとした。この面内引張-曲げ試験と前述した本研究で使用する異方硬化モデルによる穴広げ成形の検討はまだ例がなく、また異方性の発展が穴広げ成形の局所変形挙動にどのように影響が出るかはこれまでほとんど議論されていない。

#### 1.4 本研究の目的と論文の構成

以上のように、高張力鋼板の材料特性の異方性、特に異方硬化特性が穴広げ成形における局所変形挙動に及ぼす影響については未だ十分には明確にはおらず、同時に異方硬化特性を考慮した有限要素シミュレーションの有効性を示した報告事例も未だ少ない。そこで本研究では、高張力鋼板の異方硬化特性を精度良く考慮した有限要素法による穴広げ成形シミュレーションを実施し、その精度検証を行うとともに、異方硬化を含む材料特性の異方性が穴広げ成形の局所変形挙動に及ぼす影響について考察し、穴縁周囲の局所変形メカニズムを明らかにすることを目的としている。

本論文は5章より構成されており、それぞれの章の概要は以下の通りである。

第1章は本章（序論）であり、自動車部品における高張力鋼板の役割を示すとともに、その適用により課題となる穴広げ成形性と有限要素シミュレーションの位置づけおよび先行研究の状況を示し、本研究の目的と本論文の構成を述べている。

第2章では、高張力熱延鋼板の材料特性の面内異方性を測定するための材料評価試験について述べる。従来の単軸引張試験による $r$ 値や流動応力の面内異方性の評価だけでなく、大ひずみ域の応力-ひずみ曲線を取得可能な面内引張-曲げ試験も活用して、異方硬化特性の評価を行う。

第3章では、材料特性の異方性を穴広げ成形シミュレーションにおいて表現するための材料モデルである異方性降伏関数と異方硬化モデルについて述べる。第2章の材料評価試験結果を基に材料モデルのパラメータを同定し、その予測精度の検証を行う。

第4章では、円形穴と楕円形穴を対象とした円筒穴広げ試験について述べる。供試材には材料異方性の強さが異なる2鋼種、穴形状には初期穴径が2水準の円形穴条件と長径方向が3水準の楕円形穴条件を使用し、各々の組み合わせにおける材料の変形挙動を評価すると共に、材料特性の異方性の影響について考察する。

第5章では、材料特性の異方性を考慮した穴広げ成形シミュレーションについて述べる。材料異方性の再現性が異なる3種類の異方性降伏関数と等方硬化または異方硬化モデルの組み合わせによる解析を行い、その予測精度を検証すると共に、各材料特性の異方性および異方硬化特性による穴広げ成形の局所変形挙動への影響について考察する。

第6章では、第5章までの考察結果を基に条件を追加した単軸引張試験と穴広げ試験について述べる。面内19方向の単軸引張試験により得られる材料特性の異方性（方向依存性）と穴広げ成形の穴縁周りの板厚ひずみ分布の対比を行うと共に、成形ストロークの進行に伴う板厚ひずみ分布の変化について詳細に調査を行う。その上で、穴広げ成形における局所変形メカニズムについて検討する。

第7章では、本論文で得られた結論を総括する。

## 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4版-(日刊工業新聞社, 2017), 15.
- [2] 国土交通省ホームページ「乗用車の燃費・CO<sub>2</sub>排出量」 [<http://www.milt.go.jp/>] (最終検索日: 2017年12月11日)
- [3] 独立行政法人自動車事故対策機構ホームページ「自動車アセスメント 衝突安全性評価」 [<http://www.nasva.go.jp/>] (最終検索日: 2017年12月11日)
- [4] 警察庁ホームページ「交通事故発生状況の推移」 [<http://www.npa.go.jp/>] (最終検索日: 2017年12月11日)
- [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), 10.
- [6] 鈴木利哉, 中田匡浩. ハット成形の寸法精度に及ぼす逆曲げ変形挙動の影響 (第2報 残留応力実測値との比較による FEM 解析精度検証). 平成15年度塑性加工春季講演会論文集, (2003), 189.
- [7] 風間宏一, 伊藤耿一, 陸宏, 永井康友. 板材成形 FEM シミュレーションにおける板厚方向応力を考慮したシェル要素: スプリングバック予測精度向上に関する研究 第1報. 塑性と加工, 45-525 (2004), 832.
- [8] 石渡亮伸, 狩野裕隆, 平本治郎, 稲積透. ハイテン部品の捩れ CAE 予測の高精度化. 第62回塑性加工連合講演会論文集, (2011), 397.
- [9] 薦森秀夫, 吉田総仁. 板成形中の金型たわみを考慮したスプリングバックの有限要素解析. 塑性と加工, 46-532 (2005), 407.
- [10] Yoshida F, Uemori T. A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and workhardening stagnation. *Int J Plast* 2002; 18: 661-686.
- [11] Yoshida F, Uemori T. A model of large-strain cyclic plasticity and its application to springback simulation. *Int J Mech Sci* 2003; 45: 1687-1702.
- [12] Suzuki T, Nakata M. Springback analysis considering bauschinger effects for high strength steel of various micro structure. *Proceedings IDDRG 2008*, 533.
- [13] Hill R. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. *Proc Roy Soc Lond* 1948; A193: 281-297.
- [14] Gotoh M. Theory of plastic anisotropy based on a yield function of 4th-order (plane stress state). *Int J Mech Sci* 1977; 19: 505-512.
- [15] 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. *Int J Plast* 2003; 19: 1297-1319.
- [16] Barlat F, Aretz H, Yoon J W, Karabin M E, Brem J C, Dick R E. Linear transformation-based anisotropic yield functions. *Int J Plast* 2005; 21(5): 1009-1039.
- [17] Banabic D, Aretz H, Comsa D S, Paraianu L. An improved analytical description of orthotropy in metallic sheets. *Int J Plast* 2005; 21: 493-512.

- [18] Barlat F, Yoon J W, Cazacu O. On linear transformations of stress tensors for the description of plastic anisotropy. *Int J Plast* 2007; 23(5): 876-896.
- [19] Soare S, Yoon J W, Cazacu O. On the use of homogeneous polynomials to develop anisotropic yield functions with applications to sheet forming. *Int J Plast* 2008; 24: 915-944.
- [20] Yoshida F, Hamasaki H, Uemori T. A user-friendly 3D yield function to describe anisotropy of steel sheets. *Int J Plast* 2013; 45: 119-139.
- [21] Huang Y-M, Chien K-H. The formability limitation of the hole-flanging process. *J Mater Process Technol* 2001; 117: 43-51.
- [22] Hyun DI, Oak SM, Kang SS, Moon YH. Estimation of hole flangeability for high strength steel plates. *J Mater Process Technol* 2002; 130-131:9-13.
- [23] Iizuka E, Hira T, Yoshitake A. Effect of forming conditions on stretch flange formability of high-strength hot-rolled steel sheets. *J of JSTP* 2005; 46-534: 625-629. (in Japanese)
- [24] Itou Y, Nakazawa Y. Effects of the initial diameter of bore and the planar anisotropy of n value and r value on fracture behavior of HSS by flat-bottomed cylindrical punch forming. *Proc IDDRG* 2010; 157-166.
- [25] Huang Y-M, Chien K-H. Influence of the punch profile on the limitation of formability in hole-flanging process. *J Mater Process Technol* 2001; 113: 720-724.
- [26] Thipprakmas S, Jin M, Murakawa M. Study on flanged shapes in fineblanked-hole flanging process (FB-hole flanging process) using finite element method (FEM). *J Mater Process Technol* 2007; 192-193: 128-133.
- [27] R Narayanasamy, C Sathiya Narayanan, Palani Padmanabhan, T Venugopalan. Effect of mechanical and fractographic properties on hole expandability of various automobile steels during hole expansion test. *Int J Adv Manuf Technol* 2010; 47: 365-380.
- [28] Kuwabara T, Hashimoto K, Iizuka E, Jeong Whan Yoon, Effect of anisotropic yield functions on the accuracy of hole expansion simulations. *J Mater Process Technol* 2011; 211: 475-481.
- [29] 中川威雄, 滝田道夫, 吉田清太. 冷延薄鋼板のせん断の伸び変形能. 塑性と加工, 11-109 (1970), 142-151.
- [30] 細野和典, 中川威雄, 吉田清太. 薄鋼板の打抜き穴の伸びフランジ変形能順位. 塑性と加工, 9-92 (1968), 637-642.
- [31] 飯塚栄治, 比良隆明, 吉武明英. 高強度熱延鋼板の伸びフランジ性に及ぼす加工条件の影響. 塑性と加工, 46-534 (2005), 625-629.
- [32] 中川威雄, 吉田清太. 打ち抜き穴の伸びフランジ変形限. 理化学研究所報告, 44-3, (1968), 150.
- [33] Kuwabara T, Mori T, Asano M, Hakoyama T, Barlat F. Material modeling of 6016-O and 6016-T4 aluminum alloy sheets and application to hole expansion forming simulation. *Int J Plast* 2017; 93: 164-186.

- [34] Yoshida F, Hamasaki H, Uemori T. Modeling of anisotropic hardening of sheet metals including description of the Bauschinger effect. *Int J Plast* 2015; 75: 170–188.
- [35] 伊藤耿一, 植村元, 森尚達. 応力増分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会論文集, (2012), 85.
- [36] 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会論文集, (2012), 87.
- [37] Capilla G, Hamasaki H, Yoshida F. Determination of uniaxial large-strain work hardening of high-strength steel sheets from in-plane stretch-bending testing. *J Mater Process Technol* 2016; 243: 152.

## 第2章 薄鋼板の面内塑性異方性評価試験

### 2.1 緒言

薄鋼板のプレス加工における成形性は、材料特性、すなわち降伏強度、引張強度、加工硬化指数  $n$  値、および塑性異方性  $r$  値などの影響を受ける。また、圧延鋼板ではこれらの材料特性は面内方向によってその程度が異なる面内異方性を示すことが知られている。この材料特性の異方性が成形時の変形挙動に及ぼす影響を明らかにすることは、プレス加工時の成形性向上を考える上で重要であり、そのためにはまず材料特性とその異方性を正確に評価することが必要となる。薄板金属板の異方性は、 $r$  値の異方性、単軸応力状態での板面内方向に依存する加工硬化（流動応力）、および二軸応力状態での降伏曲面の形状により特徴づけられる。そこで本章では、これらの異方性の特性を把握するための評価試験として、単軸引張試験および二軸引張試験を実施した。また、大ひずみ域での応力-ひずみ応答曲線を得るための試験手法として液圧バルジ試験、さらに近年提案された試験手法である面内引張-曲げ試験[1]を合わせて実施した。

供試材としては材料特性の面内異方性を比較的顕著に示し、かつその程度が異なる2種類の高張力熱延鋼板、JSH440W（固溶強化型 440MPa 級熱延鋼板、板厚 2.0mm）、および JSH590R（析出強化型 590MPa 級熱延鋼板、板厚 2.3mm）を使用し、各々の材料試験により材料異方性の評価を実施した。

## 2.2 単軸引張試験

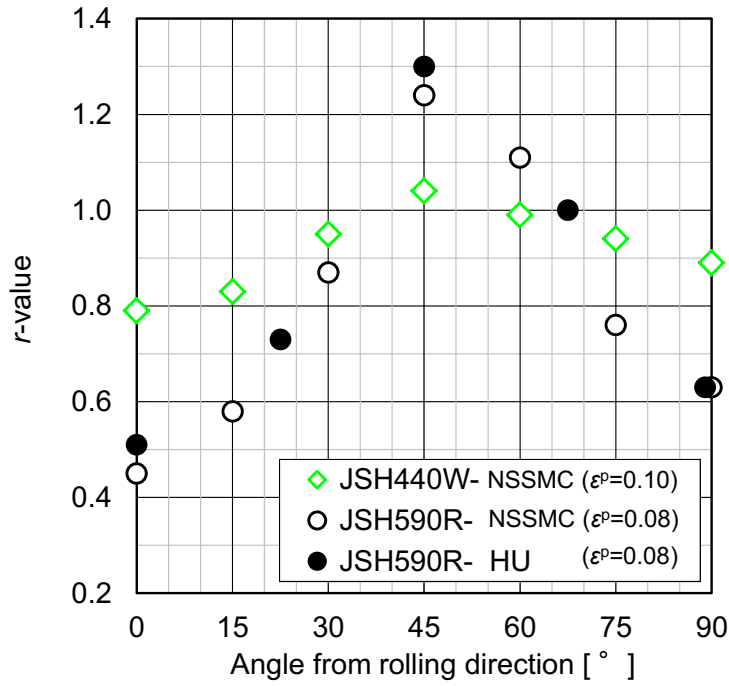
新日鐵住金株式会社 (NSSMC) において JSH440W と JSH590R を対象に面内 7 方向 (圧延方向に対して 0, 15, 30, 45, 60, 75, 90°) の単軸引張試験を, また広島大学 (HU) において JSH590R を対象に面内 5 方向 (0, 22.5, 45, 67.5, 90°) の単軸引張試験を実施した. JSH440W と JSH590R の単軸引張試験の結果 (すなわち  $r$  値  $r_\alpha$  と正規化流動応力  $\bar{\sigma}_\alpha = \sigma_\alpha / \sigma_0$ , ここで  $\alpha$  は面内引張方向の圧延方向からの角度) をそれぞれ表 2.1, 2.2 および図 2.1 にまとめる. どちらの材料も明確な面内方向依存性を示したが,  $r$  値の異方性が顕著であり, 両材料共に圧延 45° 方向で最大値, 圧延方向で最小値, また 90° 方向でも極小値となる分布である. さらに JSH590R は JSH440W に対して最大-最小の差が 3 倍以上と特に強い異方性を示した. 流動応力は JSH590R では圧延 90° 方向で最大値, 45° 方向で最小値となる明確な異方性を示したが, JSH440W では圧延方向で最大となるものの明瞭な異方性は見られなかった. 次に  $r$  値の塑性ひずみに対する変化を図 2.2 に示す. 異方性による差に対して塑性ひずみに対する変化は比較的小さい.

表 2.1 JSH440W の単軸引張変形下での  $r$  値および正規化流動応力

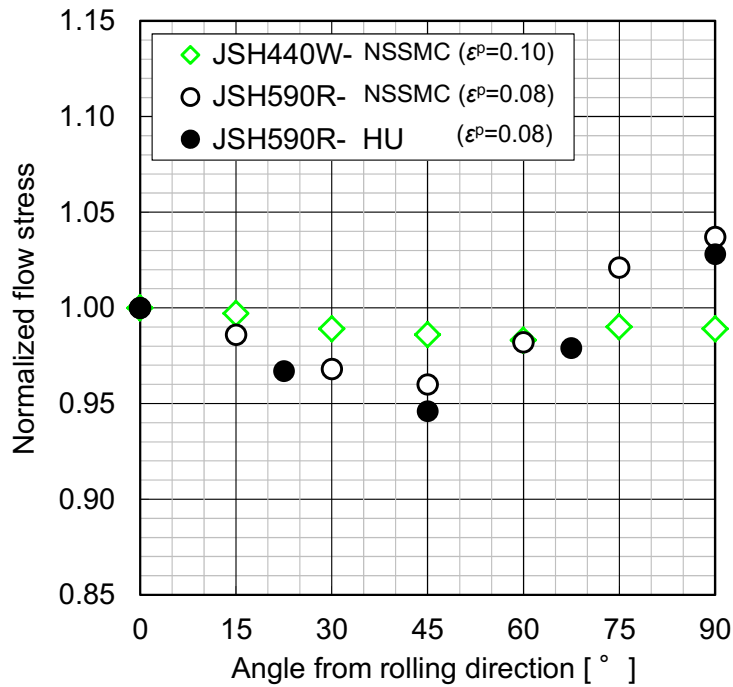
Material	Tensile direction [°]	$r$ -value ( $\epsilon^p=0.10$ )	Normalized flow stress ( $\epsilon^p=0.10$ )	Notes
JSH440W	0	0.79	1.000	NSSMC
	15	0.83	0.997	NSSMC
	30	0.95	0.989	NSSMC
	45	1.04	0.986	NSSMC
	60	0.99	0.983	NSSMC
	75	0.94	0.990	NSSMC
	90	0.89	0.989	NSSMC

表 2.2 JSH590R の単軸引張変形下での  $r$  値および正規化流動応力

Material	Tensile direction [°]	$r$ -value ( $\epsilon^p=0.08$ )	Normalized flow stress ( $\epsilon^p=0.08$ )	Notes
JSH590R	0	0.51	1.000	HU
		0.45	1.000	NSSMC
	15	0.58	0.986	NSSMC
		22.5	0.73	0.967
	30	0.87	0.968	NSSMC
		45	1.30	0.946
			1.24	0.960
	60	1.11	0.982	NSSMC
		67.5	1.00	0.979
	75	0.76	1.021	NSSMC
		90	0.63	1.028
			0.63	1.037



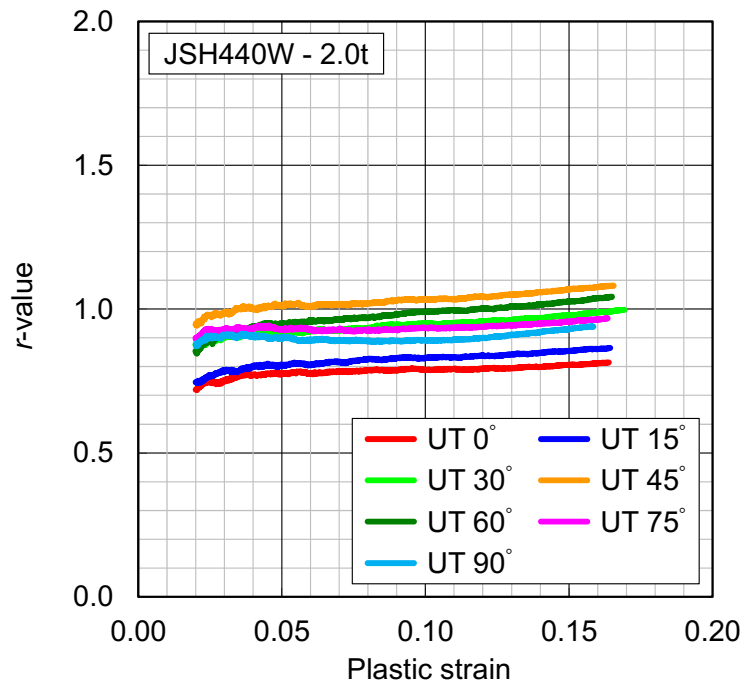
(a)  $r$  値



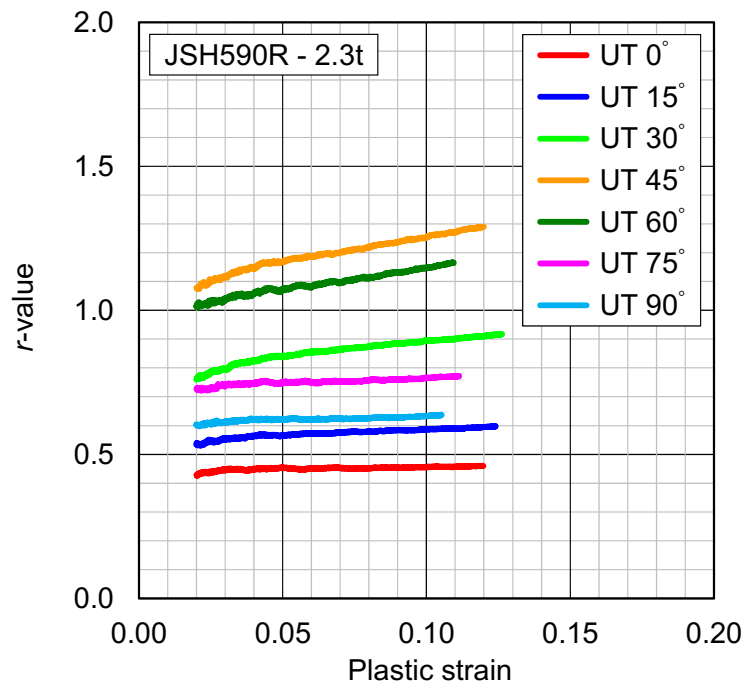
(b) 正規化流動応力

図 2.1 単軸引張試験による各引張方向の  $r$  値および正規化流動応力



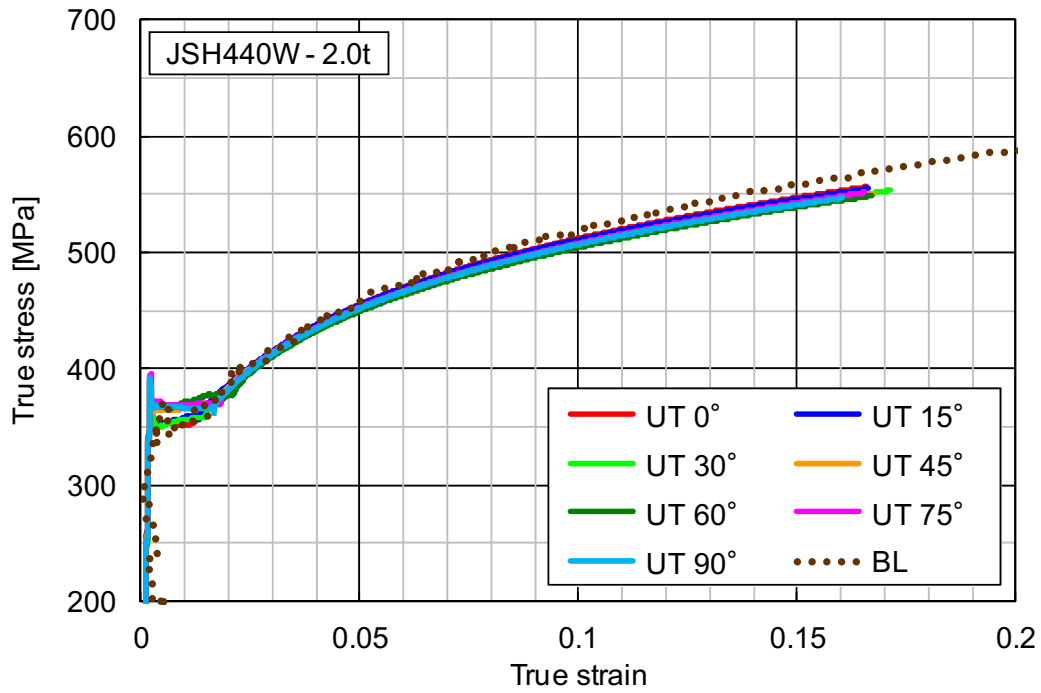


(a) JSH440W

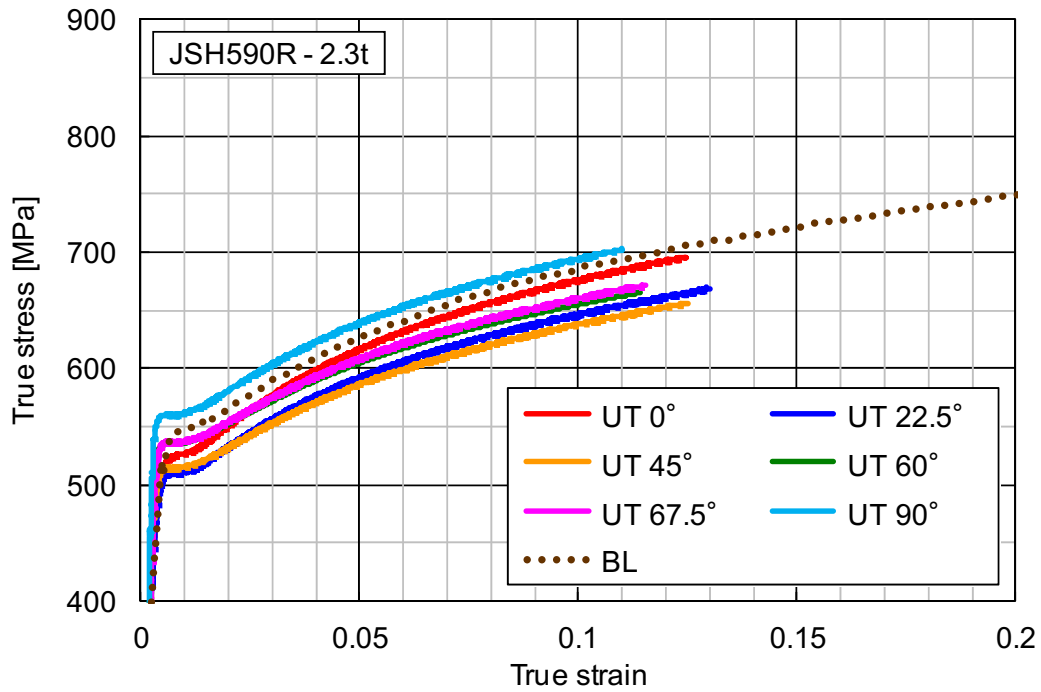


(b) JSH590R

図 2.2 単軸引張試験による各引張方向の  $r$  値の塑性ひずみに対する変化



(a) JSH440W



(b) JSH590R

図 2.3 単軸引張試験による各引張方向の応力-ひずみ曲線 (UT) と液圧バルジ試験による等二軸応力-ひずみ曲線 (BL)

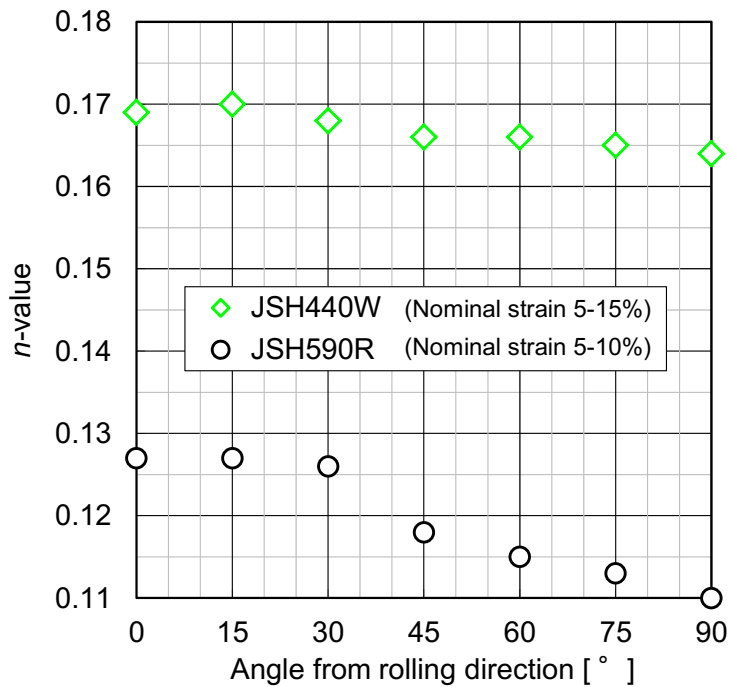


図 2.4 単軸引張試験による各引張方向の  $n$  値

単軸引張試験から得られた各引張方向における JSH440W と JSH590R の応力-ひずみ曲線を図 2.3(a), (b)に示す。なお、本図には 2.3 節で述べる液圧バルジ試験の結果も合わせて示している。単軸引張試験の結果は図 2.1(b)の流動応力の結果とも対応しており、JSH440W では全ての方向の応力-ひずみ曲線がほぼ同様であるのに対して（図 2.4 の加工硬化指数  $n$  値も参照）、JSH590R では方向によって流動応力の大きさに明確な差があるのと同時に、ひずみの増大に伴って流動応力の異方性が発展する、すなわち加工硬化率  $d\sigma_{\alpha}/d\varepsilon_{\alpha}$  の傾向が引張方向によって明らかに異なっていることが判る。この異方性の発展については、2.4 節において面内引張-曲げ試験を実施して大ひずみ域での応力-ひずみ応答曲線を取得することで評価を行ったためそちらで示す。

### 2.3 二軸引張試験および液圧バルジ試験

降伏曲面（等塑性仕事面）の形状を評価するために、広島大学にて十字形試験片を用いた二軸引張試験を実施した（試験手法の詳細については参考文献[2]を参照）。本試験においては、十字形試験片の腕部にて割れが発生しやすいため、降伏曲面データは小さなひずみ領域のみ、例えば JSH590R で相当塑性ひずみ 0.02 まで、JSH440W で 0.05 までの範囲で取得した。また、大ひずみ域の等二軸変形下での応力-ひずみ曲線を取得するため、液圧バルジ試験も実施した。液圧バルジ試験においては、デジタル画像相関法（Digital Image Correlation : DIC）を用いて二軸ひずみ  $\varepsilon_b = \varepsilon_x + \varepsilon_y$  および曲率半径  $\rho$  を測定し、等二軸応力  $\sigma_b = \sigma_x = \sigma_y$  を下記の式より計算した。

$$\sigma_b = \frac{p\rho}{2t} \quad (1)$$

ここで、 $p$  は液圧であり、 $t$  は初期板厚  $t_0$  と時々刻々の二軸ひずみ  $\varepsilon_b$  から下記の式より計算されるバルジ試験片頂部での板厚である。

$$t = t_0 \exp(-\varepsilon_b) \quad (2)$$

二軸引張試験の結果については第 3 章において材料モデルと共に、またバルジ試験の結果は次節にて面内引張-曲げ試験結果と共に示す。

## 2.4 面内引張-曲げ試験

単軸引張試験において最も深刻な問題の一つは、試験片の一樣伸び限界においてくびれが生じることが原因で、試験で得られる応力-ひずみ曲線がある程度のひずみレベルに限られるということである。本研究の供試材である JSH440W の一樣伸び限界ひずみはおよそ 0.17 で、JSH590R では 0.13 程度といずれも小さい。穴広げ成形の正確な数値シミュレーションを行うためには、大ひずみ域での応力-ひずみ曲線および降伏曲面が必要であり、さらに、これらには材料の異方硬化の情報も含まれていなければならない。これらを取得するために、近年、広島大学の研究グループにより提案された面内引張-曲げ試験 (Capilla ら[1]: 図 2.5 試験概要説明図を参照) を実施した。面内引張-曲げ試験から大ひずみ域の応力-ひずみ曲線を同定するための手順は次の通りである。面内引張-曲げ試験では試験片の幅方向にひずみ勾配が存在することから、曲げ変形下でのくびれが発生し難くなるため、鋼板の曲げ外側表面におけるくびれ限界ひずみは単軸引張試験でのくびれ限界ひずみよりもはるかに大きくなる。そこで実験から最大曲げ応力が発生する鋼板の曲げ外側表面において、曲げひずみ  $\varepsilon_{bend}$  に対するパンチストローク  $s$  の力学的応答を取得した (図 2.5)。また、次の Swift-Voce 型の複合硬化モデルを用いて面内引張-曲げ試験に対応した有限要素シミュレーションも実施した。

$$\sigma = \omega \sigma_{Swift} + (1 - \omega) \sigma_{Voce} \quad (3)$$

$$\sigma_{Swift} = K (\varepsilon_0 + \varepsilon^p)^n \quad (4)$$

$$\sigma_{Voce} = Y + A (1 - e^{-b\varepsilon^p}) \quad (5)$$

ここで、 $K$ 、 $\varepsilon_0$ 、 $n$  は Swift 硬化モデルの材料パラメータであり、また、 $Y$ 、 $A$ 、 $b$  は Voce 硬化モデルの材料パラメータである。さらに、 $\omega$  は重み係数 ( $0 \leq \omega \leq 1$ ) で、式(3)は  $\omega = 1$  で Swift モデル、 $\omega = 0$  で Voce モデルと一致する (図 2.6)。これらの材料パラメータは単軸引張データから同定した。JSH440W および JSH590R に対する各方向での Swift および Voce モデルのパラメータを表 2.3 に示す。一樣伸び限界ひずみに至るまでは、JSH440W や JSH590R に対して Swift および Voce モデルにより計算された応力-ひずみ曲線はほとんど同様の曲線となった。しかしながら、大ひずみ域での加工硬化は式(3)における重み係数  $\omega$  に強く依存する結果となった (図 2.6 に示す JSH590R の圧延方向の例を参照)。Swift モデルは継続的な加工硬化を表現するため、 $\omega$  が大きくなるとひずみの増大に伴って加工硬化もより強くなるが、Voce モデルの場合は大ひずみ域では加工硬化が飽和する。そして、 $\omega$  の値については引張-曲げの曲げひずみ  $\varepsilon_{bend}$  に対するパンチストローク  $s$  の力学的応答における試験結果と、これに対応する有限要素シミュレーションの差異を最小化することにより同定した。JSH590R の  $0^\circ$  および  $60^\circ$  方向の評価用試験片に対する 2 つの同定例を図 2.7(a), (b)に

示す。このようにして求めた重み係数  $\omega$  の値を表 2.3 に合わせて記載する。

JSH440W, JSH590R を対象とした液圧バルジ試験から得られた等二軸応力-ひずみ曲線, および面内引張-曲げ試験から同定した大ひずみ域の応力-ひずみ曲線をそれぞれ図 2.8(a), (b)に示す。JSH440W については, 3つの引張方向(圧延方向に対して  $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$ )の応力-ひずみ曲線は, 約 0.5の大きなひずみレベルまでほとんど同じであった。それとは対照的に, JSH590R の加工硬化率  $d\bar{\sigma}/d\bar{\epsilon}$  は鋼板面内方向に依存して明らかに異なる傾向を示した。例えば, 引張方向  $22.5^\circ$  や等二軸引張り(液圧バルジ試験)の加工硬化率は高いが, 引張方向  $60^\circ$  の大ひずみ域での加工硬化率は非常に低くなっている。

以上のように, 単軸引張試験, 液圧バルジ試験, および面内引張-曲げ試験によって小ひずみ域から大ひずみ域までの単軸および等二軸状態の応力-ひずみ曲線を取得し, JSH590R の大ひずみ域における顕著な異方硬化挙動を確認することができた。

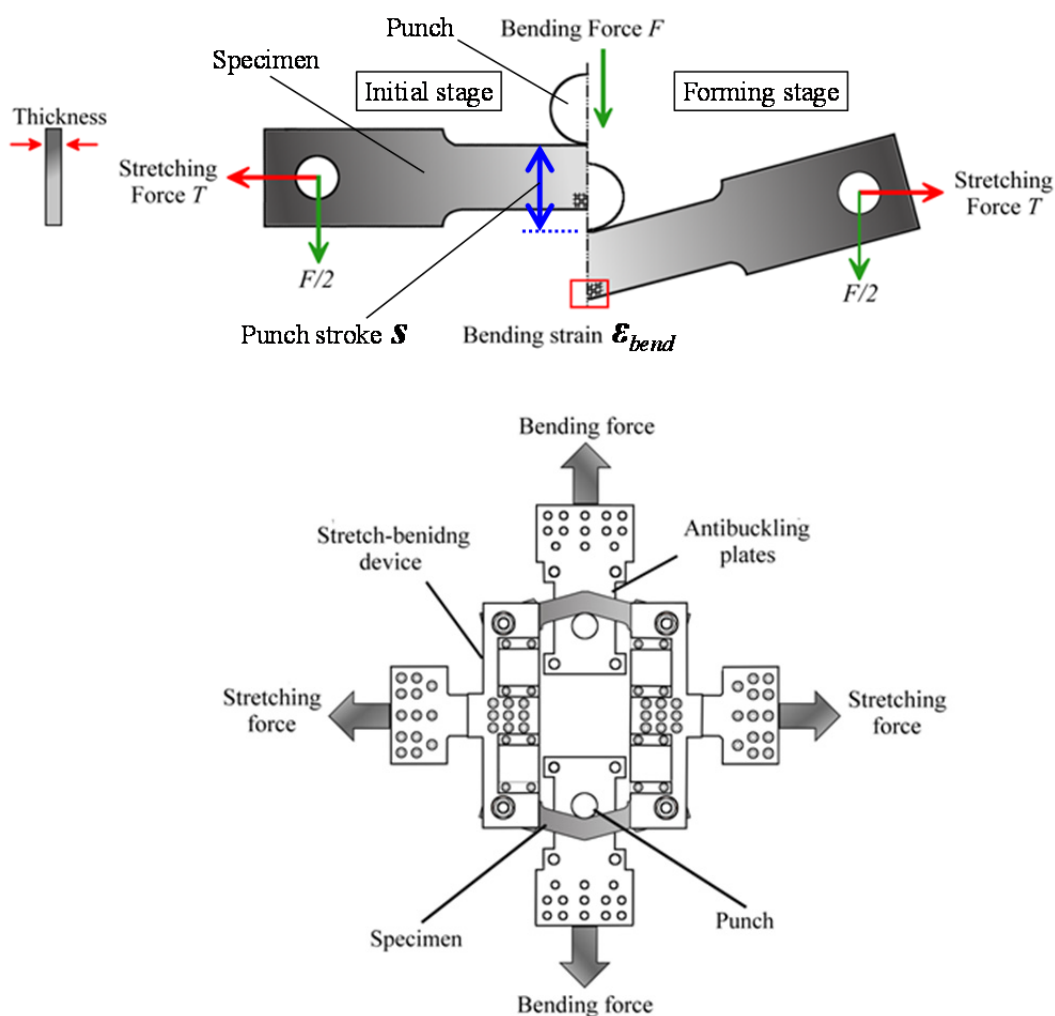


図 2.5 面内引張-曲げ試験の概要説明図

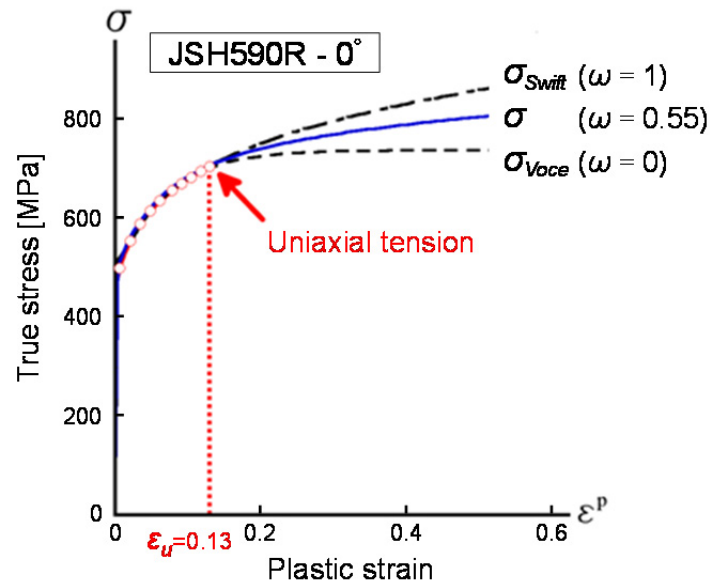
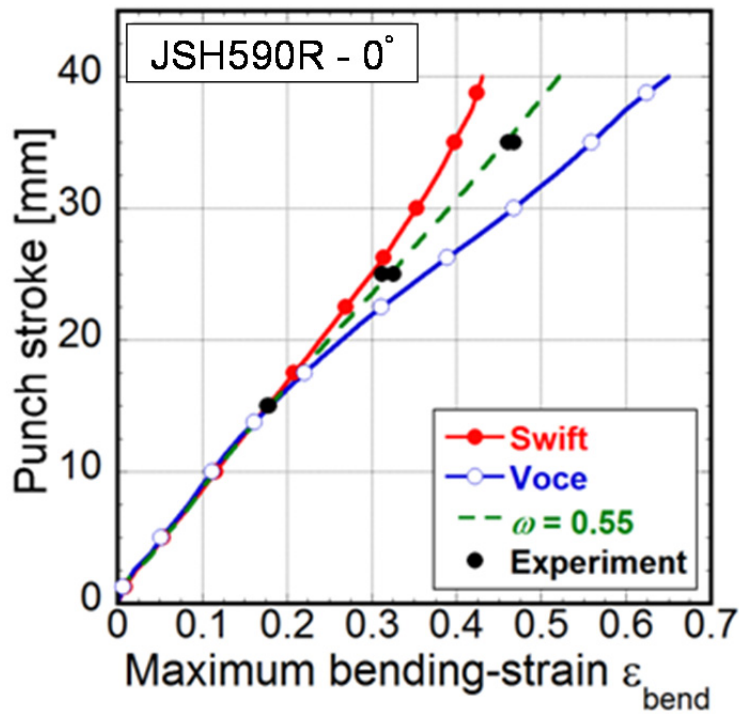


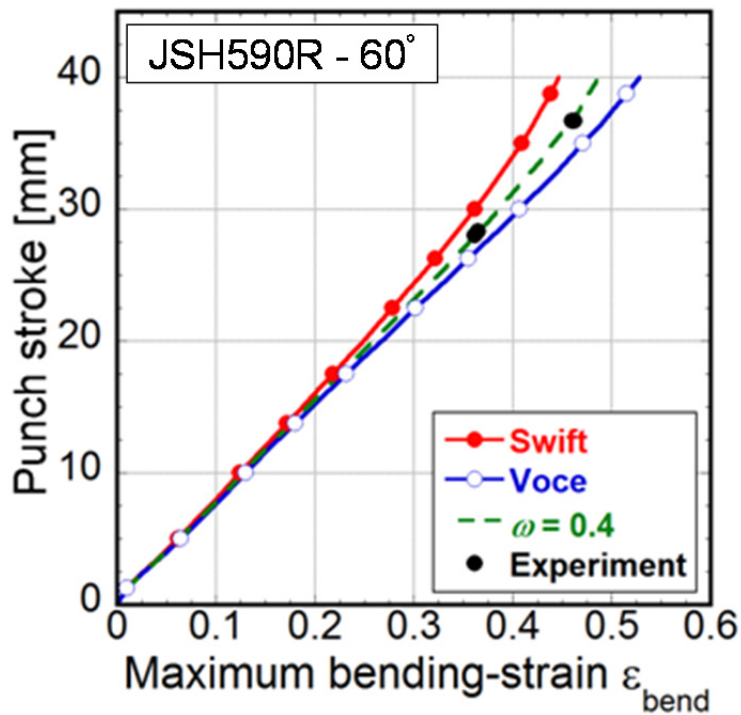
図 2.6 Swift-Voce 複合硬化モデルで計算した JSH590R 圧延方向の応力-ひずみ曲線

表 2.3 JSH440W, JSH590R の Swift および Voce パラメータと Swift-Voce 複合硬化モデルの重み係数

Material	Direction [°]	$K$ [MPa]	$\varepsilon_0$	$n$	$Y$ [MPa]	$A$ [MPa]	$b$	$\omega$
JSH440W	0	800	0.009	0.210	315.0	286	11.5	0.70
	45	813	0.013	0.220	319.2	287	10.2	0.50
	90	807	0.013	0.218	326.7	287	10.2	0.50
JSH590R	0	950	0.009	0.150	490	250	15.0	0.55
	22.5	900	0.001	0.150	489	240	11.0	1.00
	45	895	0.022	0.160	490	235	10.3	0.80
	60	860	0.043	0.124	488	220	13.7	0.40
	67.5	920	0.018	0.155	510	225	11.5	0.45
	90	932	0.010	0.132	535	225	13.4	0.60



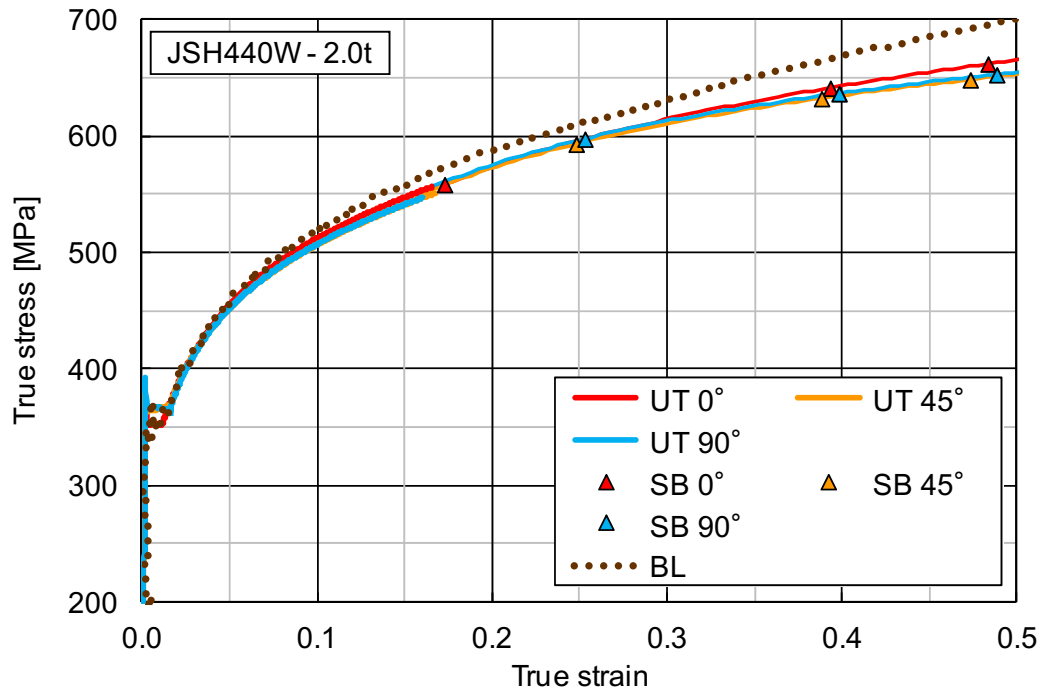
(a) 0° 方向試験片



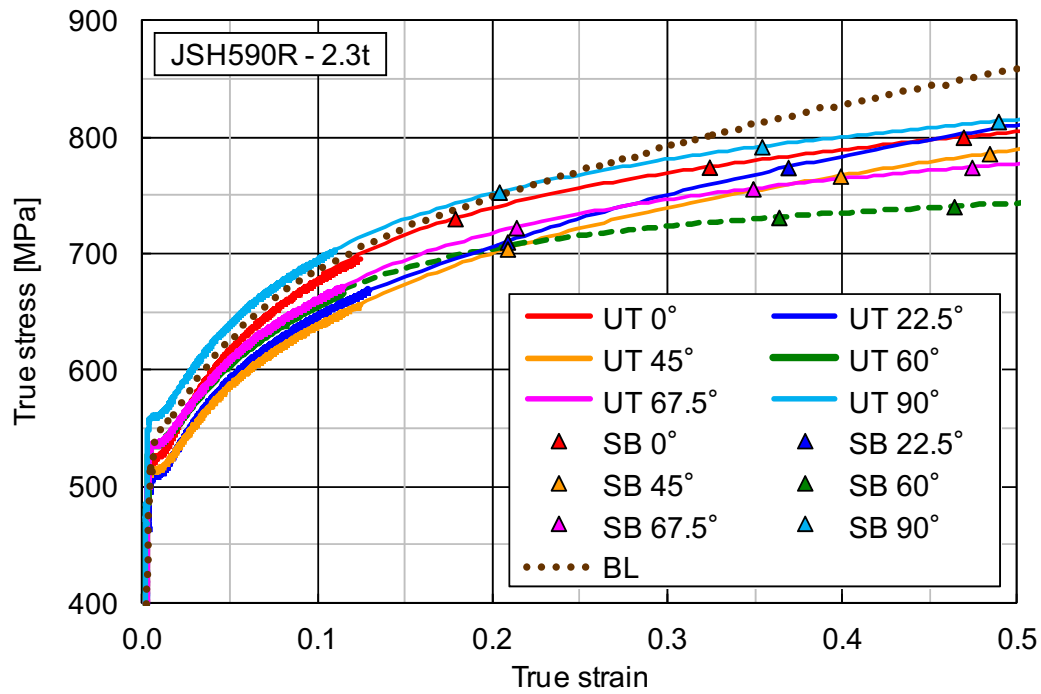
(b) 60° 方向試験片

図 2.7 JSH590R の重み係数  $\omega$  同定の例





(a) JSH440W



(b) JSH590R

図 2.8 単軸引張試験 (UT), 面内引張-曲げ試験 (SB), および液圧バルジ試験 (BL) により測定した応力-ひずみ曲線

## 2.5 結言

2 種類の高張力熱延鋼板 JSH440W および JSH590R を対象に，単軸引張試験，二軸引張試験，液圧バルジ試験，および面内引張-曲げ試験を実施し， $r$  値，流動応力，および単軸，等二軸の応力-ひずみ曲線の評価を実施した．

- 1) 単軸引張試験では， $r$  値については両材料共に明確な異方性を示したが，特に JSH590R で顕著であった．一方，流動応力については  $r$  値と同様に JSH590R では明確な異方性を示したが，JSH440W では異方性が弱い結果となった．
- 2) 単軸引張試験で得られた応力-ひずみ曲線も流動応力の異方性の傾向と同様に，JSH440W では 7 方向の曲線にほとんど差が見られなかったが，JSH590R では引張方向によって応力レベル，加工硬化率共に明らかに差が生じており，明確な異方性が確認された．
- 3) 面内引張-曲げ試験により同定した大ひずみ域の応力-ひずみ曲線では，JSH590R は方向によって加工硬化率が大きく変動しており，顕著な異方硬化挙動を確認することができた．一方，JSH440W は少なくとも圧延方向， $45^\circ$  方向， $90^\circ$  方向の 3 方向では異方硬化挙動をほとんど確認できなかった．  
また，液圧バルジ試験で取得した大ひずみ域の等二軸応力-ひずみ曲線は，面内引張-曲げ試験による単軸応力-ひずみ曲線に対して，加工硬化率が相対的に高い傾向を示した．

なお，二軸引張試験と液圧バルジ試験により得られた降伏曲面については第 3 章で示す．

## 参考文献

- [1] Capilla G, Hamasaki H, Yoshida F. Determination of uniaxial large-strain work hardening of high-strength steel sheets from in-plane stretch-bending testing. J Mater Process Technol 2016; 243: 152.
- [2] Tamura S, Uemori T, Yoshida F. Elasto-plasticity behavior of type 5000 and 6000 aluminum alloy sheets and its constitutive modeling. AIP Conference Proc 2010; 1252(5): 630–637.

## 第3章 材料異方性とその発展を表現する材料モデル

### 3.1 緒言

第2章では各種の材料評価試験により本研究の供試材について材料特性の異方性、および加工硬化挙動の異方性、すなわち異方硬化特性の評価を実施した。この材料特性およびその異方性がプレス加工時の成形性に及ぼす影響を考察するためには、数値シミュレーションの活用が有効であると考えられる。これまでに多くの種類の異方性降伏関数が提案され[例えば 1-8]、プレス成形シミュレーションに適用されている。しかしながら、穴広げ成形の有限要素シミュレーションに関する先行研究のほとんどは次のような課題を抱えている。①異方性の材料パラメータは、単軸引張試験データ ( $r$  値および流動応力の面内異方性) が、引張試験片にくびれが発生する一様伸び限界 (高張力鋼板ではおよそ 0.1~0.15 程度のひずみレベル) までの範囲内でしか得られないため、比較的低いひずみレベルにおいて同定されている。②いくつかの金属薄板は顕著な異方性の発展を示すが、正確な材料試験に基づいた材料の異方硬化特性を考慮した有限要素シミュレーションの事例[9]はごく少数しかない。本研究では第2章で説明した通り、面内引張-曲げ試験でおよそ 0.5 の高いひずみレベルまで応力-ひずみ応答曲線が得られており、上述の課題①に対して一定の改善がなされているものと考えられる。よって課題②で指摘されているような正確な材料試験で求めた異方硬化特性を精度良く表現する材料モデルを備えたシミュレーションが実施できれば、プレス成形における変形挙動がより正確に再現され、材料異方性に起因する様々な現象の解明に活用できるものと考えられる。

本章では、第2章で取得した各種の材料試験データを基に、3種類の異方性降伏関数 (Hill48- $r$ , Yld2000-2d, 6次多項式型) と、近年、吉田、濱崎ら[10]により提案された異方硬化モデルのパラメータ同定を実施し、材料試験で得られた材料特性の異方性や異方硬化特性の再現性について評価を行った。

### 3.2 降伏関数

鋼板の異方性を表現するために3種類の異方性降伏関数を使用した。穴広げ成形の有限要素シミュレーションは平面応力状態を想定してシェル要素を用いて実施したため、全ての降伏関数は2次元形式とした。本研究に用いた異方性降伏関数を以下に示す。

<Hill48 モデル[1]>

$$f = \phi_H(\sigma_{ij}) = A_1 \sigma_x^2 - A_2 \sigma_x \sigma_y + A_3 \sigma_y^2 + 3A_4 \tau_{xy}^2 = \bar{\sigma}^2 = \sigma_0^2 \quad (6)$$

式中の  $A_1 \sim A_4$  は異方性パラメータであり、 $\bar{\sigma}$  は相当応力である。これらの異方性パラメータの値は鋼板の圧延方向に対する3方向の  $r$  値  $r_0, r_{45}, r_{90}$  を用いて次のように求められる。

$$A_1 = A_1^{(r)} = 1, A_2 = A_2^{(r)} = \frac{2r_0}{1+r_0}, A_3 = A_3^{(r)} = \frac{r_0(1+r_{90})}{r_{90}(1+r_0)}, A_4 = A_4^{(r)} = \frac{(r_0+r_{90})(1+2r_{45})}{3r_0(1+r_0)} \quad (7)$$

あるいは、等二軸引張りの正規化流動応力  $\bar{\sigma}_b = \sigma_b / \sigma_0$  の他に、3方向の正規化流動応力  $\bar{\sigma}_0 = 1, \bar{\sigma}_{45} = \sigma_{45} / \sigma_0, \bar{\sigma}_{90} = \sigma_{90} / \sigma_0$  を用いると、異方性パラメータは次のように求められる。

$$A_1 = A_1^{(\sigma)} = 1, A_2 = A_2^{(\sigma)} = 1 - \frac{1}{\bar{\sigma}_{90}^2} - \frac{1}{\bar{\sigma}_b^2}, A_3 = A_3^{(\sigma)} = \frac{1}{\bar{\sigma}_{90}^2}, A_4 = A_4^{(\sigma)} = \frac{1}{3} \left( \frac{4}{\bar{\sigma}_{45}^2} - \frac{1}{\bar{\sigma}_b^2} \right) \quad (8)$$

これ以降は、Hill48 モデルはパラメータ  $A_1^{(r)} \sim A_4^{(r)}$  を用いる場合は『Hill48- $r$  モデル』、パラメータ  $A_1^{(\sigma)} \sim A_4^{(\sigma)}$  を用いる場合は『Hill48- $\sigma$  モデル』と呼ぶこととする。本研究では Hill48 モデルとして Hill48- $r$  モデルを使用し、供試材 JSH440W および JSH590R に対して求めた異方性パラメータ  $A_1^{(r)} \sim A_4^{(r)}$  を表 3.1 に示す。

表 3.1 JSH440W および JSH590R の Hill48- $r$  モデル異方性パラメータ

Material	$A_1^{(r)}$	$A_2^{(r)}$	$A_3^{(r)}$	$A_4^{(r)}$
JSH440W	1.0000	0.8827	0.9372	1.0827
JSH590R	1.0000	0.6486	0.8391	1.4048

< Yld2000-2d モデル[3] >

$$f = \bar{\sigma}_{\text{yld2000}}(\mathbf{s}) = \bar{\sigma}_{\text{yld2000}}(\tilde{S}'_1, \tilde{S}'_2, \tilde{S}''_1, \tilde{S}''_2) = \left| \tilde{S}'_1 - \tilde{S}'_2 \right|^m + \left| 2\tilde{S}''_2 + \tilde{S}''_1 \right|^m + \left| 2\tilde{S}''_1 + \tilde{S}''_2 \right|^m = 2\bar{\sigma}^m \quad (9-1)$$

式(9-1)において、 $\mathbf{s}$  は応力偏差、また  $\tilde{S}'_1, \tilde{S}'_2$  と  $\tilde{S}''_1, \tilde{S}''_2$  はそれぞれ  $\mathbf{s}'$  と  $\mathbf{s}''$  の主値であり、式(9-2)のように定義される。また、降伏関数の次数  $m$  は鉄など BCC 金属では  $m=6$  が推奨されている。

$$\mathbf{s}' = \begin{Bmatrix} s'_{xx} \\ s'_{yy} \\ s'_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha_1 & 0 & 0 \\ 0 & \alpha_2 & 0 \\ 0 & 0 & \alpha_7 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} s_{xx} \\ s_{yy} \\ s_{xy} \end{Bmatrix},$$

$$\mathbf{s}'' = \begin{Bmatrix} s''_{xx} \\ s''_{yy} \\ s''_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 4\alpha_5 - \alpha_3 & 2\alpha_6 - 2\alpha_4 & 0 \\ 2\alpha_3 - 2\alpha_5 & 4\alpha_4 - \alpha_6 & 0 \\ 0 & 0 & 3\alpha_8 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} s_{xx} \\ s_{yy} \\ s_{xy} \end{Bmatrix} \quad (9-2)$$

ここで、 $\alpha_1 \sim \alpha_8$  は Yld2000-2d モデルの異方性パラメータであり、供試材 JSH440W および JSH590R に対して求めた  $\alpha_1 \sim \alpha_8, m$  を表 3.2 に示す。

表 3.2 JSH440W および JSH590R の Yld2000-2d モデル異方性パラメータ

Material	$\alpha_1$	$\alpha_2$	$\alpha_3$	$\alpha_4$	$\alpha_5$	$\alpha_6$	$\alpha_7$	$\alpha_8$	$m$
JSH440W	0.9424	1.0188	0.9047	0.9968	1.0107	0.9598	1.0112	1.0541	6
JSH590R	0.9440	0.8957	0.9147	0.9873	1.0445	1.0197	1.0646	1.0652	6

< 6 次多項式型モデル (吉田ら[8], 以降『6-poly モデル』と呼称) >

$$f = \phi^{(6)} = C_1\sigma_x^6 - 3C_2\sigma_x^5\sigma_y + 6C_3\sigma_x^4\sigma_y^2 - 7C_4\sigma_x^3\sigma_y^3 + 6C_5\sigma_x^2\sigma_y^4 - 3C_6\sigma_x\sigma_y^5 + C_7\sigma_y^6$$

$$+ 9(C_8\sigma_x^4 - 2C_9\sigma_x^3\sigma_y + 3C_{10}\sigma_x^2\sigma_y^2 - 2C_{11}\sigma_x\sigma_y^3 + C_{12}\sigma_y^4)\tau_{xy}^2 \quad (10)$$

$$+ 27(C_{13}\sigma_x^2 - C_{14}\sigma_x\sigma_y + C_{15}\sigma_y^2)\tau_{xy}^4 + 27C_{16}\tau_{xy}^6 = \bar{\sigma}^6 = \sigma_0^6.$$

ここで、 $C_1 \sim C_{16}$  は二軸降伏曲面データの他に鋼板面内のいくつかの方向の単軸引張応力と  $r$  値から求まる材料パラメータである。この降伏関数を用いて、正規化流動応力  $\bar{\sigma}_{45}, \bar{\sigma}_{90}, \bar{\sigma}_b$  と  $r$  値  $r_0, r_{45}, r_{90}$  は材料パラメータ  $C_1 \sim C_{16}$  の陽関数として与えられる。JSH440W に対して求めた 6-poly モデルの異方性パラメータ  $C_1 \sim C_{16}$  を表 3.3

に，JSH590R は後述する異方硬化モデルのパラメータと合わせて表 3.4 に示す．

$$\bar{\sigma}_{90} = \left( \frac{C_1}{C_7} \right)^{1/6}, \quad \bar{\sigma}_{45} = 2 \left( \frac{C_1}{S+9T+27U+27C_{16}} \right)^{1/6}, \quad \bar{\sigma}_b = \left( \frac{C_1}{S} \right)^{1/6} \quad (11)$$

$$r_0 = \frac{C_2}{2C_1 - C_2}, \quad r_{45} = \frac{-S - 3T + 9U + 27C_{16}}{2S + 12T + 18U}, \quad r_{90} = \frac{C_6}{2C_7 - C_6} \quad (12)$$

$$S = C_1 - 3C_2 + 6C_3 - 7C_4 + 6C_5 - 3C_6 + C_7,$$

$$T = C_8 - 2C_9 + 3C_{10} - 2C_{11} + C_{12}, \quad U = C_{13} - C_{14} + 3C_{15}$$

これらの降伏関数を用いて，鋼板面内方向  $\alpha$  に対する正規化流動応力  $\bar{\sigma}_\alpha$  および  $r$  値  $r_\alpha$  を計算する． $r$  値は次の式により求められる．

$$r_\alpha = - \frac{\sin^2 \alpha \frac{\partial f}{\partial \sigma_x} + \cos^2 \alpha \frac{\partial f}{\partial \sigma_y} - \sin \alpha \cos \alpha \frac{\partial f}{\partial \tau_{xy}}}{\frac{\partial f}{\partial \sigma_x} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_y}} \quad (13)$$

図 3.1(a), (b)は，それぞれ JSH440W の面内異方性，すなわち  $r$  値  $r_\alpha$  と流動応力  $\bar{\sigma}_\alpha$  の計算結果を図 2.1(a), (b)に記載した試験データと共に示している．同様に JSH590R についての計算結果を図 3.2(a), (b)に示す．まず  $r$  値の異方性についてはいずれの降伏関数を用いても両材料の試験結果を良好に再現できた．詳しく見ると Hill48- $r$ ，Yld2000-2d モデルでは圧延  $30^\circ$  方向近傍で試験結果に対して少し高めに予測し，6-poly モデルでは  $15^\circ$  方向と  $75^\circ$  方向近傍で少し低めに予測している．一方，流動応力については，Yld2000-2d モデルと 6-poly モデルは各材料の異方性を正確に捉えているが，Hill48- $r$  モデルでは異方性パラメータを 3 方向の  $r$  値のみ ( $r_0, r_{45}, r_{90}$ ) から求めているため，流動応力の異方性の予測はどちらの材料に対しても不十分なものであり，圧延  $45^\circ$  方向で極端に小さく，また圧延  $90^\circ$  方向で極端に大きい分布となった．次に，これらの降伏関数から計算された JSH440W および JSH590R の降伏曲面 ( $\sigma_x/\sigma_0 - \sigma_y/\sigma_0$  平面上の等塑性仕事面) をそれぞれ図 3.3(a), (b)に示す．Yld2000-2d, 6-poly モデルによる計算結果は両材料の試験結果と良好に一致している．それに対して，Hill48- $r$  モデルでは，流動応力の結果と同様に両材料において単軸引張変形域の圧延  $90^\circ$  方向での誤差が大きいが，さらに JSH590R では応力比 1:1 の等二軸引張変形域での誤差が特に大きく，試験結果を十分には予測できていない．

以上より本研究の供試材について材料特性の異方性を精度よく表現できる異方性降伏関数は Yld2000-2d および 6-poly モデルであった．

表 3.3 JSH440W の 6-poly モデル異方性パラメータ

$\bar{\epsilon}=0.10$							
$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$	$C_6$	$C_7$	$C_8$
1.000	0.8827	0.8777	0.9163	0.9391	1.0064	1.0686	0.9606
$C_9$	$C_{10}$	$C_{11}$	$C_{12}$	$C_{13}$	$C_{14}$	$C_{15}$	$C_{16}$
0.8133	0.7944	0.9289	1.0452	1.0521	0.9374	1.0803	1.0502

表 3.4 JSH590R の 6-poly モデル異方性パラメータ

$\bar{\epsilon}_1=0.00$ and $\bar{\epsilon}_2=0.02$							
$p_1=1.0, p_2=0.5$							
$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$	$C_6$	$C_7$	$C_8$
1.000	0.6486	0.7088	0.6997	0.6110	0.5543	0.7171	1.1698
$C_9$	$C_{10}$	$C_{11}$	$C_{12}$	$C_{13}$	$C_{14}$	$C_{15}$	$C_{16}$
0.9212	0.5197	0.7098	0.7747	0.9350	0.4508	1.1099	1.1294

$\bar{\epsilon}_3=0.08$							
$p_3=1.0$							
$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$	$C_6$	$C_7$	$C_8$
1.000	0.6486	0.6902	0.7249	0.6638	0.6362	0.8230	1.000
$C_9$	$C_{10}$	$C_{11}$	$C_{12}$	$C_{13}$	$C_{14}$	$C_{15}$	$C_{16}$
0.4561	0.3520	0.4870	0.8100	1.2490	1.2617	1.3372	1.4753

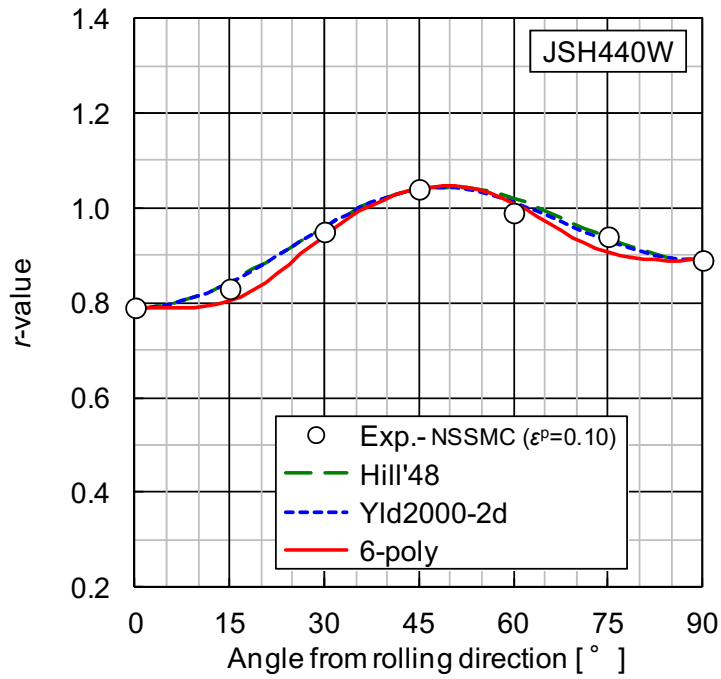
$\bar{\epsilon}_4=0.20$							
$p_4=1.0$							
$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$	$C_6$	$C_7$	$C_8$
1.000	0.6486	0.7184	0.9415	0.8933	0.6986	0.9038	1.4940
$C_9$	$C_{10}$	$C_{11}$	$C_{12}$	$C_{13}$	$C_{14}$	$C_{15}$	$C_{16}$
1.1585	0.4407	0.5667	0.7111	0.7048	0.5464	1.8436	1.2031

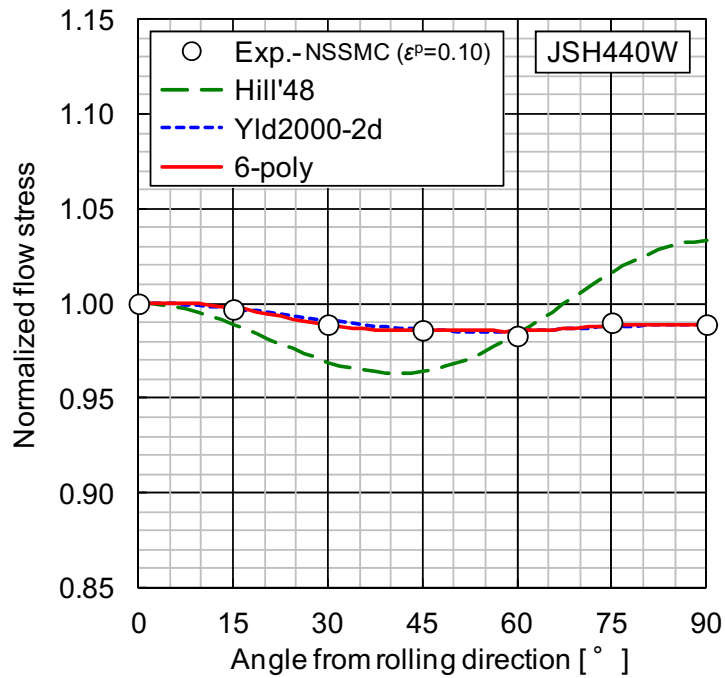
$\bar{\epsilon}_5=0.40$							
$p_5=1.0$							
$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$	$C_6$	$C_7$	$C_8$
1.000	0.6486	0.6838	0.9680	0.9418	0.7111	0.9200	1.2142
$C_9$	$C_{10}$	$C_{11}$	$C_{12}$	$C_{13}$	$C_{14}$	$C_{15}$	$C_{16}$
0.9482	0.3186	0.4634	0.6647	0.5513	0.8070	2.0144	1.0179

$\bar{\epsilon}_6=0.60$							
$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$	$C_6$	$C_7$	$C_8$
1.000	0.6486	0.6233	0.8532	0.8473	0.7196	0.9309	0.9508
$C_9$	$C_{10}$	$C_{11}$	$C_{12}$	$C_{13}$	$C_{14}$	$C_{15}$	$C_{16}$
0.7142	0.2258	0.4965	0.7960	0.4836	0.7947	1.9179	0.9156



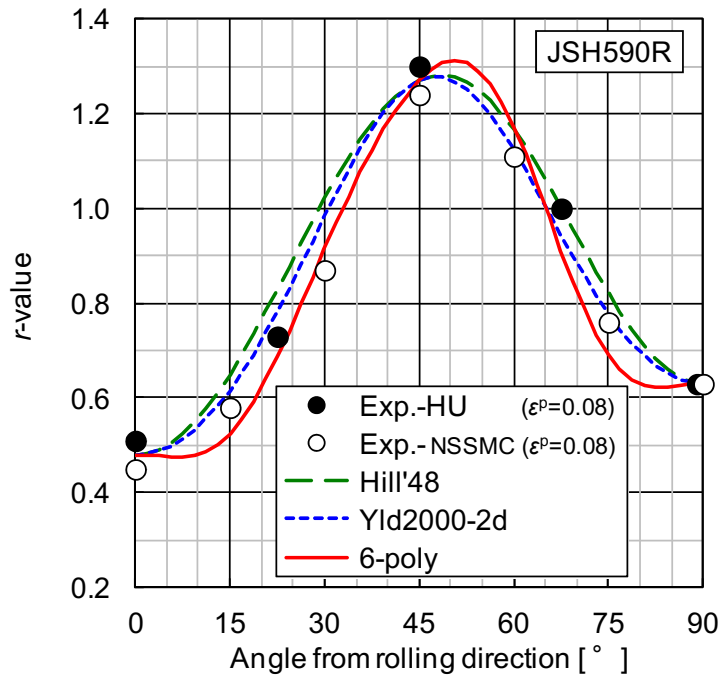
(a)  $r$  値



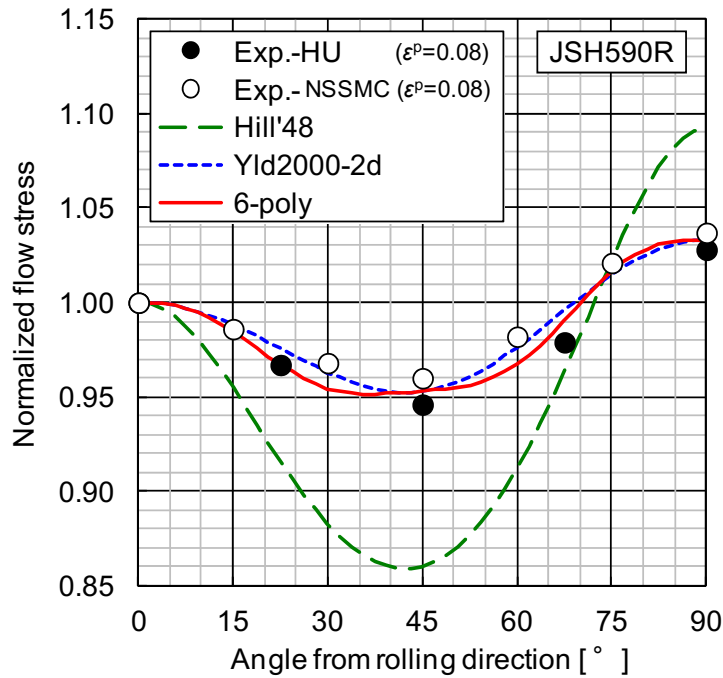
(b) 正規化流動応力

図 3.1 単軸引張試験にて得られた  $r$  値および正規化流動応力と各種異方性降伏関数による計算結果との比較 / JSH440W



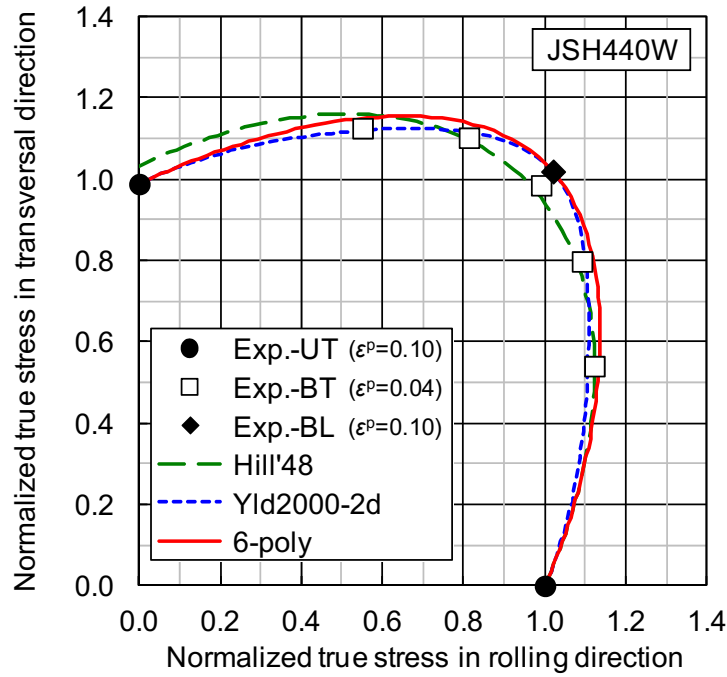


(a)  $r$  値

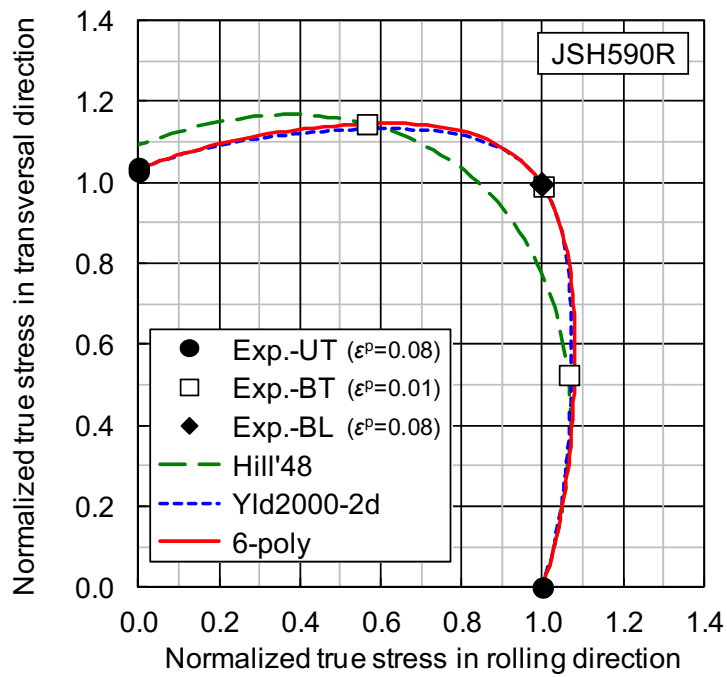


(b) 正規化流動応力

図 3.2 単軸引張試験にて得られた  $r$  値および正規化流動応力と各種異方性降伏関数による計算結果との比較 / JSH590R



(a) JSH440W



(b) JSH590R

図 3.3 単軸引張試験 (UT)、二軸引張試験 (BT) および液圧バルジ試験 (BL) にて得られた正規化等塑性仕事面と各種異方性降伏関数による計算結果との比較

### 3.3 異方硬化モデル

材料特性の異方性の発展を表現するため、吉田、濱崎ら[10]は異方硬化（Anisotropic Hardening : AH）モデル構築の枠組みを次のように提案した。変形速度  $\mathbf{D}$  は、弾性成分  $\mathbf{D}^e$  と塑性成分  $\mathbf{D}^p$  へ分解される。

$$\mathbf{D} = \mathbf{D}^e + \mathbf{D}^p \quad (14)$$

弾性構成式は次のように表される。

$$\overset{\circ}{\boldsymbol{\sigma}} = \dot{\boldsymbol{\sigma}} - \boldsymbol{\Omega}\boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{\sigma}\boldsymbol{\Omega} = \mathbf{C} : \mathbf{D}^e \quad (15)$$

式中の  $\boldsymbol{\sigma}$  と  $\boldsymbol{\sigma}^o$  はそれぞれ Cauchy 応力とその客観的応力速度,  $\boldsymbol{\Omega}$  はスピントル,  $\mathbf{C}$  は弾性係数テンソルである。初期の降伏条件は  $m$  次の斉次降伏関数  $\phi_0(\boldsymbol{\sigma})$  により表される。

$$f = \phi_0(\boldsymbol{\sigma}) - Y^m = \bar{\sigma}^m(\boldsymbol{\sigma}) - Y^m = 0 \quad (16)$$

式中の  $Y$  は初期降伏応力,  $\bar{\sigma}$  は相当応力である。一般的に、異方性の発展は相当塑性ひずみ  $\bar{\varepsilon}$  の関数として、降伏関数  $\phi$  の発展的な変化により表される。塑性変形の後続降伏関数は次式で表される。

$$f = \phi(\boldsymbol{\sigma}, \bar{\varepsilon}) - \sigma_F^m(\bar{\varepsilon}) = \bar{\sigma}^m(\boldsymbol{\sigma}, \bar{\varepsilon}) - \sigma_F^m(\bar{\varepsilon}) = \bar{\sigma}^m(\boldsymbol{\sigma}, \bar{\varepsilon}) - (Y + H_F(\bar{\varepsilon}))^m = 0 \quad (17)$$

式中の  $\sigma_F$  と  $H_F$  はそれぞれ塑性流動応力とその加工硬化の応力成分である。また  $\phi(\boldsymbol{\sigma}, 0) = \phi_0(\boldsymbol{\sigma})$  である。塑性仕事共役の概念を基にして、相当塑性ひずみは次のように定義される。

$$\bar{\sigma} \dot{\bar{\varepsilon}} = \boldsymbol{\sigma} : \mathbf{D}^p, \quad \bar{\varepsilon} = \int \dot{\bar{\varepsilon}} dt \quad (18)$$

関連流れ則は次のように記述される。

$$\mathbf{D}^p = \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \dot{\lambda} = \frac{\partial \phi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \dot{\lambda} \quad (19)$$

式中の  $\dot{\lambda} (\geq 0)$  は塑性増分である。次数 1 の斉次降伏関数  $\phi$  に対しては、相当塑性ひずみ速度の仕事共役型の定義（式(18)）から  $\dot{\lambda} = \dot{\bar{\varepsilon}}$  となる。従って、弾塑性構成式は次のように記述できる。

$$\overset{o}{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{C}^{ep} : \mathbf{D} \quad (20)$$

$$\mathbf{C}^{ep} = \begin{cases} \mathbf{C} & \text{if } \dot{\lambda} = 0 \\ \mathbf{C} - \frac{\mathbf{C} : \frac{\partial \phi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \otimes \mathbf{C} : \frac{\partial \phi}{\partial \boldsymbol{\sigma}}}{\frac{\partial \phi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \frac{\partial \phi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} + H' - \frac{\partial \phi}{\partial \bar{\varepsilon}}} & \text{if } \dot{\lambda} > 0 \end{cases} \quad (21)$$

式中の  $H'$  は次式の通り.

$$H' = \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \bar{\varepsilon}} = \frac{dH_F}{d\bar{\varepsilon}} \quad (22)$$

本論文では, 降伏曲面の異方硬化は次のように表す.

$$\phi(\boldsymbol{\sigma}, \bar{\varepsilon}) = \mu(\bar{\varepsilon})\phi_A(\boldsymbol{\sigma}) + (1 - \mu(\bar{\varepsilon}))\phi_B(\boldsymbol{\sigma}) \quad \text{for } \bar{\varepsilon}_A \leq \bar{\varepsilon} \leq \bar{\varepsilon}_B \quad (23)$$

ここで,  $\phi_A(\boldsymbol{\sigma})$  と  $\phi_B(\boldsymbol{\sigma})$  は, それぞれ相当塑性ひずみ  $\bar{\varepsilon}_A$  と  $\bar{\varepsilon}_B$  において定義される 2 つの異なる降伏関数であり, また  $\mu(\bar{\varepsilon})$  は相当塑性ひずみの内挿関数で,  $\bar{\varepsilon}_A$ ,  $\bar{\varepsilon}_B$  とは次式の関係にある.

$$1 = \mu(\bar{\varepsilon}_A) \geq \mu(\bar{\varepsilon}) \geq \mu(\bar{\varepsilon}_B) = 0 \quad (24)$$

これら 2 つの降伏関数  $\phi_A(\boldsymbol{\sigma})$ ,  $\phi_B(\boldsymbol{\sigma})$  の種類は, 同じである必要はない. 仮に材料パラメータを同定するために  $M$  個の別々の塑性ひずみ  $\bar{\varepsilon}_1 (= 0)$ ,  $\bar{\varepsilon}_2, \dots, \bar{\varepsilon}_i, \bar{\varepsilon}_{i+1}, \dots, \bar{\varepsilon}_M$  に対応した  $M$  組の試験データ ( $\sigma_0, \sigma_{45}, \sigma_{90}, \sigma_b, r_0, r_{45}, r_{90}$ , 他) を取得すれば,  $M$  組の降伏関数  $\phi_1(\boldsymbol{\sigma}), \phi_2(\boldsymbol{\sigma}), \dots, \phi_i(\boldsymbol{\sigma}), \phi_{i+1}(\boldsymbol{\sigma}), \dots, \phi_M(\boldsymbol{\sigma})$  を定めることができる. そして, 内挿関数  $\mu(\bar{\varepsilon})$  を使って, 降伏関数  $\phi(\boldsymbol{\sigma}, \bar{\varepsilon})$  は次の式によって定義することができる.

$$\phi(\boldsymbol{\sigma}, \bar{\varepsilon}) = \mu(\bar{\varepsilon})\phi_i(\boldsymbol{\sigma}) + (1 - \mu(\bar{\varepsilon}))\phi_{i+1}(\boldsymbol{\sigma}) \quad \text{for } \bar{\varepsilon}_i \leq \bar{\varepsilon} \leq \bar{\varepsilon}_{i+1} \quad (25)$$

また, 次の非線形方程式が, 内挿関数として使用するために提案されている.

$$\mu(\bar{\varepsilon}) = 1 - \left( \frac{\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}_i}{\bar{\varepsilon}_{i+1} - \bar{\varepsilon}_i} \right)^{p_i} \quad \text{for } \bar{\varepsilon}_i \leq \bar{\varepsilon} \leq \bar{\varepsilon}_{i+1} \quad (26)$$

式中の  $p_i$  ( $i = 1, 2, \dots, M - 1$ ) は材料定数である.

利用可能な様々な種類の異方性降伏関数の中で、式(10)で与えられる 6-poly モデルのような応力多項式型モデルは、異方性の発展のモデル化への使用に適している。すなわち式(25)に示す  $\phi_i(\boldsymbol{\sigma})$  と  $\phi_{i+1}(\boldsymbol{\sigma})$  間の降伏関数の内挿は、次のように材料パラメータ  $C_k$  ( $k=1, 2, \dots, N$ ) に対する内挿として表現できる。

$$C_k = \mu(\bar{\varepsilon})C_{k(i)} + (1 - \mu(\bar{\varepsilon}))C_{k(i+1)}, \quad i=1, 2, \dots, M-1 \quad (27)$$

異方硬化モデル化の本枠組みにおいては、異方性パラメータは限られた組数しかなく ( $M$  個の相当塑性ひずみポイントにおける  $N$  組のパラメータ同定)、また各ひずみ領域に対して一つの内挿パラメータしかない ( $p_i, \bar{\varepsilon}_i \leq \bar{\varepsilon} \leq \bar{\varepsilon}_{i+1}$ )。さらに、提案された AH モデルを移動硬化モデル (例えば、吉田、上森[11, 12]) へ組み込むことで、バウシinger 効果と異方性発展の両方の表現が可能となる。

第 5 章において、6-poly 降伏関数を組み合わせた上記の異方硬化モデルを JSH590R の穴広げ成形を対象とした有限要素シミュレーションに使用する。JSH590R を対象とするのは、強い異方硬化挙動を示したためである (図 2.8(b))。本検討の目的は、異方性の発展が穴広げ成形シミュレーションの予測精度に与える影響の有無および強さを判定するとともに、穴広げ成形の局所変形挙動に及ぼす影響を明らかにすることにある。

JSH590R を対象として、相当塑性ひずみ 0 (初期降伏点)、0.02 (降伏段終了)、0.08 ( $r$  値測定ポイント)、0.2、0.4、0.6 の 6 組の異方性材料パラメータを使用した。塑性ひずみ 0.1 に至るまでの引張試験結果では  $r$  値の変動がかなり小さかったため (図 2.2 参照)、 $r$  値は塑性変形の初めから終わりまで一定と仮定した。6 つの相当塑性ひずみ  $\bar{\varepsilon} = \bar{\varepsilon}_1, \dots, \bar{\varepsilon}_6$  の各点における異方性パラメータ  $C_1 \sim C_{16}$  と、5 つのひずみ領域  $\bar{\varepsilon}_i \leq \bar{\varepsilon} \leq \bar{\varepsilon}_{i+1}$  ( $i=1, 2, \dots, 5$ ) に対する内挿パラメータ  $p_1 \sim p_5$  を表 3.4 に記載する。ここで、ひずみ範囲  $0 \leq \bar{\varepsilon} \leq 0.02$  は降伏段領域に相当するため、 $\bar{\varepsilon}_1 = 0$  と  $\bar{\varepsilon}_2 = 0.02$  におけるパラメータ  $C_1 \sim C_{16}$  は同じ値と仮定した。本 AH モデルにより計算した JSH590R の降伏曲面の発展的な変化を図 3.4 に示す。また、図 3.5 は単軸引張変形下での鋼板面内方向における応力-ひずみ曲線、および等二軸引張変形下での応力-ひずみ曲線について AH モデルにより計算した結果を、 $0^\circ$  方向と  $60^\circ$  方向の単軸引張試験と面内引張-曲げ試験、および液圧バルジ試験の結果と共に示したものである。AH モデルにより各単軸引張方向および等二軸引張りの加工硬化特性を非常に良く再現できている。特に JSH590R の面内引張-曲げ試験結果として特徴的であった  $60^\circ$  方向の加工硬化挙動、すなわち加工硬化率がひずみ域で極端に低くなる傾向もしっかりと再現できた。

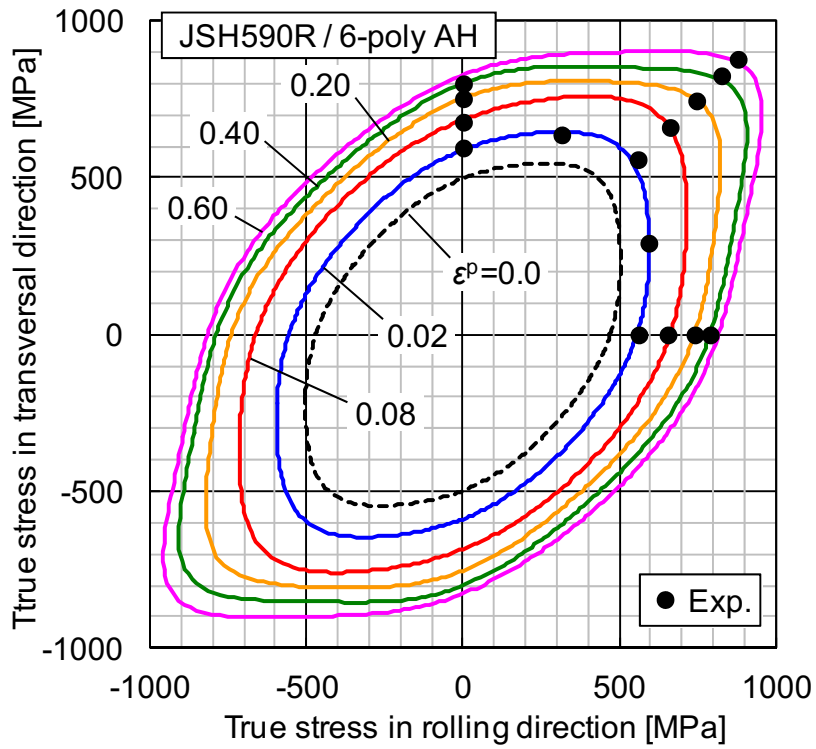


図 3.4 6-poly+AH モデルにより計算した JSH590R の等塑性仕事面の発展

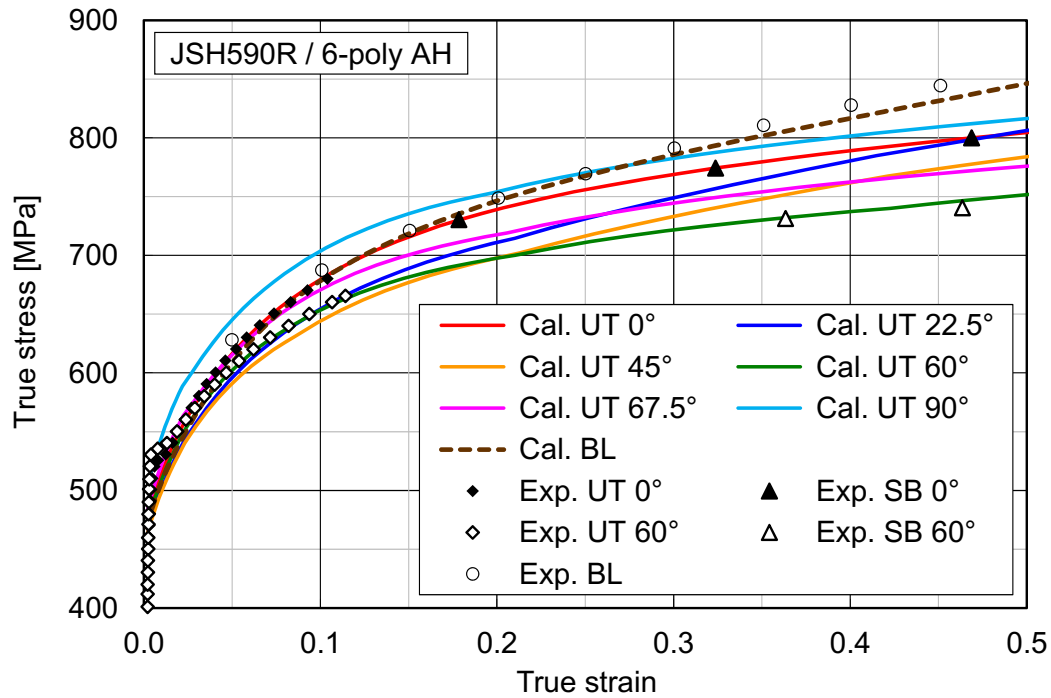


図 3.5 6-poly+AH モデルにより計算した JSH590R の応力-ひずみ曲線

### 3.4 結言

本研究の供試材である高張力熱延鋼板 JSH440W, JSH590R について, 第 2 章で取得した材料試験データを基に 3 種類の異方性降伏関数 (Hill48- $r$ , Yld2000-2d, 6 次多項式型) の異方性パラメータの同定を行うとともに, 6 次多項式型降伏関数をベースにした異方硬化モデルのパラメータ同定を実施した. 各材料モデルと同定したパラメータを用いて計算した各種材料特性の結果を以下に記す.

- 1) 3 種類の異方性降伏関数により計算した  $r$  値およびその異方性は, いずれも両材料の単軸引張試験で得られた結果と良好に一致した.
- 2) 流動応力とその異方性については, 異方性パラメータの同定に 3 方向の  $r$  値のみ用いて応力値が考慮されない Hill48- $r$  モデルはどちらの材料に対しても誤差が非常に大きい, Yld2000-2d および 6 次多項式型モデルでは両材料の異方性を精度良く予測できた.
- 3) 各異方性降伏関数により計算した降伏曲面については, Hill48- $r$  モデルはどちらの材料でも単軸引張変形域の圧延  $90^\circ$  方向の誤差が大きく, 加えて JSH590R に対しては等二軸引張変形域での誤差が特に大きい結果となった. 一方, Yld2000-2d と 6 次多項式型モデルによる降伏曲面の計算結果は, 試験結果と良好に一致した.
- 4) 6 次多項式型降伏関数と異方硬化モデルを組み合わせると, JSH590R の単軸引張変形下および等二軸引張変形下での応力-ひずみ曲線を計算し, 単軸引張試験, 面内引張-曲げ試験, および液圧バルジ試験の結果と比較したところ, 小ひずみ域から大ひずみ域の広い範囲で試験結果を精度良く計算できることを確認した. 特に JSH590R で特徴的であった大ひずみ域における圧延  $60^\circ$  方向の加工硬化率の極端な低下も良好に再現することができた.

### 参考文献

- [1] Hill R. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. Proc Roy Soc Lond 1948; A193: 281-297.
- [2] Gotoh M. Theory of plastic anisotropy based on a yield function of 4th-order (plane stress state). Int J Mech Sci 1977; 19: 505-512.
- [3] 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. Int J Plast 2003; 19: 1297-1319.

- [4] Barlat F, Aretz H, Yoon J W, Karabin M E, Brem J C, Dick R E. Linear transformation-based anisotropic yield functions. *Int J Plast* 2005; 21(5): 1009-1039.
- [5] Banabic D, Aretz H, Comsa D S, Paraianu L. An improved analytical description of orthotropy in metallic sheets. *Int J Plast* 2005; 21: 493-512.
- [6] Barlat F, Yoon J W, Cazacu O. On linear transformations of stress tensors for the description of plastic anisotropy. *Int J Plast* 2007; 23(5): 876-896.
- [7] Soare S, Yoon J W, Cazacu O. On the use of homogeneous polynomials to develop anisotropic yield functions with applications to sheet forming. *Int J Plast* 2008; 24: 915-944.
- [8] Yoshida F, Hamasaki H, Uemori T. A user-friendly 3D yield function to describe anisotropy of steel sheets. *Int J Plast* 2013; 45: 119-139.
- [9] Kuwabara T, Mori T, Asano M, Hakoyama T, Barlat F. Material modeling of 6016-O and 6016-T4 aluminum alloy sheets and application to hole expansion forming simulation. *Int J Plast* 2017; 93: 164-186.
- [10] Yoshida F, Hamasaki H, Uemori T. Modeling of anisotropic hardening of sheet metals including description of the Bauschinger effect. *Int J Plast* 2015; 75: 170–188.
- [11] Yoshida F, Uemori T. A model of large-strain cyclic plasticity describing the Bauschinger effect and workhardening stagnation. *Int J Plast* 2002; 18: 661-686.
- [12] Yoshida F, Uemori T. A model of large-strain cyclic plasticity and its application to springback simulation. *Int J Mech Sci* 2003; 45: 1687-1702.



## 第4章 穴広げ成形の局所変形挙動に及ぼす材料異方性の影響の実験的考察

### 4.1 緒言

伸びフランジ成形性への材料特性の面内異方性の影響については、円筒穴広げ成形の初期穴径と材料異方性が破断挙動に及ぼす影響についての研究[1]や、数値解析における異方性降伏関数が材料異方性および穴広げ成形での変形挙動の予測精度に及ぼす影響についての研究[2]などが行われている。しかしながら、穴形状を円形から変化させた場合の穴広げ成形における変形挙動を材料異方性の影響と合わせて検討した例はない。そこで本章では、第2章での材料評価試験において材料特性の面内異方性について異なる特徴を示した2種類の高張力熱延鋼板（JSH440W および JSH590R）を対象に、平底円筒パンチによる穴広げ試験を実施し、穴広げ成形の局所変形挙動に及ぼす材料異方性の影響について調査を行った。さらに、試験片に円形穴と楕円形穴を用いた穴広げ試験を実施し、円形穴条件では初期穴径を、また楕円形穴条件では楕円長径方向を変化させた試験を行い、材料異方性だけでなく初期穴形状の影響についても合わせて調査した。

## 4.2 穴広げ試験手法

### 4.2.1 金型および試験片

穴広げ試験には図 4.1(a)に示すパンチ直径 100mm の平底円筒穴広げ試験型を使用した。試験片（ブランク）の穴形状には、円形（図 4.1(b)）および楕円形（図 4.2(c)）の 2 種類を用いて穴広げ試験を実施した。鋼板に打抜き加工を施した場合には、打抜き端面の近傍に顕著な加工硬化層や微小欠陥のような不具合が生じ、これらが穴広げ成形性へ影響することが知られている[例えば 3,4]。これらの不具合の影響を避けるために、ブランクの穴開け加工にはワイヤーカット放電加工を用いた。円形穴条件の穴広げ試験では初期穴径  $D_0=20, 40\text{mm}$  の 2 水準の穴径を使用し、楕円形穴条件では初期の長径と短径をそれぞれ 50mm と 16mm とした。また楕円形穴の向きは、圧延方向に対する長径の角度  $\alpha=0, 45, 90^\circ$  の 3 方向に向けて配置した。

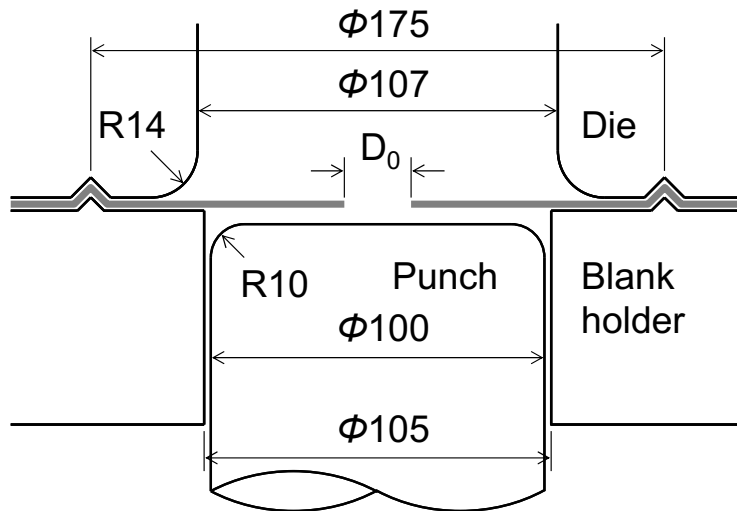
### 4.2.2 成形試験

試験には、1500/1000kN 複動油圧式プレス試験機を使用し、上述した金型と試験片をセットして穴広げ試験を実施した。パンチと試験片の間の摩擦による成形性への影響を極力抑えるため、パンチ底面には試験ごとにプレス工作油#660 を塗布した。また成形速度は 10mm/sec、ブランクホルダー荷重は 1000kN とし、成形後に流入拘束ビード部での材料移動が無いことを目視観察により確認した。

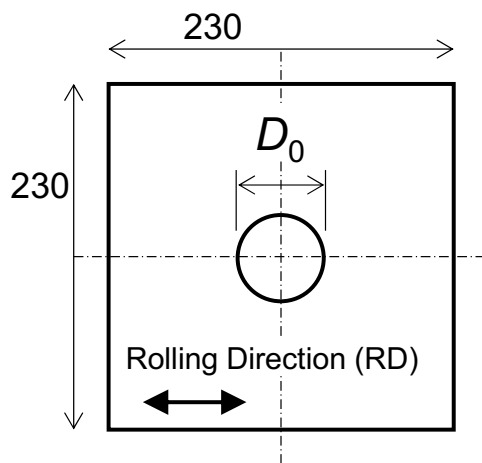
成形試験では試験ごとに成形ストロークを 0.5mm 単位で設定し、試験後の評価には 1 ストロークで成形した成形品を使用した。ネッキングの判定は目視および指先での触診により明瞭なくびれを確認した場合、また破断判定は板厚方向の貫通割れが生じた場合とした。

### 4.2.3 評価手法

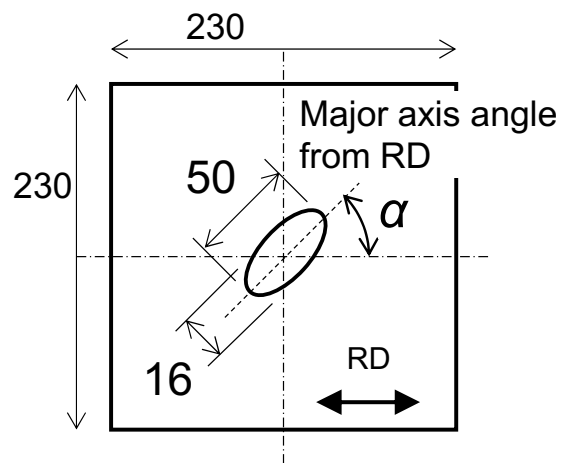
円形穴条件では、各初期穴径条件に対してネッキング発生前後の 2 水準の成形ストロークにおいて穴縁周りの板厚分布を測定した。板厚測定にあたっては、予め成形前のブランクの穴周囲に周方向  $3.75^\circ$  ピッチ、半径方向 1.0mm ピッチの同心円状の格子パターンをレーザーマーキングしておき、成形前の段階で穴縁端部より 1.0mm 内側の周方向のラインに沿った全格子点 96 点、および半径方向で板厚減少が局所化しているライン上の成形後の板厚分布をポイントマイクロメータにより測定した。図 4.2 に成形品の外観およびレーザーマーキングによる格子パターンを示す。



(a) 円筒穴広げ試験型



(b) 円形穴ブランク



(c) 楕円形穴ブランク

図 4.1 円筒穴広げ試験に使用した金型およびブランク材の幾何形状

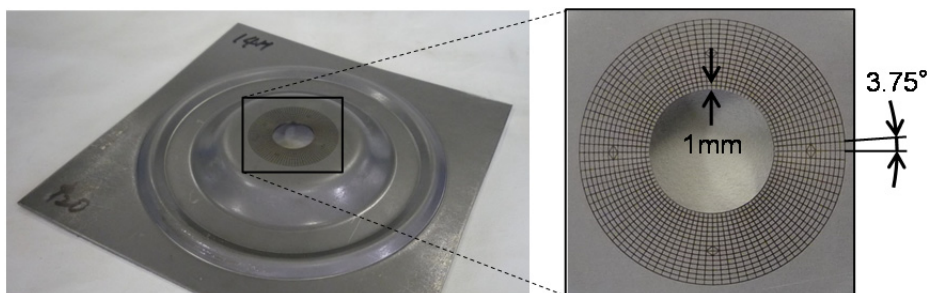


図 4.2 成形品外観およびレーザーマーキングによる格子パターン

### 4.3 円形穴条件での穴広げ試験結果

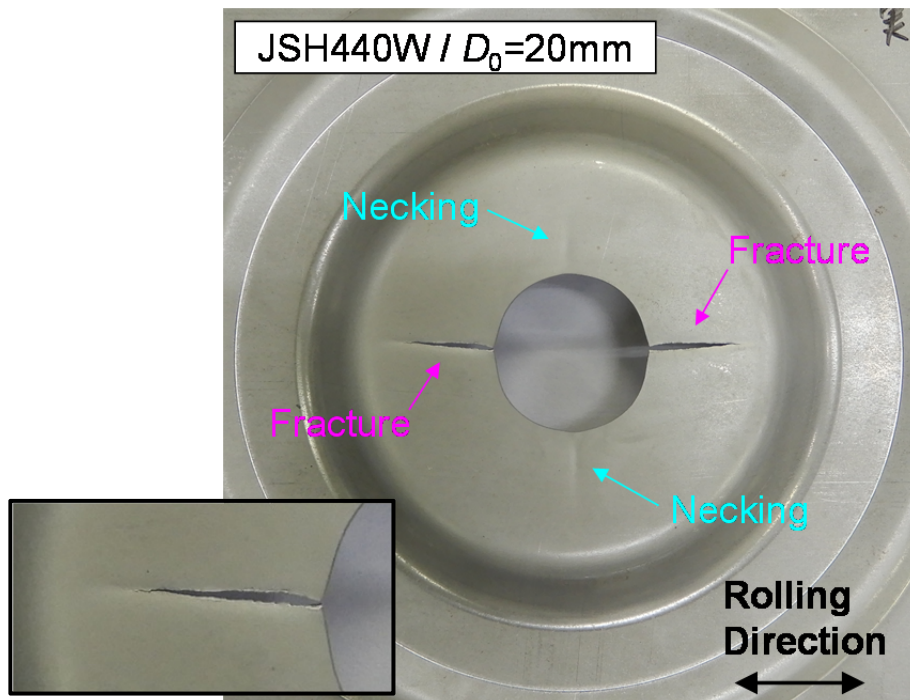
JSH440W を対象とした円形穴広げ成形での  $D_0=20, 40\text{mm}$  の両条件に対する破断発生時の成形品外観を図 4.3(a), (b)に示す。また図 4.4(a), (b)は破断発生前のネッキング発生前後のストロークにおける穴縁周りの板厚分布を示しており、グラフ中の白抜きのプロット (○) は破断発生方向のネッキング発生直前の、黒塗潰しのプロット (●) はネッキング発生後の結果である。さらに図 4.5(a), (b)はネッキング発生前後のストロークにおける半径方向の板厚分布について、圧延方向 (RD) と圧延  $90^\circ$  方向 (TD) の穴両側 2 箇所の結果を示している。JSH590R についても同様に、破断発生時の成形品外観を図 4.6(a), (b)に、ネッキング発生前後の穴縁周りの板厚分布を図 4.7(a), (b)に、半径方向の板厚分布を図 4.8(a), (b)に示している。全体的な傾向としては、いずれの条件でもネッキングを経て破断に至る方向は主に圧延方向であり、また圧延  $90^\circ$  方向にも板厚減少が生じているが、鋼種および初期穴径  $D_0$  によってはその傾向に差が見られた。以下に鋼種ごとの結果について詳細に記載する。

#### 4.3.1 JSH590R

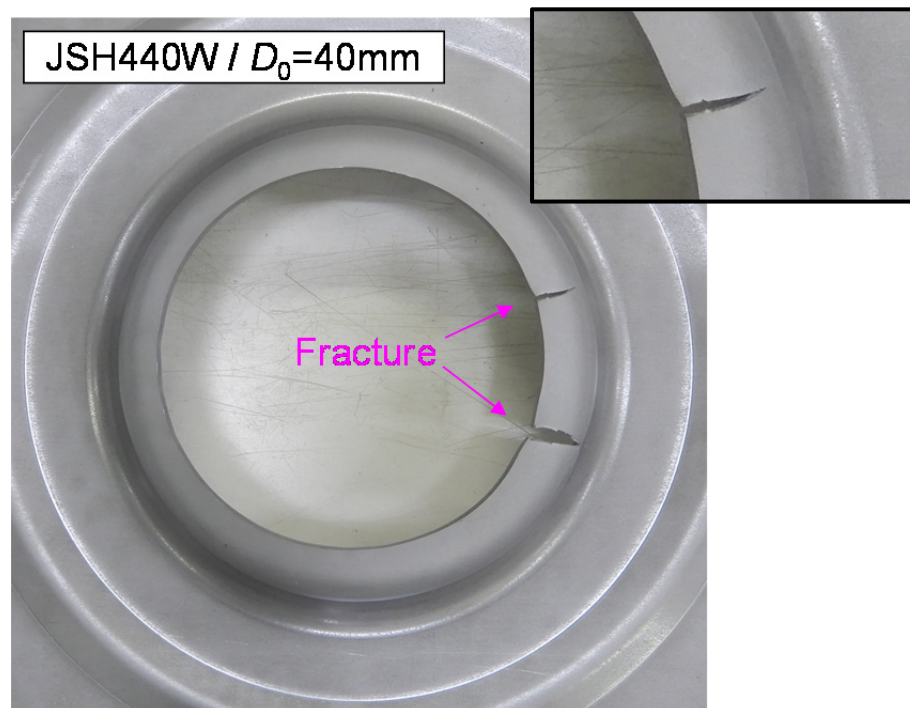
JSH590R では  $D_0=20, 40\text{mm}$  の両条件ともに破断は圧延方向に発生し (圧延方向からの角度  $0^\circ$  および  $180^\circ$ )、また圧延  $90^\circ$  方向においてもネッキングが観察された (図 4.6)。ネッキング発生前後のストロークでは、いずれの結果も圧延方向と圧延  $90^\circ$  方向に板厚減少が生じており、破断発生時の亀裂およびネッキングの方向と基本的には一致している (図 4.7)。しかしながら、ネッキング発生直前では圧延方向と圧延  $90^\circ$  方向の板厚減少に明確な差は見られず、穴縁の両方向での板厚極小値は概ね同程度であった。なお、 $D_0=40\text{mm}$  条件では、図 4.6(b)の亀裂外観、図 4.7(b)の板厚分布から板厚減少の方向が圧延方向から若干傾斜した方向に発生、または圧延方向の両側に分岐している様子が伺える。次に、図 4.6 には破断部位の拡大写真も合わせて示しているが、亀裂の起点は穴縁端部よりも内側にある、いわゆる内割れの破断形態であるように推定される。また  $D_0=20\text{mm}$  条件の破断発生前の半径方向板厚分布でも、圧延方向ネッキング部の板厚は穴縁端部ではなく端部より  $3\sim 5\text{mm}$  内側の位置で最も小さくなっている (図 4.8(a))。さらに  $D_0=40\text{mm}$  条件でもネッキング部の板厚分布は  $D_0=20\text{mm}$  条件と定性的に同様の傾向となった (図 4.8(b))。ただし、鋼板内側でネッキングが最も深いのは片側のみであり、もう一方は穴縁端部で板厚最小となった。

#### 4.3.2 JSH440W

JSH440W の  $D_0=20\text{mm}$  条件では、JSH590R と同様に破断は圧延方向において発生した (図 4.3)。また、 $D_0=40\text{mm}$  の成形品において観察された興味深い試験結果として、亀裂発生が圧延方向のものではなく、わずかに傾斜した方向 (約  $\pm 20^\circ$  : 図 4.3(b)) の 2 箇所に見られた。また、破断発生前のネッキングについても、圧延方向に対して  $\pm 20^\circ$  の範囲内に数箇所発生した (図 4.4(b))。さらに注目すべき点として、JSH440W の  $D_0=40\text{mm}$  条件でのネッキングについては、その起点は鋼板内側からではなくほぼ穴縁端部から発生した (図 4.5(b))。

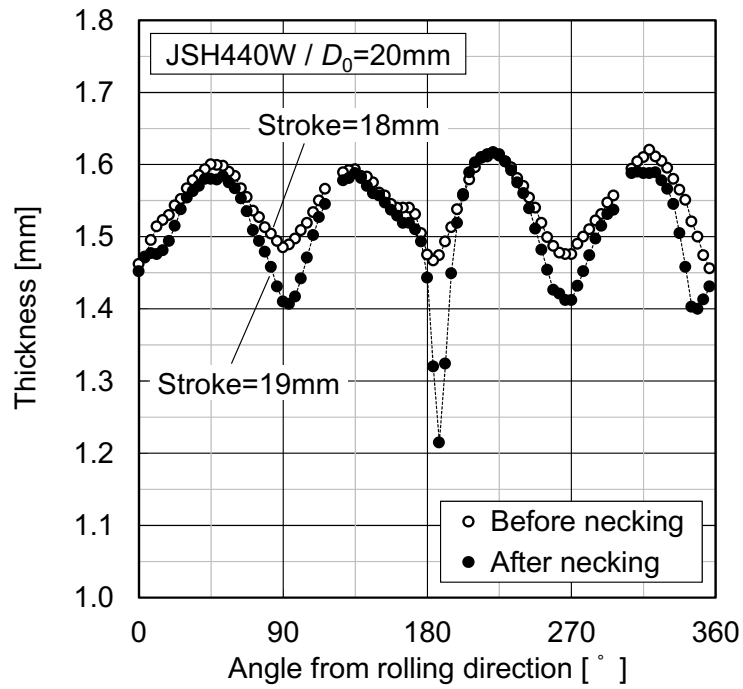


(a)  $D_0=20\text{mm}$  (破断ストローク=21.0mm)

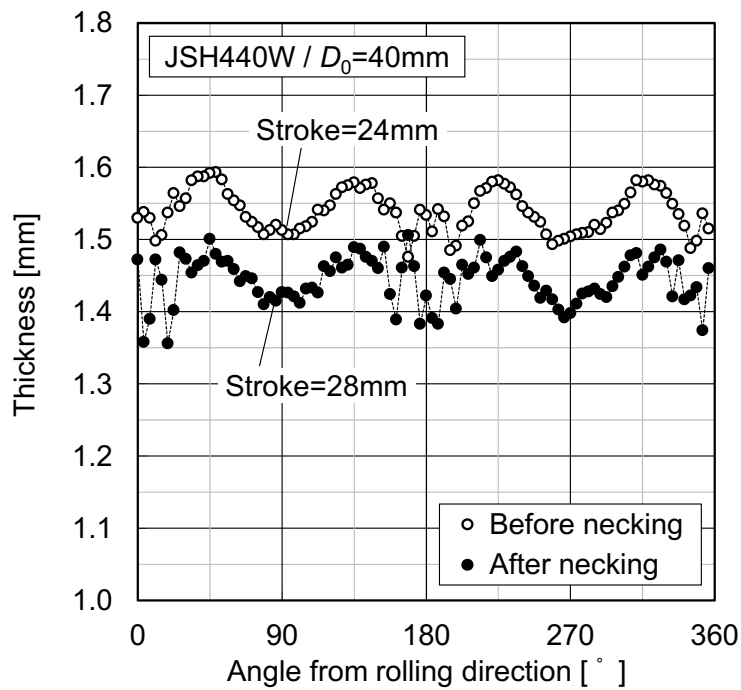


(b)  $D_0=40\text{mm}$  (破断ストローク=31.5mm)

図 4.3 円形穴広げ成形品の亀裂外観 / JSH440W

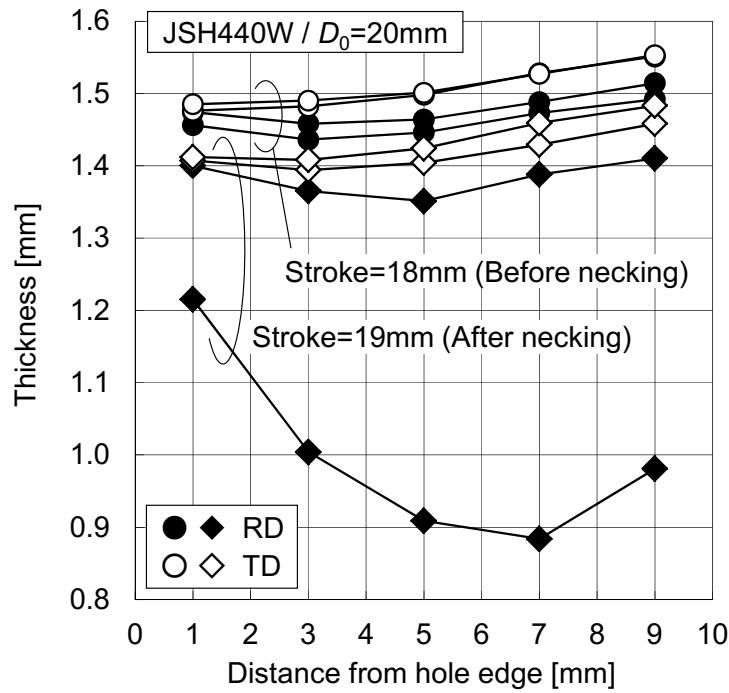


(a)  $D_0=20\text{mm}$

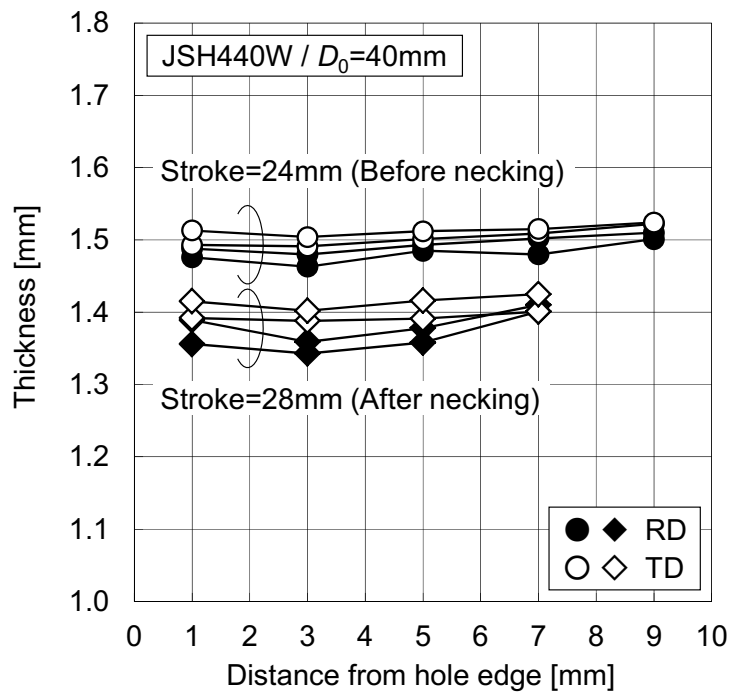


(b)  $D_0=40\text{mm}$

図 4.4 円形穴広げ成形品の穴縁周りの板厚分布 / JSH440W

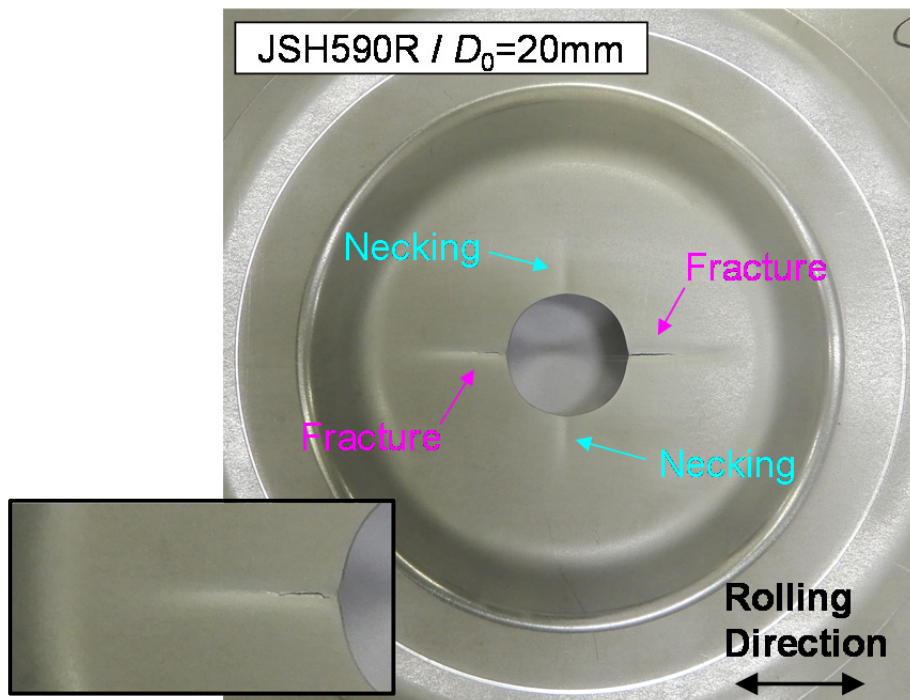


(a)  $D_0=20\text{mm}$

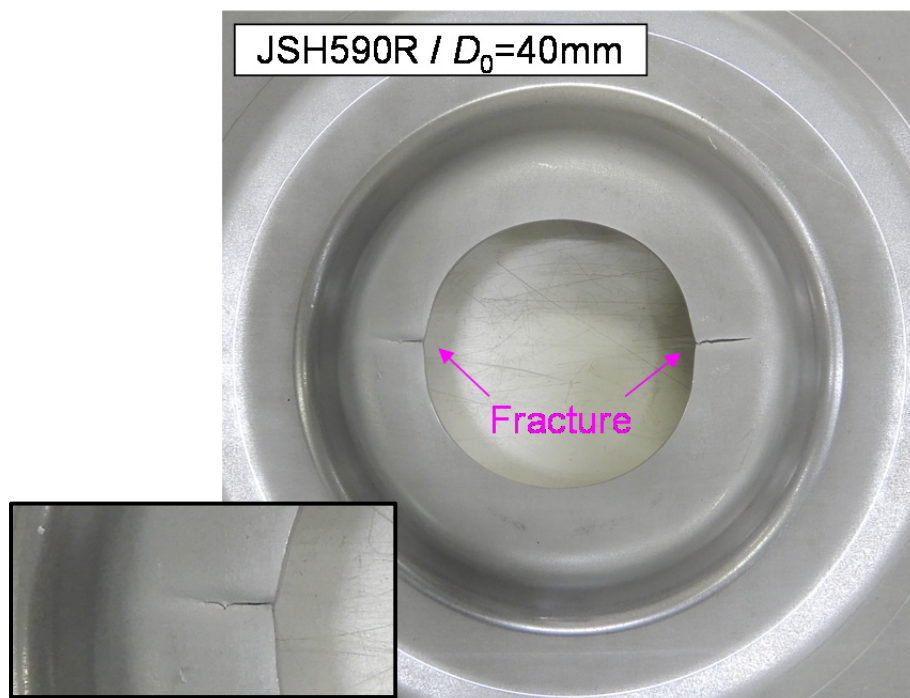


(b)  $D_0=40\text{mm}$

図 4.5 円形穴広げ成形品の半径方向の板厚分布 / JSH440W



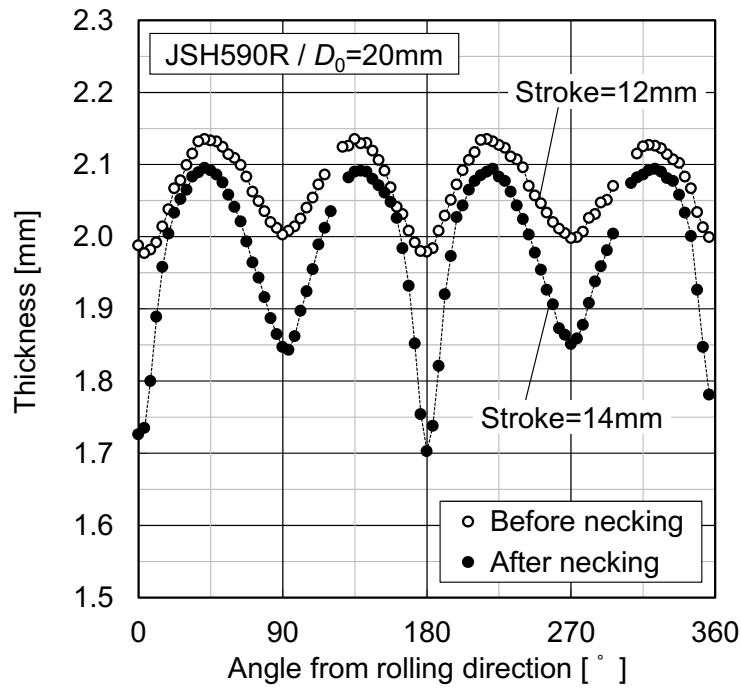
(a)  $D_0=20\text{mm}$  (破断ストローク=16.5mm)



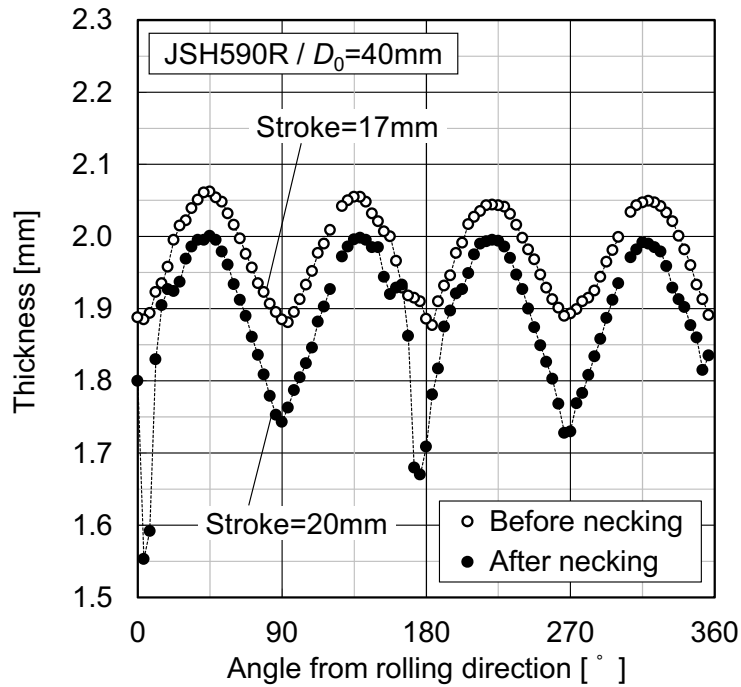
(b)  $D_0=40\text{mm}$  (破断ストローク=21.5mm)

図 4.6 円形穴広げ成形品の亀裂外観 / JSH590R



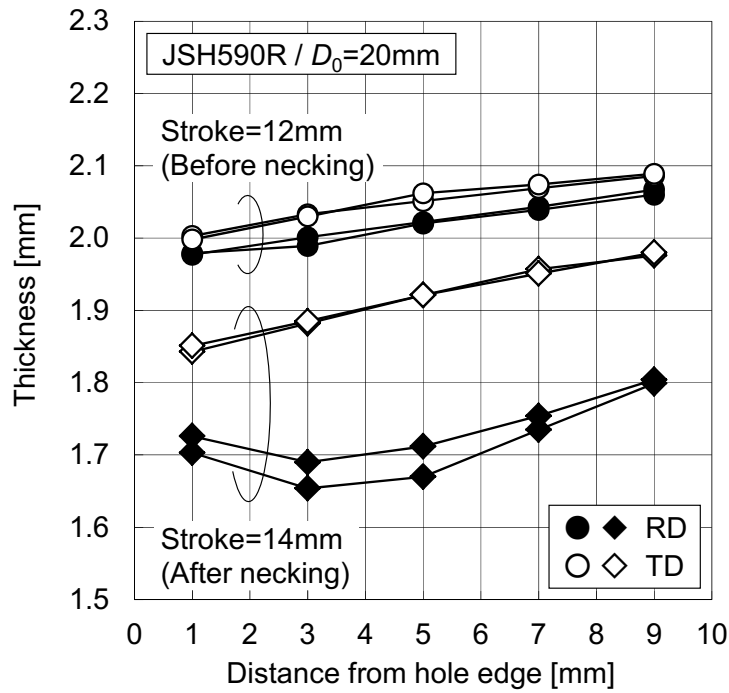


(a)  $D_0=20\text{mm}$

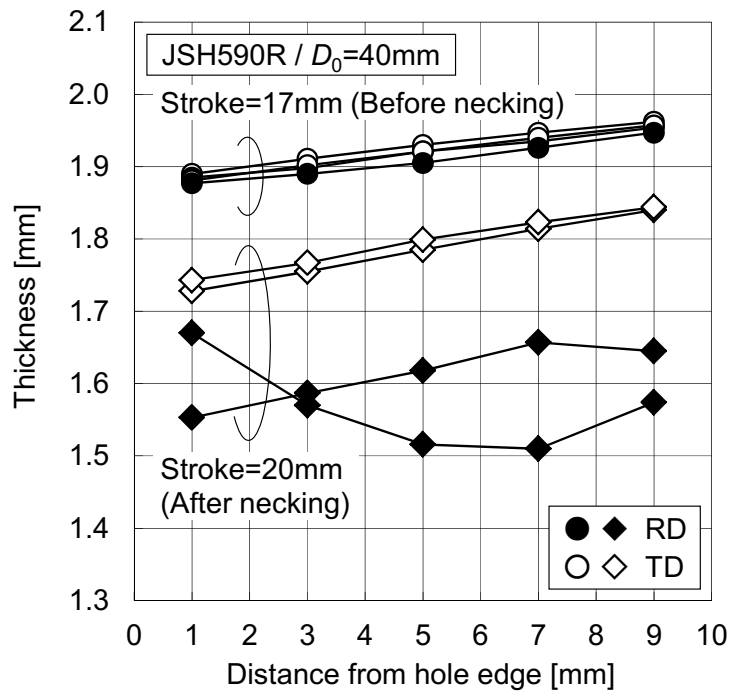


(b)  $D_0=40\text{mm}$

図 4.7 円形穴広げ成形品の穴縁周りの板厚分布 / JSH590R



(a)  $D_0=20\text{mm}$



(b)  $D_0=40\text{mm}$

図 4.8 円形穴広げ成形品の半径方向の板厚分布 / JSH590R

## 4.4 円形穴広げ試験結果の実験的考察

### 4.4.1 JSH590R

JSH590R において、穴縁での板厚分布は圧延方向と圧延  $90^\circ$  方向に板厚減少が集中する結果であり、また、最初にネッキングが発生し、最終的に破断に至ったのは圧延方向であった（図 4.6(a), (b), 図 4.7(a), (b)）。本結果について、第 2 章で求めた材料特性の面内異方性と対比しながら考察する。本来、板厚分布は材料の  $r$  値の分布と対応する。例えば、穴縁での圧延方向の板厚減少は、 $r$  値が圧延  $90^\circ$  方向において小さい場合により発生しやすい。これは圧延方向の板厚減少は主として圧延  $90^\circ$  方向の単軸引張変形によって引き起こされるためである。しかしながら、円形穴広げ成形における最終的な破断の方向は、 $r$  値の面内異方性から単純に決まるものではない。JSH590R においては、圧延  $90^\circ$  方向の  $r$  値が圧延方向よりもわずかに大きいにもかかわらず（図 2.1(a)）、圧延方向のネッキングは明らかに圧延  $90^\circ$  方向よりも大きい結果となっている。これは、ネッキングの発生には流動応力の異方性、および  $n$  値により表現される面内方向ごとの加工硬化特性もまた影響するためである。JSH590R の  $n$  値は明らかに圧延方向よりも圧延  $90^\circ$  方向での引張変形において小さく（図 2.4）、その結果、圧延方向のネッキングが急速に引き起こされたものと考えられる。

また、いくつかの条件では、ネッキングは単軸引張状態の穴縁からよりも、平面ひずみ状態における鋼板の内側から発生した。圧延方向のネッキング部の板厚が穴縁端部より内側で最小となること（図 4.8(a), (b)）、また、破断部位の観察から破断形態も内割れであると推定されることから（図 4.6(a), (b)）、ネッキングは鋼板の内側から発生して鋼板端部へ向かって伝播し、さらに、破断についてもネッキングに引き続いて板内側から開始したものと考えられる。試験にて観察されたひずみ局所化に関するこれらの興味深い結果は、穴広げ成形の局所変形挙動に及ぼす材料異方性の影響について推考するために重要なポイントであり、第 5 章において有限要素シミュレーションによる解析結果と試験結果との比較を通じてさらに考察を進める。

### 4.4.2 JSH440W

JSH440W の  $D_0=20\text{mm}$  条件では、JSH590R と同様にネッキングおよび破断は圧延方向において発生した（図 4.3(a)）。JSH440W では  $r$  値および流動応力の異方性はどちらも弱いものの（図 2.1(a), (b)）、ネッキングおよび破断挙動は材料特性の異方性による影響を強く受けているように推定される（図 4.4(a)）。一方、 $D_0=40\text{mm}$  条件では、破断は圧延方向から約  $\pm 20^\circ$  傾斜した 2 箇所が発生し、またネッキングも圧延方向  $\pm 20^\circ$  範囲に数箇所見られた（図 4.3(b), 図 4.4(b)）。伊藤ら[1]は、円筒穴広げ試験の破断位置に及ぼす初期穴径と、 $n$  値および  $r$  値の面内異方性の影響について考察し、初期穴径が小さい場合（初期穴径/パンチ径=0.20）は平面ひずみ変形下である穴縁より内側において低  $n$  値方向に破断が発生し、また初期穴径が大きい場合（初期穴径/パンチ径=0.36）は単軸引張変形下である穴縁端部において低  $r$  値方向に破断が発生している。本試験においても JSH440W の  $D_0=20\text{mm}$  条件では鋼板内側から、 $D_0=40\text{mm}$

条件では穴縁からネッキングが開始していることから，初期穴径の違いによるネッキングおよび破断挙動の差異は，穴周囲の変形状態の変化に伴って材料特性（例えば  $n$  値， $r$  値）の異方性の寄与度が変化した可能性が考えられる．これらについても第5章において有限要素シミュレーションの結果と共に考察を進めたい．

## 4.5 楕円形穴条件での穴広げ試験結果

### 4.5.1 楕円形穴方向に対するネッキング・破断挙動

JSH440W の楕円形穴方向  $\alpha=0, 45, 90^\circ$  に対する破断発生時の成形品外観をそれぞれ図 4.9(a)~(c)に、合わせて JSH590R の成形品外観を図 4.10(a)~(c)に示す。JSH440W に関しては、ひずみの局所化および破断は楕円形穴の形状に起因した応力集中効果のため、楕円形穴の長径方向に発生した。しかしながら JSH590R の場合、 $\alpha=0^\circ$  条件では亀裂は圧延方向に、 $\alpha=90^\circ$  条件では亀裂は圧延  $90^\circ$  方向に発生している JSH440W と同じ傾向を示したが、楕円形穴が  $45^\circ$  傾斜した  $\alpha=45^\circ$  条件においては、破断の発生方向は圧延方向に対しておよそ  $15^\circ$  の方向となった。さらに図 4.10(b)に示すように、楕円形穴の長径方向 ( $45^\circ$ ) と圧延  $90^\circ$  方向との間においてもまたネッキングが見られた。図 4.9, 4.10 には破断部位の拡大写真も合わせて示しているが、破断発生方向が楕円穴の長径方向と一致する各条件では破断は穴縁から生じているものの、圧延方向側への亀裂の傾斜が見られた JSH590R の  $\alpha=45^\circ$  条件では、亀裂の起点は穴縁端部よりも内側であった。また、JSH590R の  $\alpha=45^\circ$  条件で圧延  $90^\circ$  方向側へ傾斜して発生したネッキングについては、外観からは穴縁が最も深くなっている。

### 4.5.2 楕円形穴方向に対するネッキング・破断発生ストローク

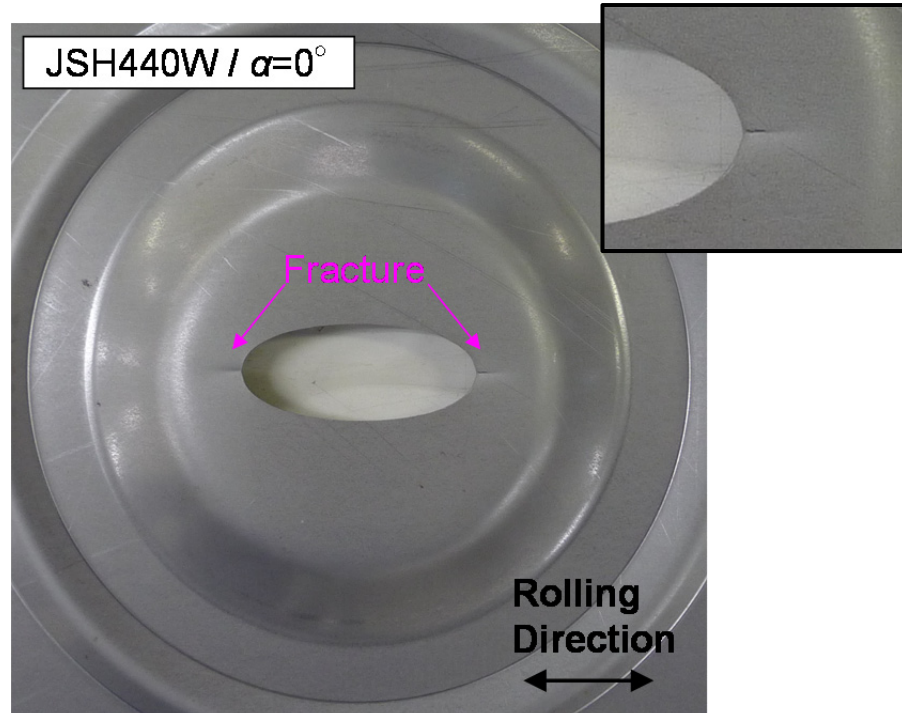
表 4.1, 4.2 には JSH440W と JSH590R の各々について、楕円形穴方向  $\alpha=0, 45, 90^\circ$  に対するネッキングおよび破断発生ストロークを示す。各材料の破断限界は、いずれも楕円形穴方向が  $\alpha=0^\circ$  条件で最も低く、次に  $\alpha=90^\circ$ 、 $\alpha=45^\circ$  の順に高くなる。これらの結果は楕円形穴の方向によってひずみが発達する方向の範囲が決まり、その範囲の中で材料異方性の影響で亀裂の方向および成形限界が決まったものと考えられる。

表 4.1 JSH440W の楕円形穴広げ試験でのネッキング・破断発生ストローク

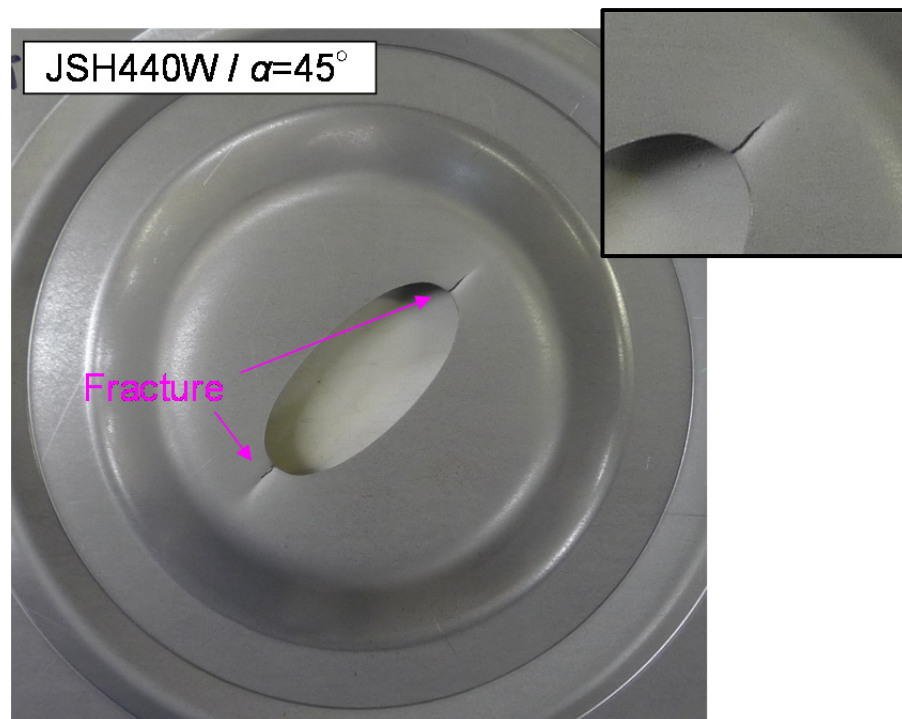
Material	Oval hole direction $\alpha$ [°]	Necking limit stroke [mm]	Breakage limit stroke [mm]
JSH440W	0	10.5	13.0
	45	12.5	15.0
	90	10.5	13.5

表 4.2 JSH590R の楕円形穴広げ試験でのネッキング・破断発生ストローク

Material	Oval hole direction $\alpha$ [°]	Necking limit stroke [mm]	Breakage limit stroke [mm]
JSH590R	0	7.0	11.5
	45	10.0	14.0
	90	8.5	12.5

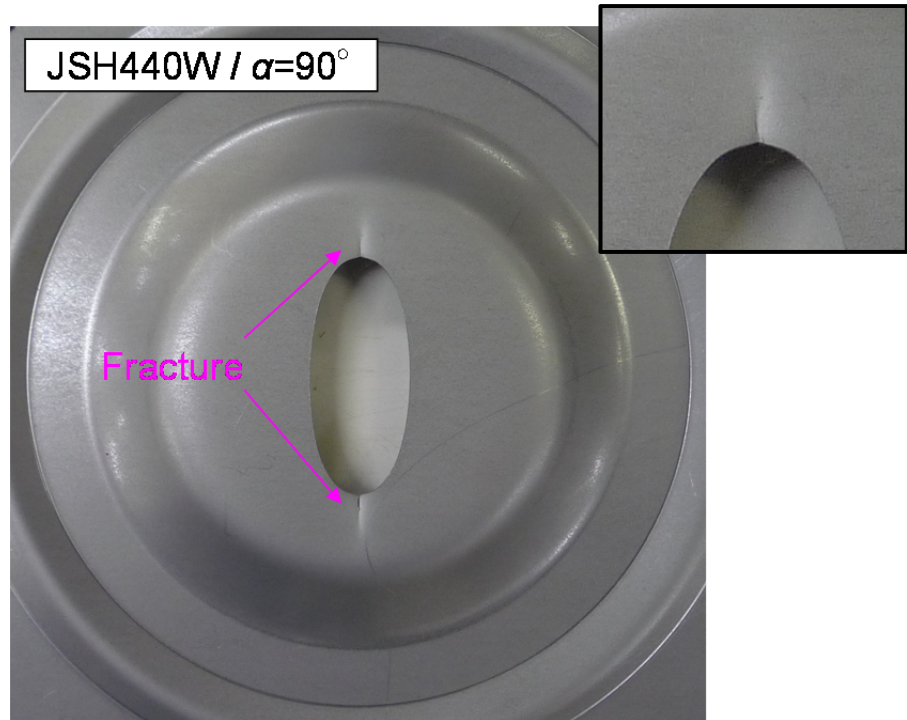


(a)  $\alpha=0^\circ$  (破断ストローク=13.0mm)



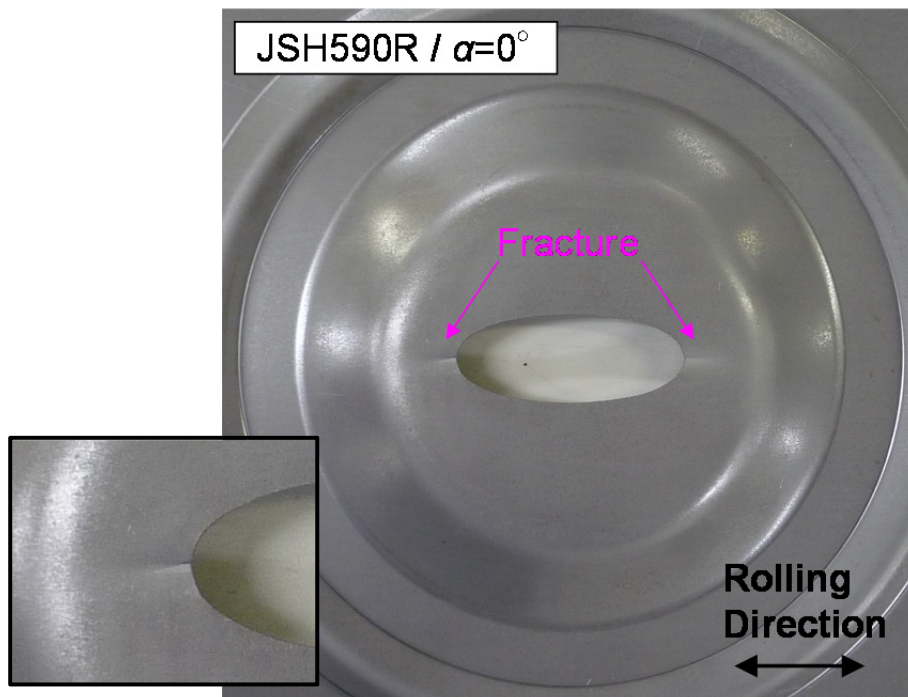
(b)  $\alpha=45^\circ$  (破断ストローク=15.0mm)

図 4.9 楕円形穴広げ成形品の亀裂外観 / JSH440W (1)

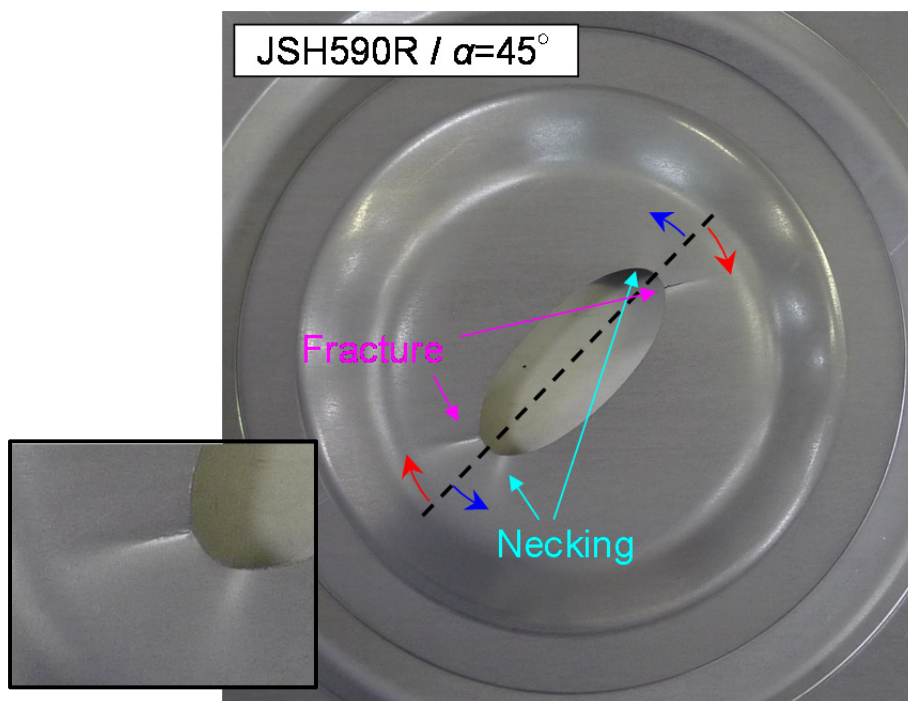


(c)  $\alpha=90^\circ$  (破断ストローク=13.5mm)

図 4.9 楕円形穴広げ成形品の亀裂外観 / JSH440W (2)



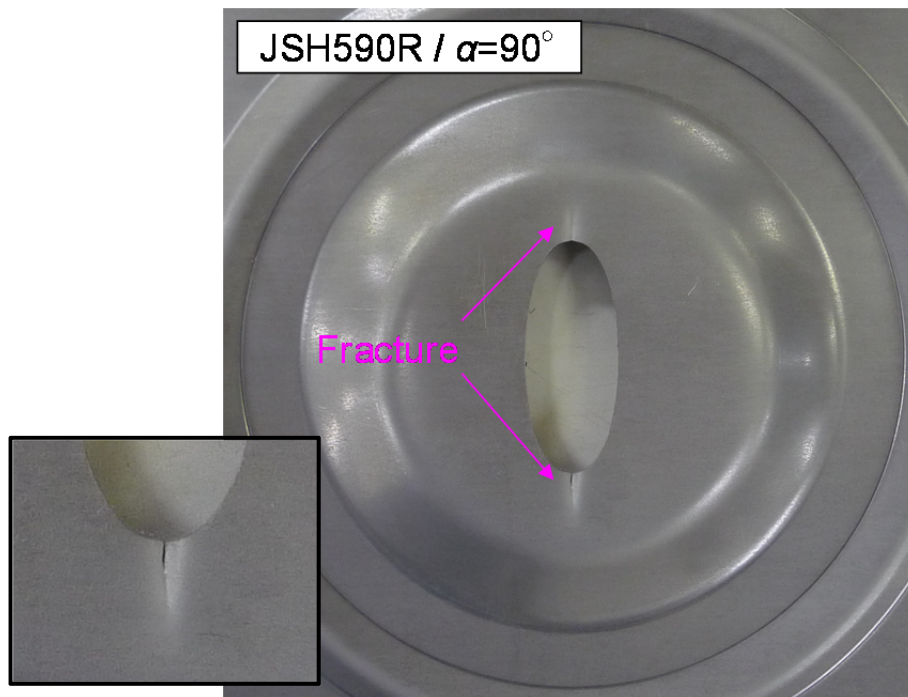
(a)  $\alpha=0^\circ$  (破断ストローク=11.5mm)



(b)  $\alpha=45^\circ$  (破断ストローク=14.0mm)

図 4.10 楕円形穴広げ成形品の亀裂外観 / JSH590R (1)





(c)  $\alpha=90^\circ$  (破断ストローク=12.5mm)

図 4.10 楕円形穴広げ成形品の亀裂外観/JSH590R (2)

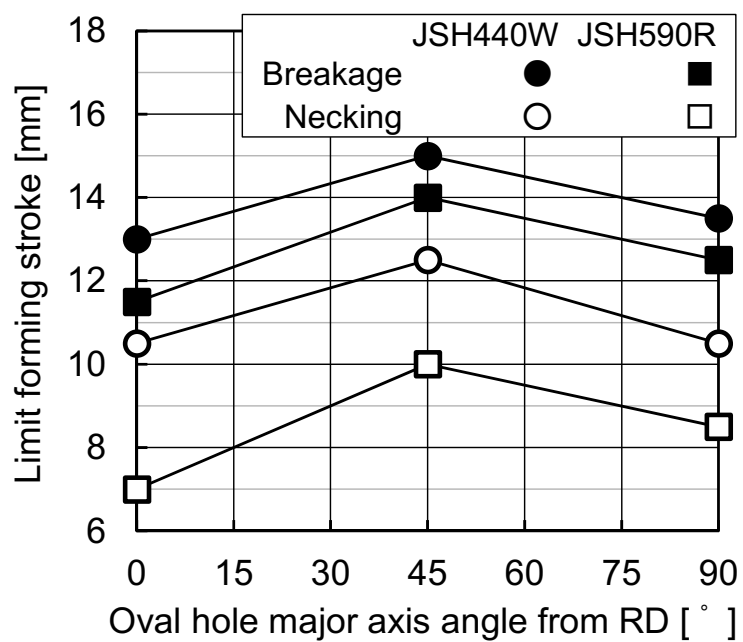


図 4.11 楕円形穴広げ成形のネッキング・破断発生ストローク

## 4.6 楕円形穴広げ試験結果の実験的考察

### 4.6.1 楕円形穴方向に対するネッキング・破断挙動

円形穴広げ試験では各材料共に圧延方向へ破断が発生したが、楕円形穴広げ試験では材料と楕円形穴の方向によって破断方向が異なり、JSH440W の全ての  $\alpha$  条件と JSH590R の  $\alpha=0, 90^\circ$  の条件では楕円形穴の長径方向 ( $=\alpha$ ) に破断が発生するが、JSH590R の  $\alpha=45^\circ$  条件での破断は圧延  $45^\circ$  方向から圧延方向側へ亀裂が傾斜して発生した。また同時に圧延  $90^\circ$  方向側へ傾斜したネッキングも観察された。これらの結果は、ひずみ局所化の方向には、鋼板の  $r$  値および  $n$  値の異方性もまた影響するということを示唆している。

JSH590R の  $\alpha=45^\circ$  条件では内割れ傾向となっており (図 4.10(b))、平面ひずみ変形下での破断発生が考えられる。平面ひずみ変形下での破断挙動には  $n$  値の面内異方性の影響が強いとの報告もあることから[1]、 $\alpha=45^\circ$  条件での圧延方向への亀裂の傾斜は圧延  $90^\circ$  方向で最も低い  $n$  値 (図 2.4) が原因となった可能性がある。また、圧延  $90^\circ$  方向へ傾斜して発生したネッキングについては穴縁で最も深いことから、単軸引張変形下での穴縁において圧延方向で最も低い  $r$  値に起因したものと推定される。

一方、JSH440W については、 $n$  値、 $r$  値の面内異方性の傾向は JSH590R と定性的には同様であるが、最大値と最小値の偏差は相対的に小さい (図 2.1(a)および図 2.4)。このため JSH590R と異なり  $\alpha=45^\circ$  条件でも楕円形穴の長径方向に亀裂方向が一致した理由は、材料特性の面内異方性よりも楕円形穴の先端形状 (応力集中) の影響が上回ったものと考えられる。

### 4.6.2 楕円形穴方向に対するネッキング・破断発生ストローク

図 4.11 は、表 4.1, 4.2 に記載したネッキングおよび破断発生ストロークを楕円形穴方向に対してプロットしたものである。各材料において  $\alpha=0^\circ$  条件で成形限界が最も低い結果は、圧延  $90^\circ$  方向での  $n$  値が最も低いことが原因と考えられ、さらに  $r$  値も圧延方向に次いで低いことも影響しているものと考えられる。また  $\alpha=90^\circ$  条件では、圧延方向で  $r$  値が最も低いことが楕円形穴先端の局所変形に強く影響し、成形限界を下げる方向に作用すると考えられるが、 $\alpha=0^\circ$  条件よりも成形限界が高かったことから、今回の試験条件においては特に  $n$  値の面内異方性の影響が大きかったと言える。

以上より、楕円形穴を対象とした円筒穴広げ成形の局所変形挙動には、 $n$  値および  $r$  値の面内異方性が影響し、特に  $n$  値の影響が大きいものと考えられる。しかしながら、図 2.4 に示す  $n$  値は単軸引張試験での一様伸び範囲で得られたものであり、大ひずみ域での加工硬化挙動の異方性の発展、すなわち異方硬化の影響はここまでの議論には含まれておらず、十分な考察が出来ているとは言い難い。異方硬化の影響については異方硬化モデルを用いた有限要素シミュレーションによる穴広げ成形解析を第 5 章にて実施し、さらに考察を進めることとする。

#### 4.7 結言

高張力熱延鋼板 JSH440W, JSH590R を対象に, 円形穴および楕円形穴を用いた円筒穴広げ試験を実施し, 穴周囲の局所変形挙動について実験的考察を行った.

- 1) 円形穴広げ試験では, JSH440W, JSH590R 共に圧延方向に破断が発生し, さらに圧延  $90^\circ$  方向にもひずみの集中 (板厚減少) が見られた. これには両材料の  $n$  値および  $r$  値の面内異方性が影響しており, 特に圧延方向での破断発生については圧延  $90^\circ$  方向での  $n$  値が最も低いことが強く影響したものと考えられる. 本試験での破断は内割れ傾向となっており, 平面ひずみ変形下における変形挙動に対して  $n$  値が支配的であることに起因している可能性が高い.
- 2) 楕円形穴広げ試験では, 材料特性の面内異方性を強く示す JSH590R で, 楕円形穴方向が圧延  $45^\circ$  方向の条件で亀裂が圧延  $45^\circ$  方向から圧延方向側へ傾斜する傾向を示した. また破断形態も内割れ傾向であることから, これについても円形穴広げ試験と同様に, 平面ひずみ変形下での  $n$  値の異方性の影響である可能性が高い. 一方, 相対的に異方性が小さい JSH440W では, 楕円形穴方向が圧延  $45^\circ$  方向の条件でも亀裂方向は楕円形穴の方向と一致した. これは材料異方性よりも楕円形穴の先端形状による応力集中効果の影響が上回ったものと考えられる.
- 3) 両材料共に楕円形穴方向が圧延方向に一致した条件において, 成形限界が最も低い結果となった. これは圧延  $90^\circ$  方向での  $n$  値が最も低いこと, および同じく圧延  $90^\circ$  方向での  $r$  値が圧延方向に次いで低いことが原因と考えられる.

一様伸び範囲で測定した  $n$  値だけでは検討できない大ひずみ域における異方硬化特性の影響については, 第5章において考察を進める.

#### 参考文献

- [1] Itou Y, Nakazawa Y. Effects of the initial diameter of bore and the planar anisotropy of  $n$  value and  $r$  value on fracture behavior of HSS by flat-bottomed cylindrical punch forming. Proc IDDRG 2010; 157-166.
- [2] Iizuka E, Hashimoto K, Kuwabara T, Ishiwatari A, Inazumi T, Effects of anisotropic yield functions on the accuracy of forming simulations of hole expansion, Proc. IDDRG (2009), 153-163.
- [3] Nakagawa T, Yoshida K, Cut-off Punching Process – A New Method for Recovery of Stretchability of Sheared Edge -. J. of JSTP, 10-104 (1969), 665-671.

- [4] Iizuka E, Hira T and Yoshitake A, Effect of forming conditions on stretch flange formability of high-strength hot-rolled steel sheets, J. of JSTP, 46-534 (2005), 625-629.

## 第5章 材料異方性を考慮した成形シミュレーションの穴広げ成形への適用と考察

### 5.1 緒言

自動車車体構造部品への高張力鋼板の適用が進む中で、コンピュータシミュレーションによる成形性評価はルーチンワークとなっている。しかしながら、高張力鋼板では変形挙動の異方性が強いことから、特に伸びフランジ成形において破断開始の予測にはまだ難しさが残っている。第4章においては穴広げ成形における高張力鋼板の変形挙動に及ぼす材料異方性の影響について実験的に考察を行った。本章では、円形穴および楕円形穴の穴広げ成形試験を対象に、第3章において各種の異方性パラメータを同定した3種類の異方性降伏関数（Hill48- $r$ 、Yld2000-2d、6次多項式型）を用いた有限要素シミュレーションを実施し、材料異方性の影響について検討した。特に異方性の発展の影響について、6次多項式型異方性降伏関数と異方硬化モデル（吉田，濱崎ら[1]）を用いたシミュレーションを実施して考察を行った。

## 5.2 穴広げ成形シミュレーションの解析手法

### 5.2.1 有限要素シミュレーションの解析モデル

有限要素法による円形穴および楕円形穴の穴広げ成形のシミュレーションを、動的陽解法汎用構造解析ソルバーLS-DYNA ver.971 を用いて実施した。ブランクモデルの要素タイプには弾塑性体で板厚方向に7点の積分点を持つ4節点完全積分シェル要素を使用し、ダイ、パンチ、ブランクホルダーの各金型モデルには剛体のシェル要素を用いた。ブランクと各金型の間にはクーロン摩擦を仮定し、摩擦係数を0.10と仮定した。穴広げ成形試験では、材料流入を抑制するための流入拘束ビードがダイとブランクホルダーに設けられているが(図4.1(a))、穴広げ成形シミュレーションでは解析モデルの簡略化のため流入拘束ビードに相当する位置において変位拘束の境界条件を付与することで代用し、ダイおよびブランクホルダーの要素分割モデルでは流入拘束ビードを省略した。図5.1に穴広げ成形の有限要素解析モデルの概要を示す。

次に円形穴ブランクに対する有限要素分割モデルを図5.2に示す。円形穴広げのシミュレーションではその対称性から1/4モデルを使用し、ブランクの要素分割モデルは軸対称となるように作成した。要素分割の要領としては、半径方向は2mmピッチ、周方向は円形穴広げ成形試験でのレーザーマーキングのパターン(図4.2)に合わせ3.75°ピッチ(1/4モデルで24分割)とした。

一方、楕円形穴広げシミュレーションでは楕円形穴の長径方向が圧延方向または圧延90°方向と一致する場合以外は対称性が成立しないため、楕円形穴の方向に関わらず全ての条件でフルモデルを使用した。また楕円形穴ブランクの要素分割の要領としては、ひずみ局所化の計算、特にネッキングの方向が分割要素の並び方により影響を受けるのをできるだけ回避するため、穴の周囲はランダム状の要素分割とし、楕円形穴の先端形状の再現性を確保するため穴縁の最小要素分割サイズは約0.2mm、最大要素分割サイズは約2mmとした。楕円形穴ブランクの有限要素分割モデルを、楕円形穴長径方向 $\alpha=45^\circ$ 条件を例として図5.3に示す。

### 5.2.2 材料モデル

第3章において述べたように、有限要素シミュレーションには3種類の異方性降伏関数(Hill48-r, Yld2000-2d, 6-polyモデル)を使用した。JSH440Wを対象とした円形および楕円形穴広げシミュレーションでは、本材料の異方硬化挙動がかなり弱かったことから等方硬化(IH)を仮定した。またJSH590Rを対象としたシミュレーションでは、本材料が相対的に強い材料異方性と異方硬化挙動を示したことから、3種類の異方性降伏関数を用いた等方硬化(IH)モデルだけでなく、6-poly降伏関数と異方硬化(AH)モデルを組み合わせた計算も実施した。

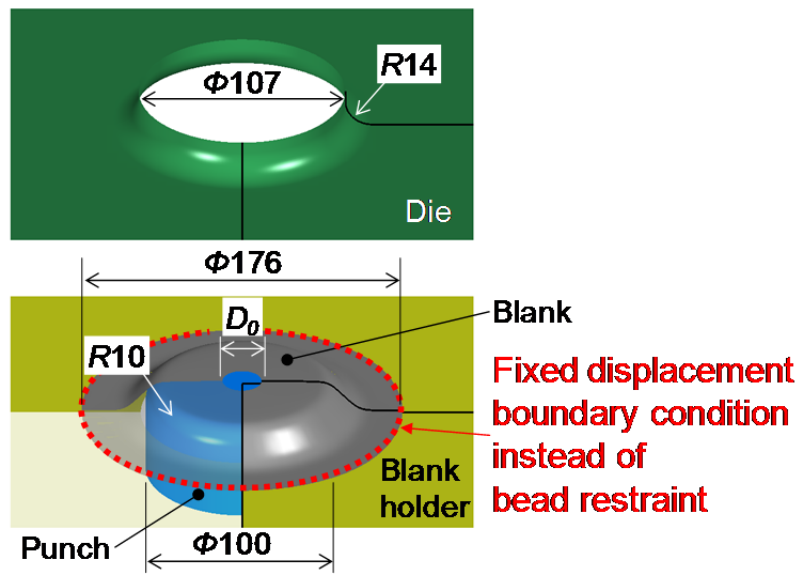


図 5.1 穴広げ成形解析の有限要素モデル

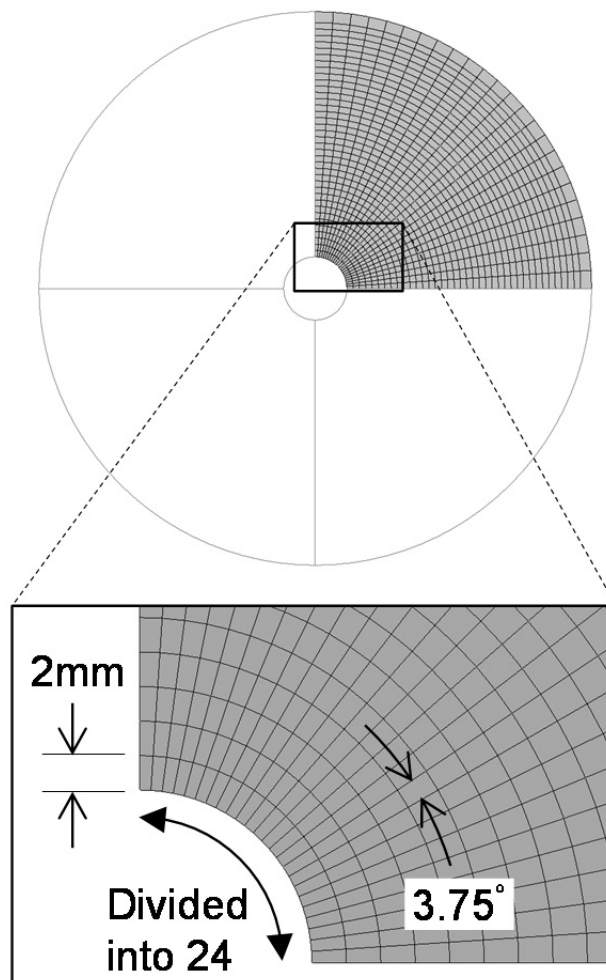


図 5.2 円形穴ブランクの有限要素分割モデル

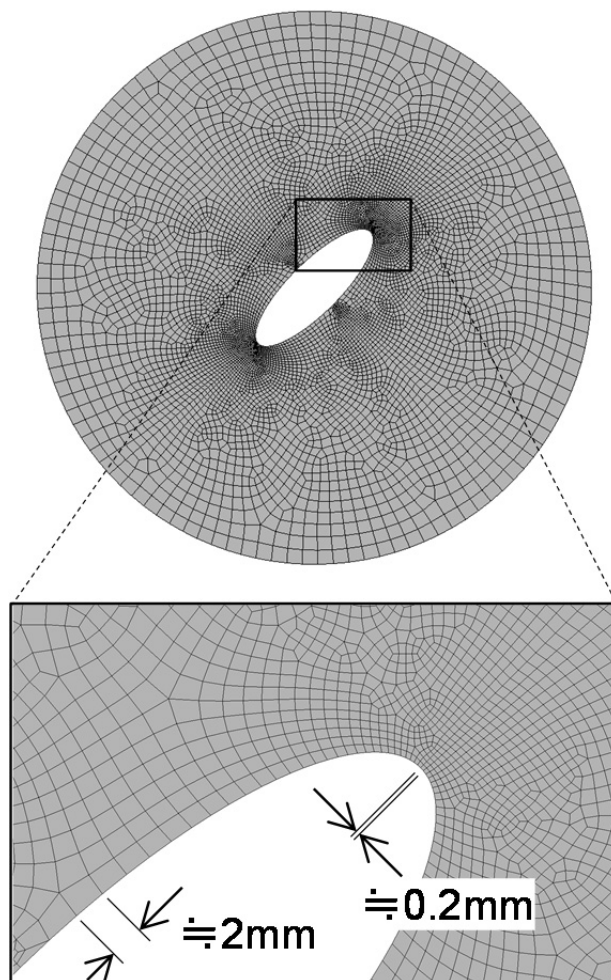


図 5.3 楕円形穴ブランクの有限要素分割モデル



## 5.3 穴広げ成形シミュレーション結果および考察

### 5.3.1 JSH440W の円形穴広げ成形

JSH440W の  $D_0=20, 40\text{mm}$  条件の円形穴広げ成形を対象とし、3種類の異方性降伏関数と IH モデルを組み合わせた成形シミュレーションによる穴縁周りの板厚ひずみ分布の計算結果と穴広げ試験結果の比較を図 5.4, 5.5 に示す。比較対象の試験データはネッキング発生直前の結果であり、また各図には計算結果のカラーマップも合わせて示す。これらの図から、3種類の異方性降伏関数モデルによる  $D_0=40\text{mm}$  条件の板厚ひずみの計算結果は、いずれもほぼ同じ分布を示すとともに穴広げ試験結果と良く一致しているのに対して、 $D_0=20\text{mm}$  条件ではそれぞれの計算結果が大きく異なっていることが判る。 $D_0=20\text{mm}$  条件では 6-poly モデルを用いた計算結果はかなり良く板厚ひずみ分布の傾向を捉えている。Yld2000-2d モデルの計算結果も穴縁周りの板厚減少を定性的には表現できているが、板厚分布の最大-最小のピーク値をそれぞれ弱めに予測している。Korkolis ら[2]は最近 AA6022-T4 アルミニウム板の円形穴広げ成形を対象として Yld2000-2d モデルを用いた有限要素シミュレーションの結果について報告しているが、彼らの計算においても板厚分布について同様の結果となっている。Yld2000-2d は降伏曲面の形だけでなく  $r$  値および流動応力の異方性も概ね良く予測できており、また 6-poly モデルとも非常に良く似た結果であるにも関わらず (図 3.1~3.3 参照)、なぜこのような現象が起こるのかはまだ明らかになっていない。少なくとも穴広げ成形シミュレーションは材料モデルの影響を非常に受けやすいことが判る。Hill48- $r$  モデルについては、図 5.4 に示すように  $D_0=20\text{mm}$  条件での板厚減少の最大と最小のピーク値を穴広げ試験結果に対して逆方向に予測しており、試験結果の傾向を全く表現できていない。この原因は Hill48- $r$  モデルでは  $r$  値の異方性は良く予測出来ている一方で、流動応力の異方性の予測精度が低いこと、すなわち予測した流動応力が圧延  $45^\circ$  方向で小さすぎ、また圧延  $90^\circ$  方向では大きすぎるといふ乏しい予測精度にあると考えられる (図 3.1)。その結果として、Hill48- $r$  モデルによる計算では板厚減少のピークが圧延  $45^\circ$  方向に現れる結果となっている。

上述の通り、 $D_0=40\text{mm}$  条件では3種類の異方性降伏関数のいずれのモデルを用いても穴縁周りの板厚ひずみ分布は穴広げ試験結果と良く一致しており、これは流動応力の異方性の予測精度が低い Hill48- $r$  モデルでも同様である。換言すれば、 $D_0=40\text{mm}$  条件では穴縁周りの板厚ひずみ分布への流動応力の影響は小さく、 $r$  値の異方性が支配的であることを示唆している。第4章の穴広げ試験結果において、 $D_0=40\text{mm}$  条件では穴縁からネッキングが開始していることから、初期穴径が相対的に大きい場合は穴縁周辺の単軸引張変形領域が広くなり、 $r$  値の寄与度が増すものと考えられる。これに対して、 $D_0=20\text{mm}$  条件では Hill48- $r$  モデルのみ穴広げ試験の傾向を定性的にも全く再現できていないことから、穴縁周りの板厚ひずみ分布には  $r$  値のみならず流動応力の異方性も支配因子であることが判る。次節では JSH590R について AH モデルを用いた検討により異方硬化の影響についても考察を行う。

### 5.3.2 JSH590R の円形穴広げ成形

JSH590R の  $D_0=20, 40\text{mm}$  条件のネッキング発生直前のストロークにおける穴縁周りの板厚ひずみ分布について、3種類の異方性降伏関数と IH モデル、さらに 6-poly 降伏関数と AH モデルの組み合わせによる計算結果と試験結果の比較をそれぞれ図 5.6, 5.7 に示す。各図には計算結果のカラーマップも合わせて示す。3種類の降伏関数と IH モデルによる計算結果では、 $D_0=20\text{mm}$  条件の Hill48- $r$  では板厚減少ピークが圧延  $45^\circ$  方向と試験結果とは逆方向に予測される点、また Yld2000-2d では最大-最小のピーク値がそれぞれ弱く予測される点など、JSH440W での結果と定性的に同じ傾向を示した。また 6-poly と IH モデルまたは AH モデルを組み合わせた場合の計算結果を比較すると、AH モデルの方が板厚減少部位の分布についてより良い結果を示しており、穴広げ試験結果とも良く一致している (図 5.6)。 $D_0=40\text{mm}$  条件においても概略 JSH440W の結果と同傾向で、各々の異方性降伏関数と硬化モデルの組み合わせによる板厚ひずみの計算結果はいずれも近い分布を示しており、穴広げ試験結果とも概ね一致している (図 5.7)。しかしながら、個々のモデルについて詳しく見ると、Hill48- $r$ +IH モデルでは圧延方向のひずみ集中が他のモデルおよび穴広げ試験結果に対して弱い結果となった。Hill48- $r$  モデルによる JSH440W, JSH590R の  $r$  値および流動応力の再現性は同傾向で、 $r$  値は単軸引張試験結果と良く一致し、流動応力は圧延  $45^\circ$  方向と  $90^\circ$  方向での乖離が大きい (図 3.1, 3.2)。特に JSH590R では流動応力の再現性が極端に低くなっており、圧延  $90^\circ$  方向の流動応力を高く計算しすぎていることが  $D_0=40\text{mm}$  条件の圧延方向での板厚ひずみの乖離につながったものと思われる。また 6-poly+IH モデルと AH モデルを比較すると、いずれも圧延方向と圧延  $90^\circ$  方向のひずみ集中がそれぞれの方向に対して約  $\pm 5\sim 15^\circ$  両側に分岐しており、IH モデルでは圧延  $90^\circ$  方向、AH モデルでは圧延方向でその傾向が強い。穴広げ試験結果では圧延方向でひずみ集中の分岐が確認できるため (図 4.7(b))、板厚ひずみの絶対値も含めて IH モデルよりも AH モデルの方が試験結果をより良好に再現できている。ただし、その差は極端に大きなものではない。

次に  $D_0=20\text{mm}$  条件の穴広げ試験について、圧延方向のネッキング発生が確認された成形ストローク  $14\text{mm}$  における板厚ひずみ分布の 6-poly+IH モデルおよび AH モデルによる計算結果を、穴縁の周方向と半径方向の双方について対応する試験結果と共に図 5.8, 5.9 に示す。まず穴縁周りの板厚ひずみ分布については、IH モデルでは圧延  $90^\circ$  方向に穴広げ試験結果には無いひずみ集中の分岐が発生しており、また圧延方向のひずみ集中も弱い。一方、AH モデルでは圧延方向に集中してひずみが発達する様子も含めて試験結果と非常に良く一致している (図 5.8)。また半径方向の板厚ひずみ分布については、IH モデルでは穴縁端部から内側のひずみ集中を全く予測できていないのに対して、AH モデルでは最もネッキングが深い位置 (端部より約  $3\text{mm}$ ) も含めて正確に予測した (図 5.9)。ネッキング発生ストローク  $14\text{mm}$  における板厚ひずみのカラーマップを図 5.8 に合わせて示すが、6-poly+AH モデルを用いた計算結果では IH モデルよりも圧延方向におけるひずみの局所化をよりはっきりと表現できている。以上より、ネッキングが発生した成形ストローク  $14\text{mm}$  の計算結果では、ネッキング発

生直前の成形ストローク 12mm の条件と比較して IH モデルと AH モデルによる板厚ひずみの予測結果の差が拡大しており，AH モデルは IH モデルに対してより現実に近い板厚減少の予測ができていていると言える．これは，AH モデルにより表現された大ひずみ域での加工硬化挙動において，圧延 60° 方向から 90° 方向にかけての低い加工硬化率が，穴縁端部より内側の領域，すなわち平面ひずみに近い領域での変形挙動に強く影響したものと考えられる．

続いて  $D_0=40\text{mm}$  条件のネッキング発生ストローク 20mm における計算結果と試験結果の比較を図 5.10, 5.11 に示す．なお，穴広げ試験のネッキングの方向が圧延方向に対して傾斜していることから，図 5.11(a) の計算結果も半径方向の板厚ひずみが極小となる圧延方向から 13.125° 傾斜した要素列を選択した．穴縁周りの板厚ひずみ分布では，ネッキング発生直前の成形ストローク 17mm 想定 of 計算結果と同様に 6-poly+IH モデル，AH モデル共に圧延方向と圧延 90° 方向の板厚ひずみが分岐して集中しており，IH モデルでは両方向，AH モデルでは圧延方向でその程度が大きい (図 5.10)．前述の通り  $D_0=40\text{mm}$  条件の試験結果でも圧延方向ではひずみ集中の分岐が見られることから，AH モデルの方が試験結果により近い傾向を示している．半径方向の板厚ひずみ分布については，穴広げ試験の圧延方向での鋼板内側で最大となる傾向は IH，AH モデル共に再現できていないものの，試験でも片側では穴縁でひずみが最大となる結果であり，ネッキングの起点が穴縁端部および鋼板内側の両方に生じる可能性のある条件と言える．計算結果は圧延方向の穴縁端部で板厚ひずみが最大となっており，試験結果の片側方向とは定性的に一致している (図 5.11)．

$D_0=40\text{mm}$  条件では供試材が JSH440W か JSH590R に関わらず 6-poly+IH，AH の両モデルの計算結果で圧延方向と圧延 90° 方向の両方向にひずみ集中の分岐が生じており，これは両材料の  $r$  値異方性の表現において圧延方向に対して約 5~10° と約 80~85° 付近で極小値となっていること (図 3.1(a), 3.2(a))，さらに JSH590R の圧延方向については AH モデルの大ひずみ域で 60°，67.5° 方向の加工硬化率が低いこと (図 3.5) が影響している可能性が高い．JSH590R のネッキング発生ストロークの試験結果では圧延方向の穴縁端部と鋼板内側の両方にネッキングの起点が見られることから  $r$  値と加工硬化の異方性の両者が，JSH440W の試験結果では概ね穴縁端部からネッキングが開始していることから  $r$  値の異方性が影響しているものと推察される．次に  $D_0=20\text{mm}$  条件では，JSH590R で IH モデルでは再現できなかった圧延方向の鋼板内側でのネッキング起点を AH モデルで再現できたことから，本試験結果のひずみ局所化挙動には大ひずみ域での異方硬化の影響が支配的であるものと考えられる．JSH440W では単軸引張試験で得られた応力-ひずみ曲線や  $n$  値の方向依存性が小さく (図 2.3(a), 2.4)，また面内引張-曲げ試験で得られた圧延 0°，45°，90° 方向の大ひずみ域での応力-ひずみ曲線についてもその差が小さかったことから (図 2.8(a)) 異方硬化は小さいと判断し，今回 AH モデルのパラメータ同定は実施しなかった．しかしながら  $D_0=20\text{mm}$  条件では JSH590R と同様に圧延方向の鋼板内側でネッキングが開始しており (図 4.5(a))，またこの原因として  $r$  値の異方性 (図 3.1(a)) のみからは説明が難しいことから，

JSH440W でも加工硬化挙動が影響している可能性も考えられる. これについては次章において実施した単軸引張試験の追加条件の結果も含めて検討したい.

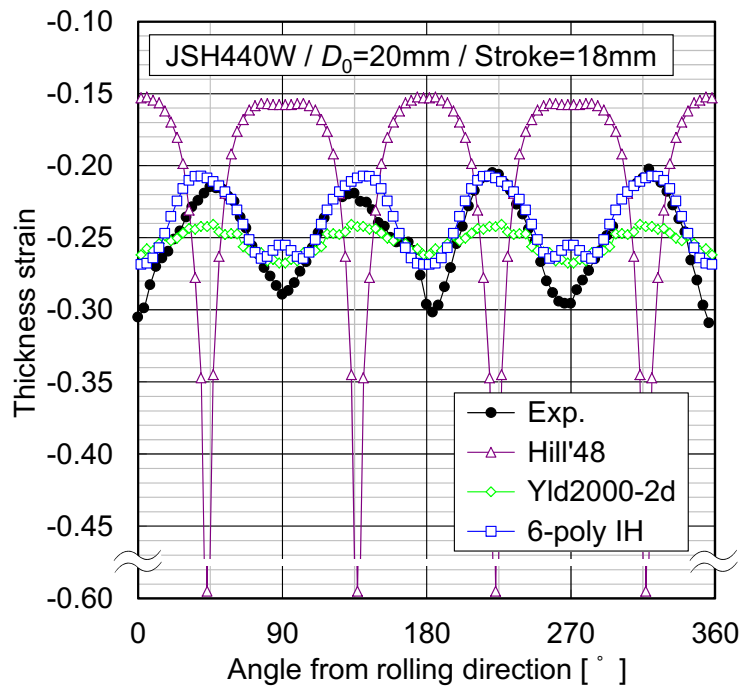
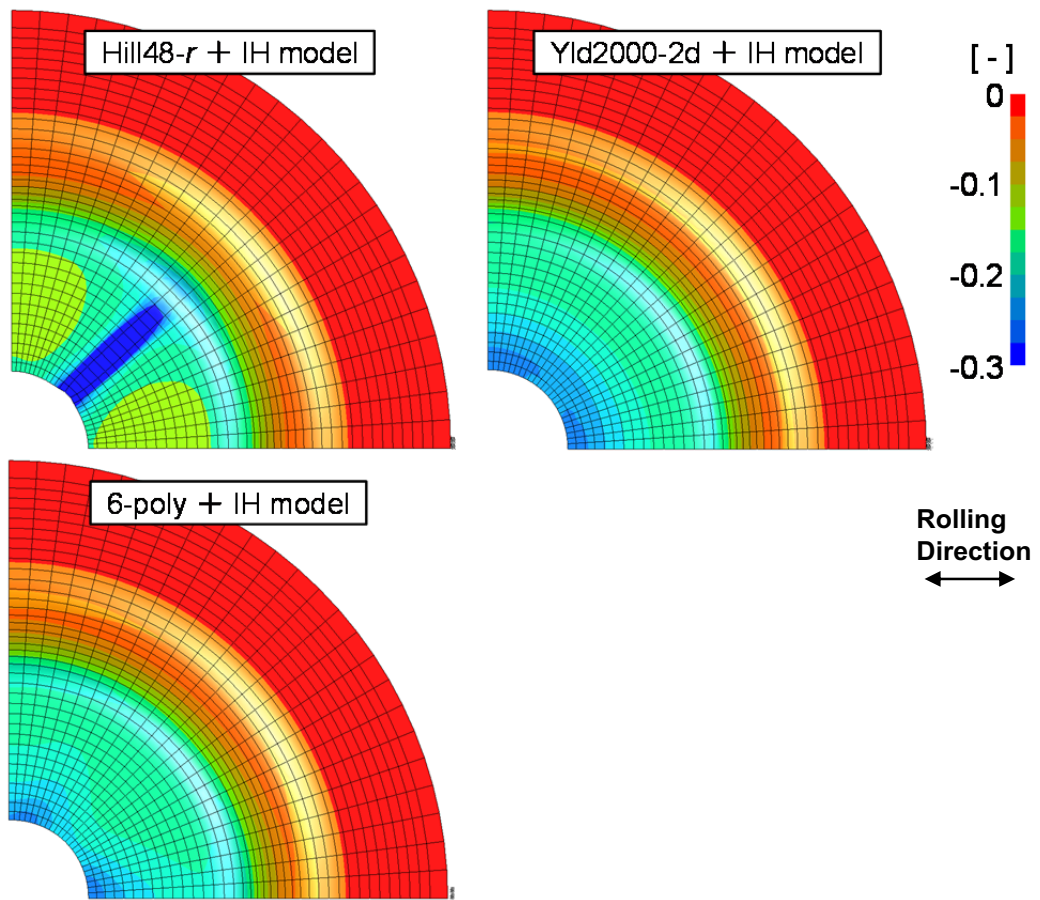


図 5.4 各種異方性降伏関数+IH モデルによるネッキング直前ストロークの穴縁周りの板厚ひずみ分布の計算結果 / JSH440W ·  $D_0=20\text{mm}$

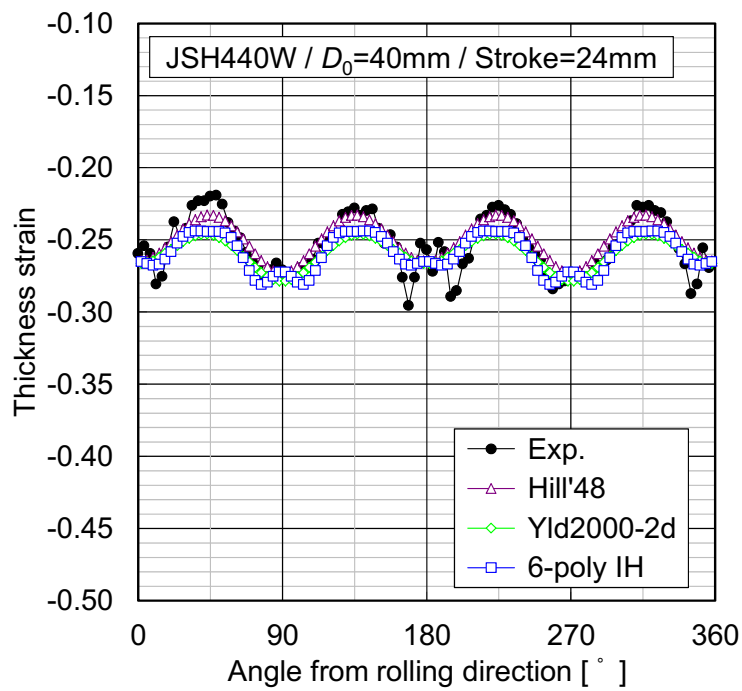
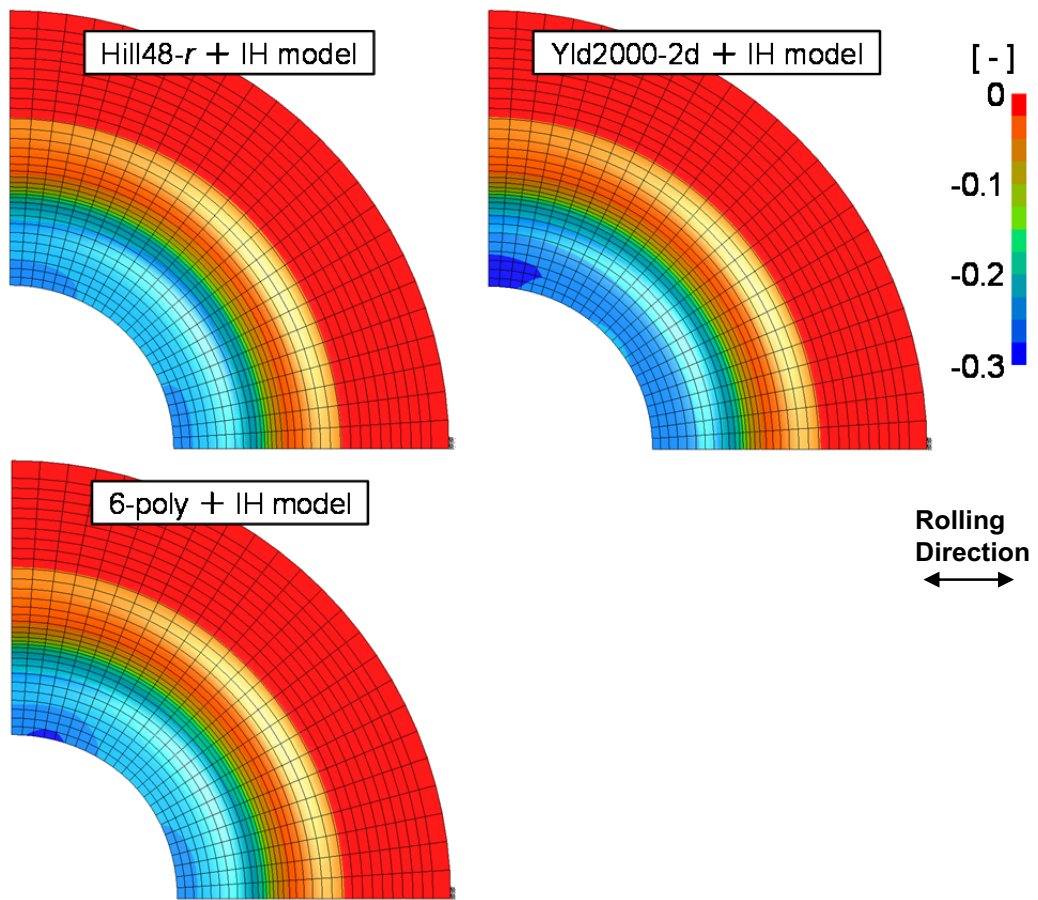


図 5.5 各種異方性降伏関数+IH モデルによるネッキング直前ストロークの穴縁周りの板厚ひずみ分布の計算結果 / JSH440W ·  $D_0=40\text{mm}$

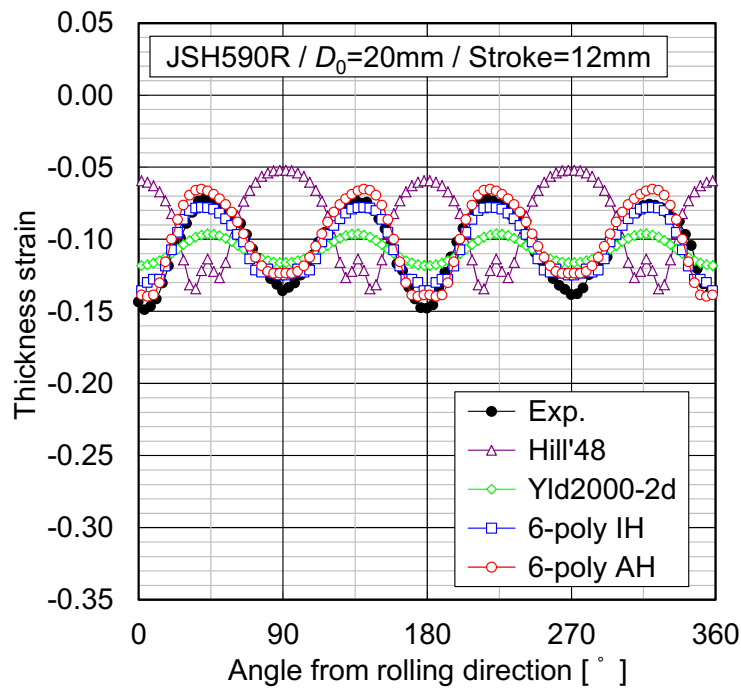
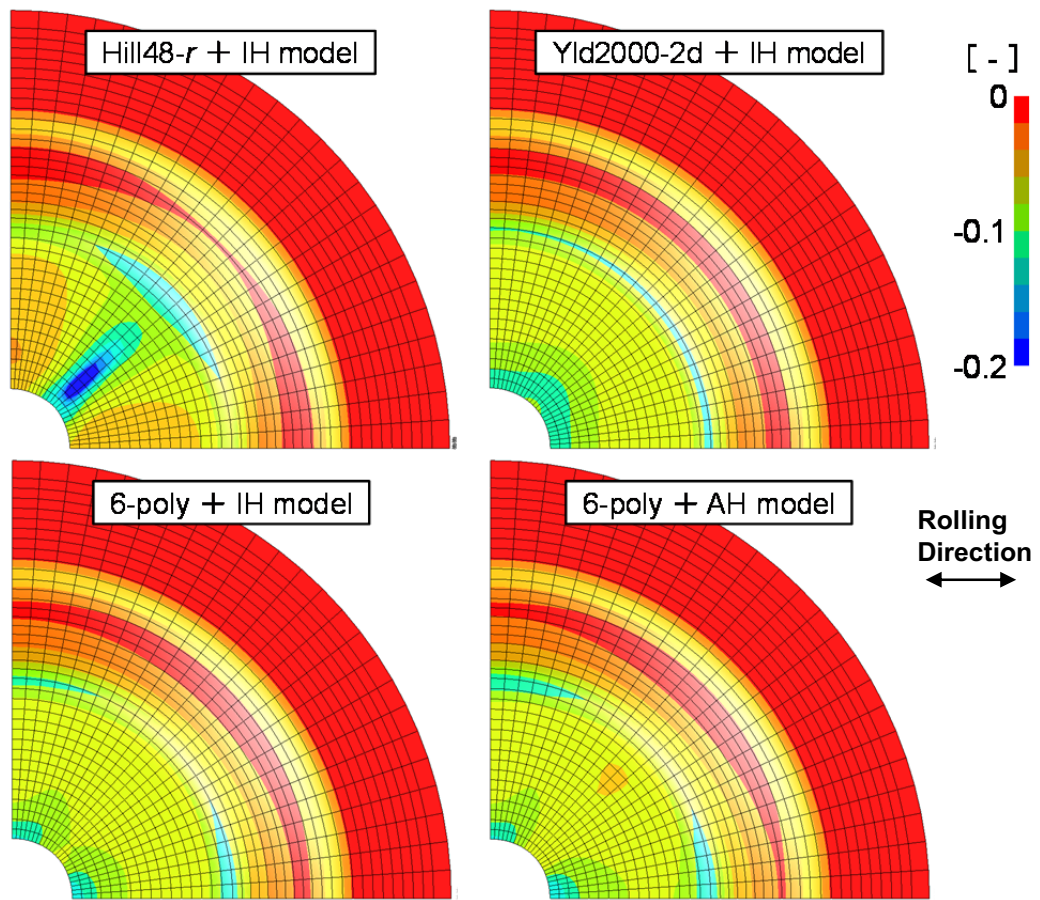


図 5.6 各種異方性降伏関数+IH・AHモデルによるネッキング直前ストロークの穴縁周りの板厚ひずみ分布の計算結果/JSH590R・ $D_0=20\text{mm}$

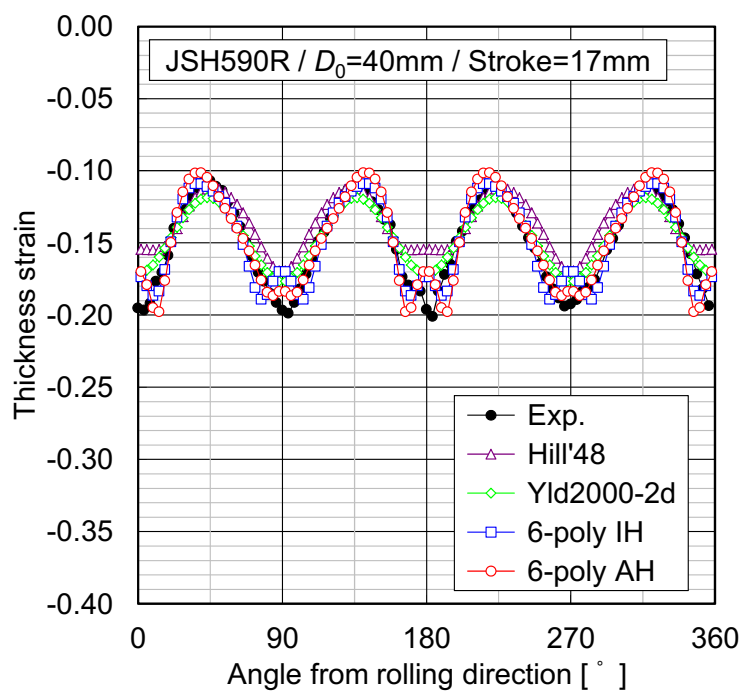
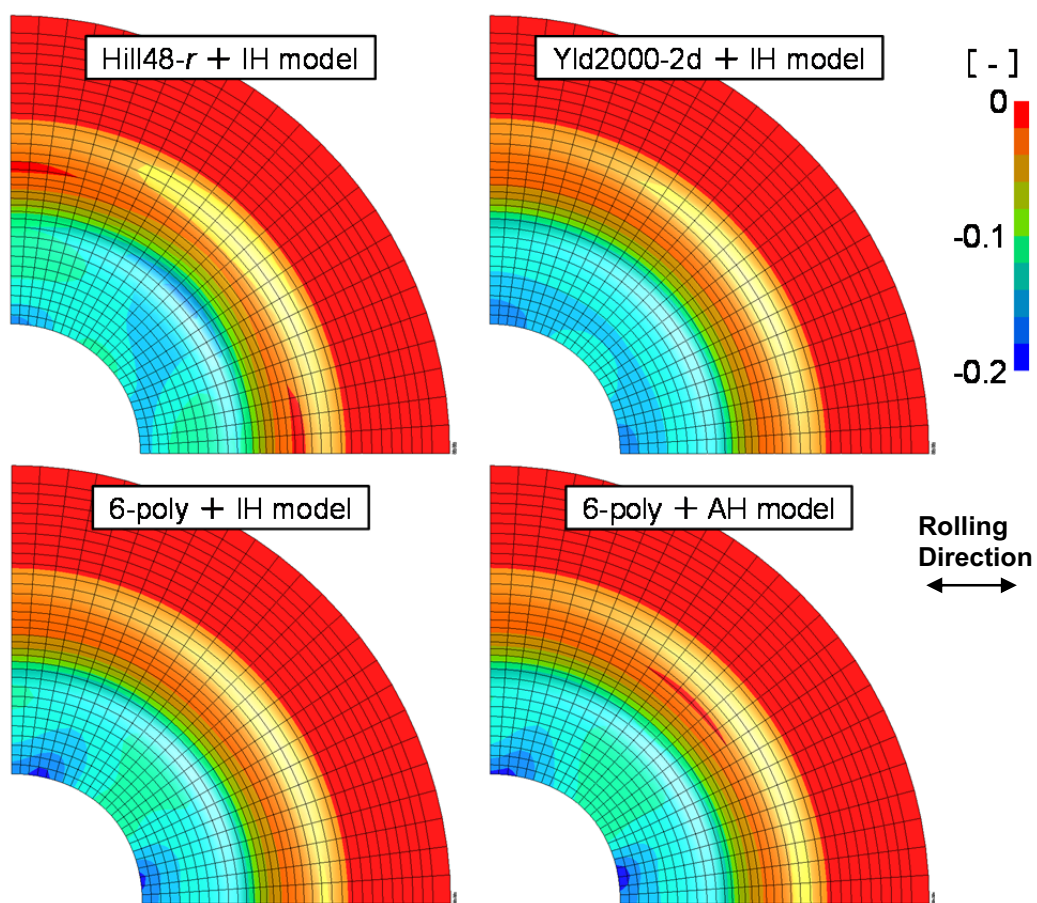


図 5.7 各種異方性降伏関数+IH・AHモデルによるネッキング直前ストロークの穴縁周りの板厚ひずみ分布の計算結果/JSH590R・ $D_0=40\text{mm}$



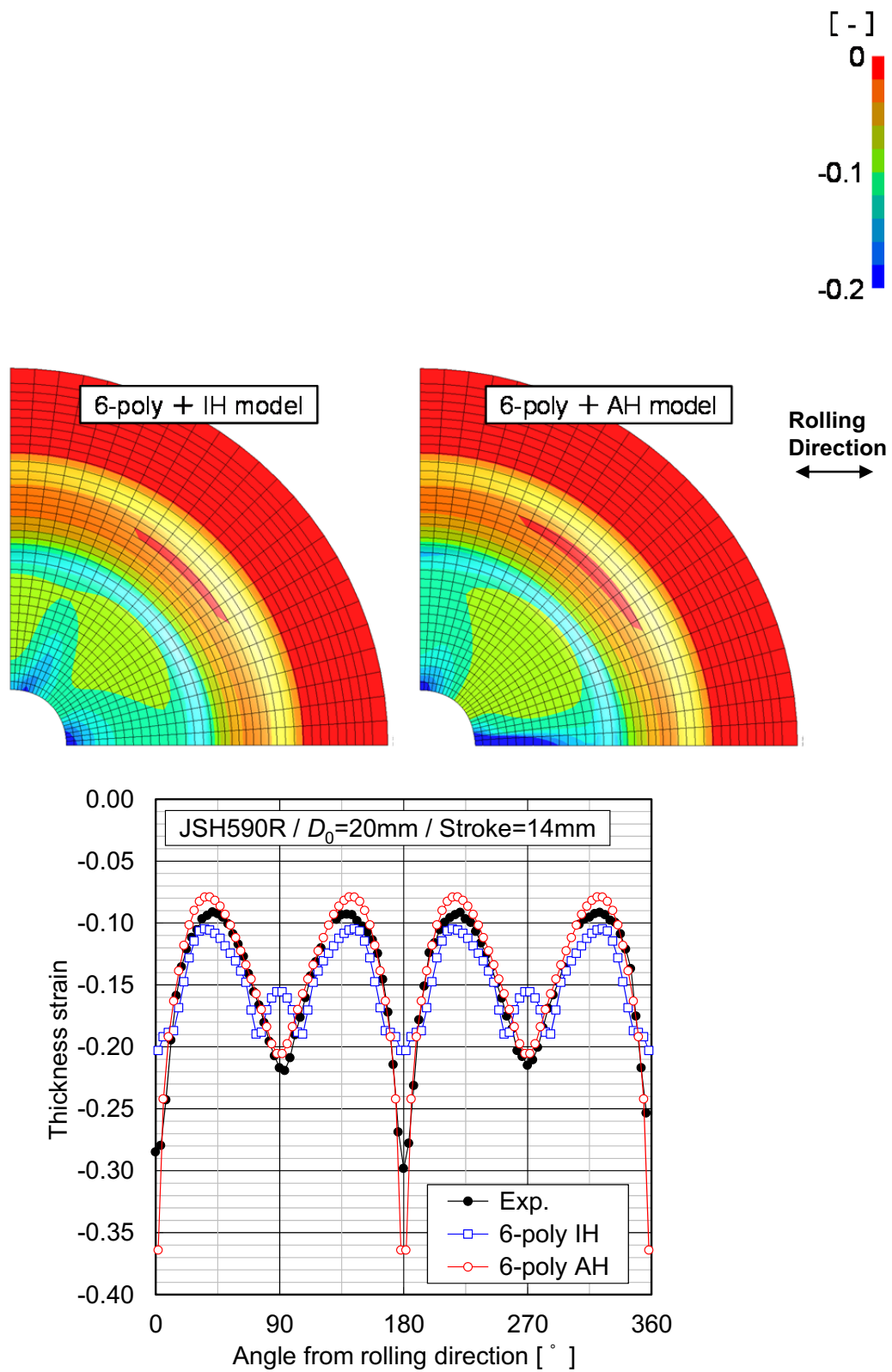
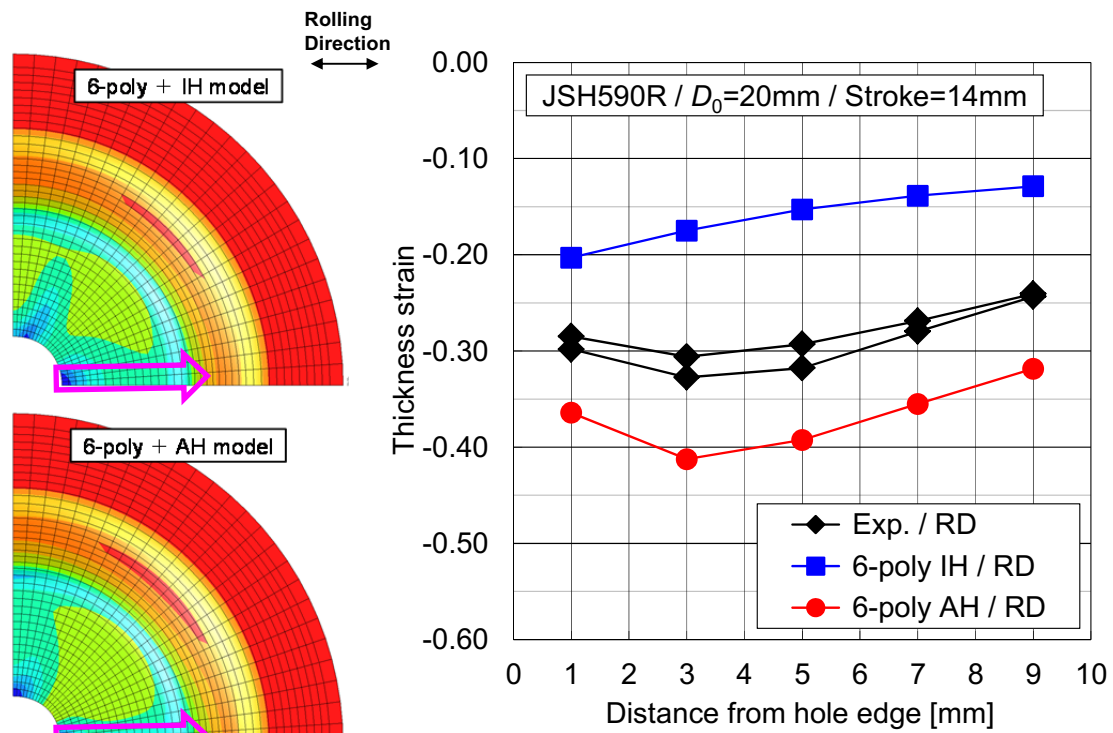
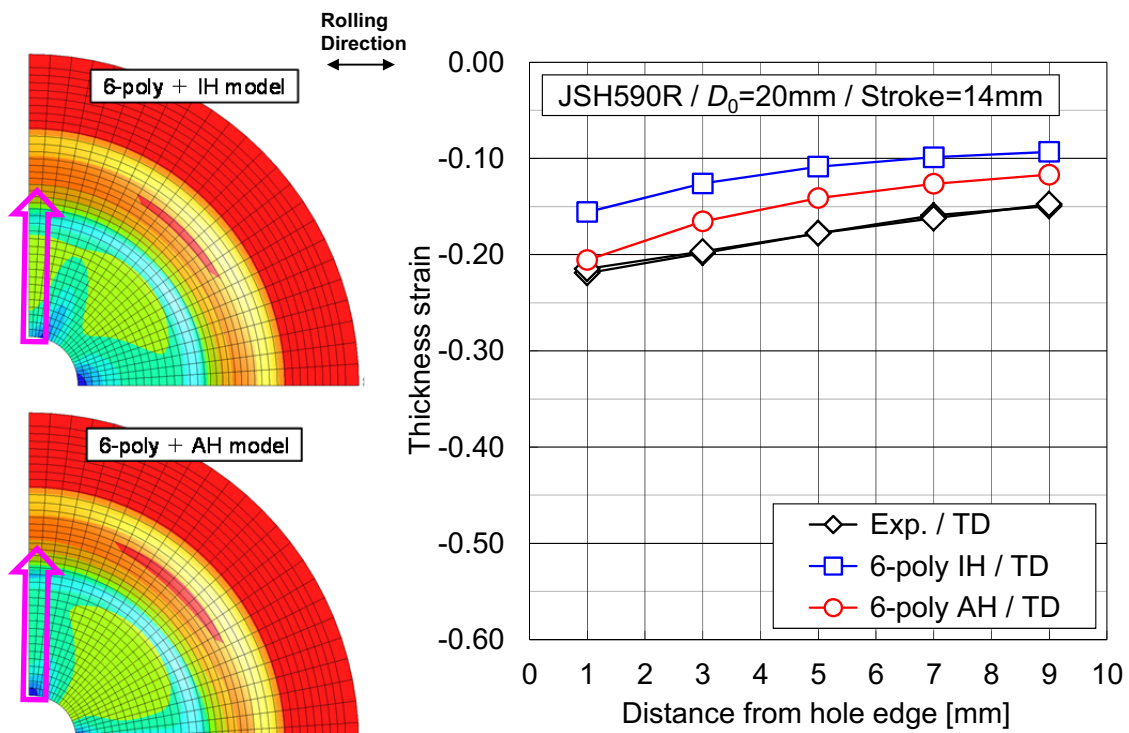


図 5.8 6-poly+IH・AH モデルによるネッキング発生ストロークの穴縁周りの板厚ひずみ分布の計算結果 / JSH590R・ $D_0=20\text{mm}$



(a) 圧延方向



(b) 圧延 90° 方向

図 5.9 6-poly+IH・AHモデルによるネッキング発生ストロークの半径方向の板厚ひずみ分布の計算結果/JSH590R・ $D_0=20\text{mm}$

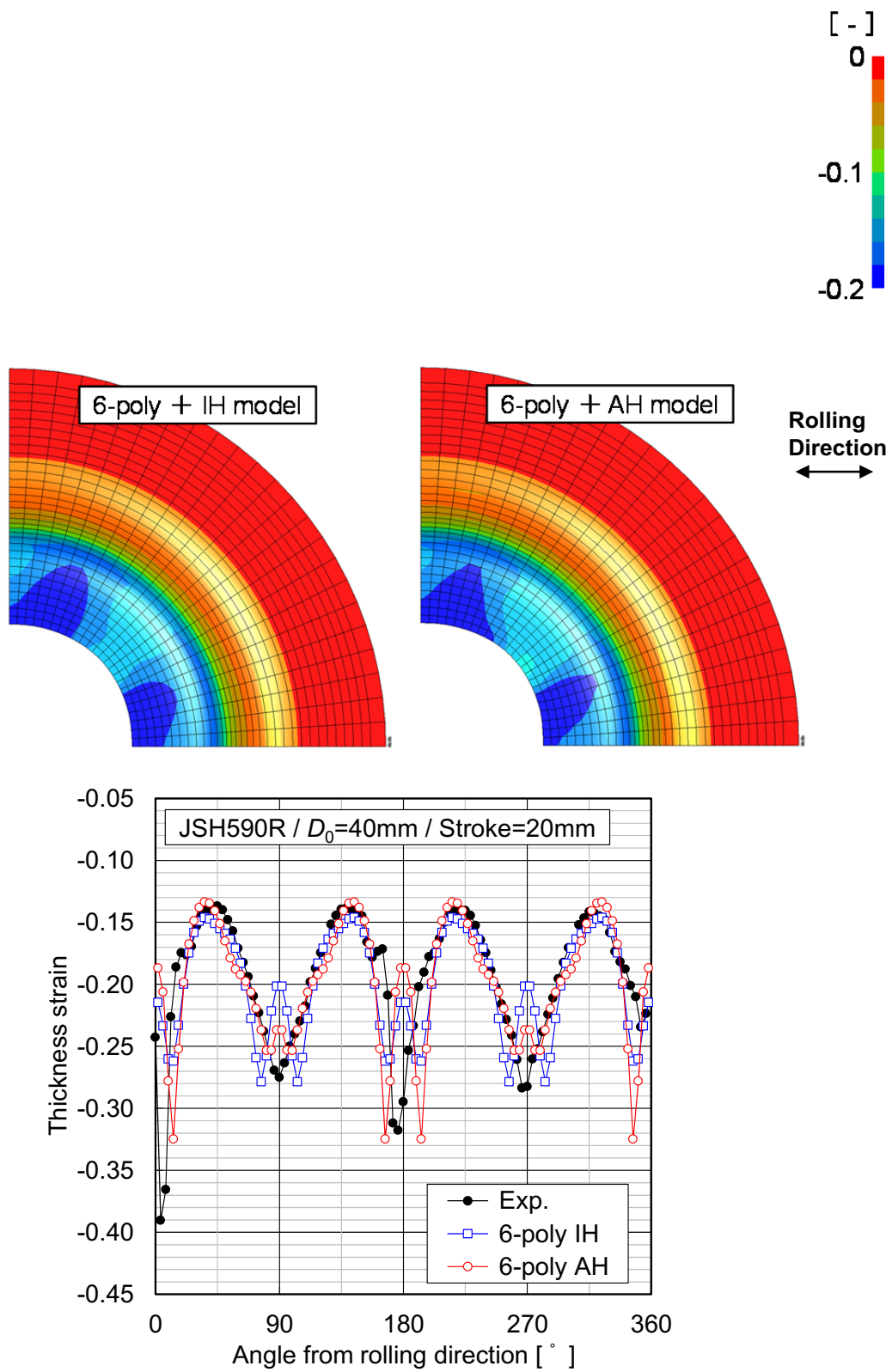
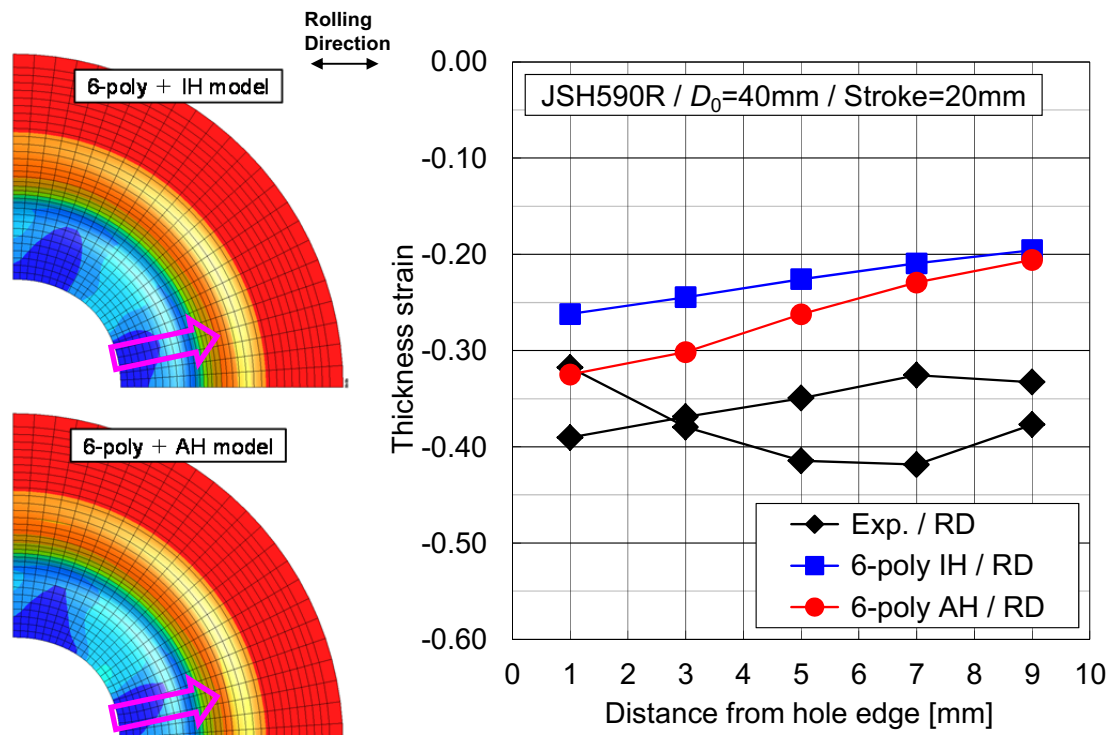
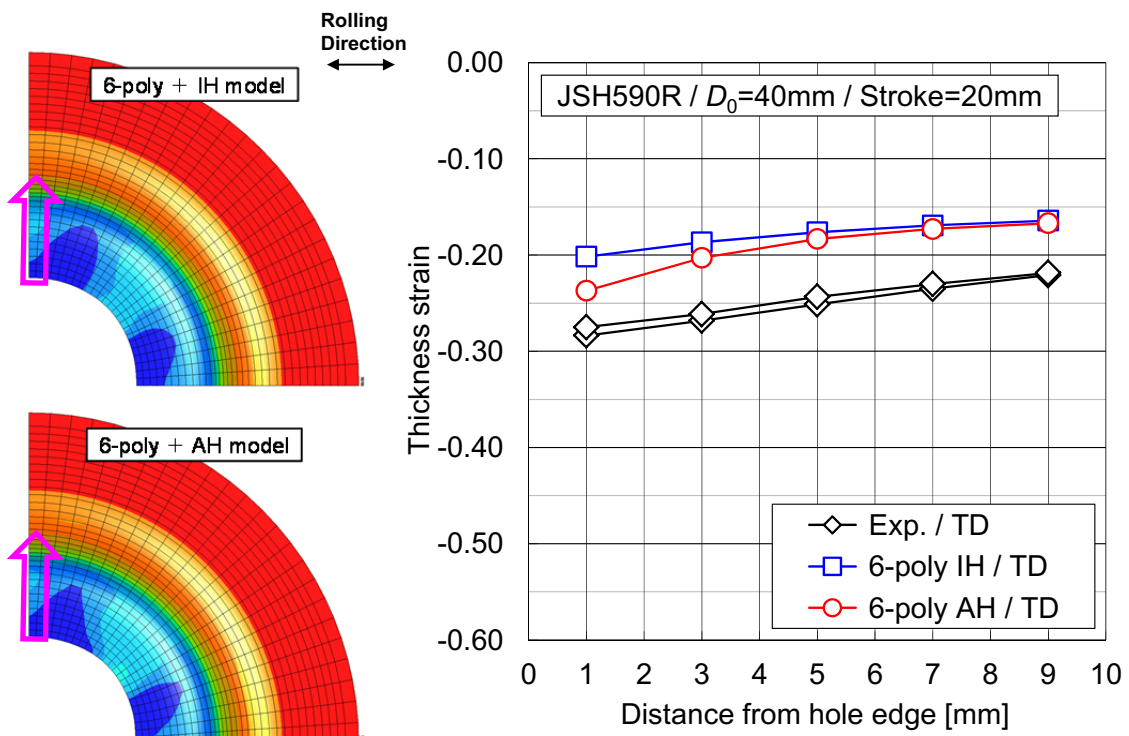


図 5.10 6-poly+IH・AH モデルによるネッキング発生ストロークの穴縁周りの板厚ひずみ分布の計算結果 / JSH590R・ $D_0=40\text{mm}$



(a) 圧延方向



(b) 圧延 90° 方向

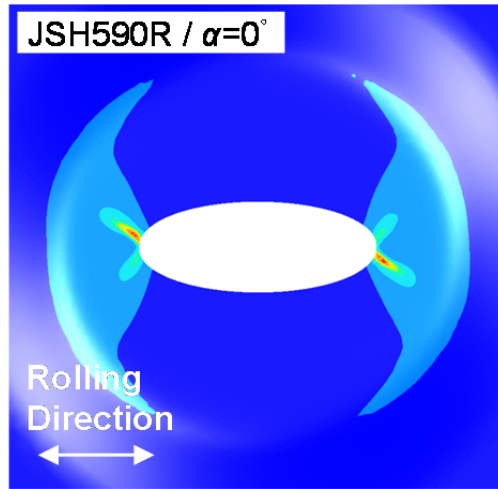
図 5.11 6-poly+IH・AHモデルによるネッキング発生ストロークの半径方向の板厚ひずみ分布の計算結果/JSH590R・ $D_0=40\text{mm}$

### 5.3.3 楕円形穴広げ成形

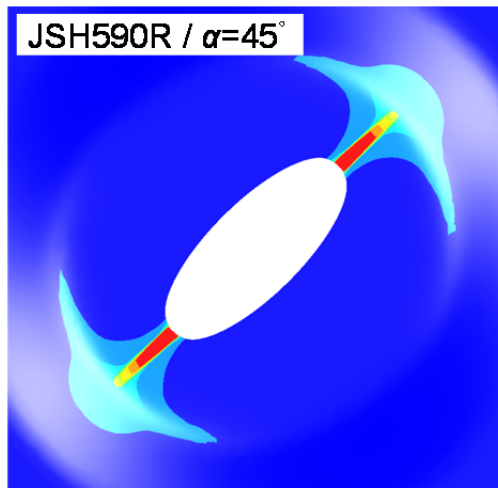
図 5.12～5.15 は JSH590R の楕円形穴広げ成形における板厚減少率の分布について、Hill48- $r$ 、Yld2000-2d、6-poly 降伏関数のそれぞれと IH モデル、および 6-poly 降伏関数と AH モデルの組み合わせによる有限要素シミュレーションの計算結果を示している。JSH590R の楕円形穴広げ試験結果では、楕円形穴の傾斜方向  $\alpha=45^\circ$  条件での亀裂の発生方向は楕円形穴の長径方向（圧延  $45^\circ$  方向）とは一致せず、流動応力と加工硬化の強い異方性により図 4.10(b)に示すように楕円形穴の長径方向と圧延方向との間に生じた。一方、 $\alpha=0^\circ, 90^\circ$  条件での亀裂の発生方向は楕円形穴の長径方向と一致した（図 4.10(a)(c)）。これらの試験結果に対して、まず Hill48- $r$ +IH モデルの計算結果については、楕円形穴傾斜方向  $\alpha=0^\circ, 90^\circ$  条件において試験結果とは傾向が異なり凡そ圧延  $45^\circ$  方向に板厚減少が集中している。また  $\alpha=45^\circ$  条件でも計算結果では亀裂が圧延方向側へ傾斜する傾向は見られず、楕円形穴の傾斜方向と同じ圧延  $45^\circ$  方向に板厚減少が集中しており、3 条件全てにおいて試験結果を再現できなかった（図 5.12）。これらの計算結果で板厚減少が圧延  $45^\circ$  方向に集中したのは円形穴広げ成形における  $D_0=20\text{mm}$  条件と同様に、Hill48- $r$  モデルによる流動応力の異方性の再現性が低く、圧延  $45^\circ$  方向において極端に低い値をとることが主要因と考えられる。次に Yld2000-2d +IH モデルと 6-poly+IH モデルの計算結果は概ね同じ傾向で、3 条件全てにおいて楕円形穴の傾斜方向に板厚減少が集中しており、 $\alpha=45^\circ$  条件において試験結果を再現できていない（図 5.13, 5.14）。なお、6-poly+IH モデルでは若干ではあるものの圧延  $45^\circ$  方向から  $90^\circ$  方向側へ板厚減少の方向が傾斜している。この Yld2000-2d と 6-poly モデルの計算結果の差異の理由は明確ではないが、両モデルでは  $r$  値の異方性の表現において圧延方向と圧延  $90^\circ$  方向周辺の分布に差があることから（図 3.2(a)）、この影響による可能性が高い。穴広げ試験結果では圧延方向側に傾斜した亀裂以外に圧延  $90^\circ$  方向側に傾斜したネッキングが観察されていることから、6-poly+IH モデルでの板厚減少はこの試験でのネッキングを表している可能性もある。一方、6-poly+AH モデルによる計算結果では、 $\alpha=0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$  の全ての条件において板厚減少の集中方向は試験結果の傾向と良好に一致しており、全ての異方性降伏関数と IH モデルの組み合わせでは予測できなかった楕円形穴長径方向（圧延  $45^\circ$  方向）からの板厚減少の集中方向の傾斜を、定性的に良く表現できている（図 5.15）。第 3 章において述べたように、JSH590R は加工硬化の観点から顕著な異方性を持った発展を示し（例えば、圧延  $60^\circ$  方向の加工硬化率は $\alpha$ ひずみ域において著しく低い）、そして AH モデルではその加工硬化の異方性を $\alpha$ ひずみ 0.5 の $\alpha$ ひずみ域まで非常に良く表現できた（図 3.5）。しかしながら、IH モデルでは異方硬化挙動を全く表現することができなかった（全ての方向に対して一定の  $n$  値を示す）。ゆえに、楕円形穴広げ成形の  $\alpha=45^\circ$  条件において破断に至る板厚減少の局所化の方向は、 $\alpha$ ひずみ域での異方硬化特性の影響で決まることが判明した。また  $\alpha=45^\circ$  条件では、穴広げ試験で圧延方向側に傾斜した亀裂と同じ方向に板厚減少が集中しているだけでなく、試験で圧延  $90^\circ$  方向側に傾斜したネッキングと同じ方向にも相対的に小さな板厚減少が生じている（図 5.15(b)）。この結果に関しては、6-poly+IH モデルでの板厚減少の方向が圧延  $90^\circ$  方向側へ傾斜したこ

とも合わせて考えると、圧延方向で最小となる  $r$  値の異方性に起因したものと推定される。

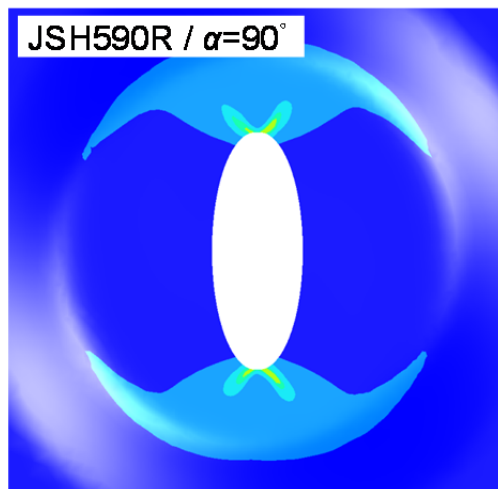
以上より、有限要素シミュレーションにおいて AH モデルを用いることは、穴広げ成形におけるネッキングおよび破断の発生挙動を正確に予測するために極めて重要であると考えられる。桑原ら[12]は、近年、本研究とは別のタイプの異方硬化モデルを用いて、アルミニウム板の円形穴広げ成形を対象とした有限要素シミュレーションの結果について報告している。しかしながら、これらの材料は加工硬化に強い異方性を示さず、また IH モデルと AH モデルによる計算結果に明確な差異は見られなかった。それに対して本研究での取り組みの結果は、異方性の発展が（特に加工硬化の異方性の観点から）円形穴および楕円形穴の穴広げ変形挙動に強く影響するというを示している。



(a)  $\alpha=0^\circ$  (ストローク=10mm)



(b)  $\alpha=45^\circ$  (ストローク=10mm)



(c)  $\alpha=90^\circ$  (ストローク=10mm)

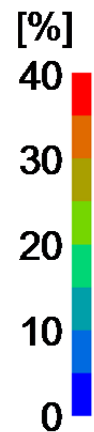
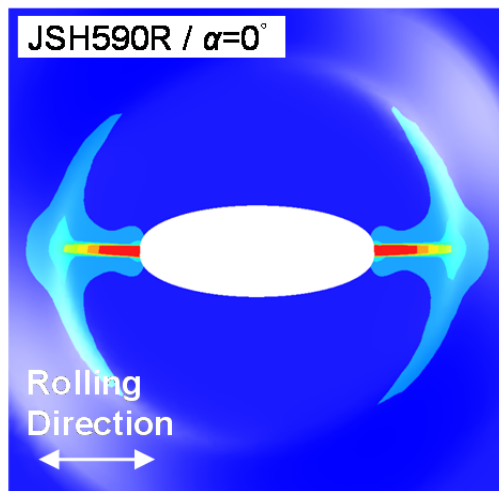
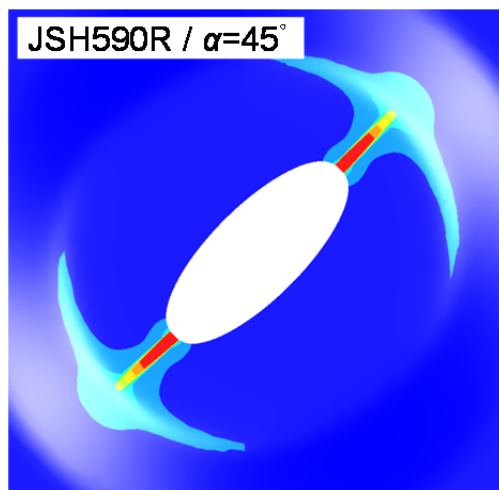


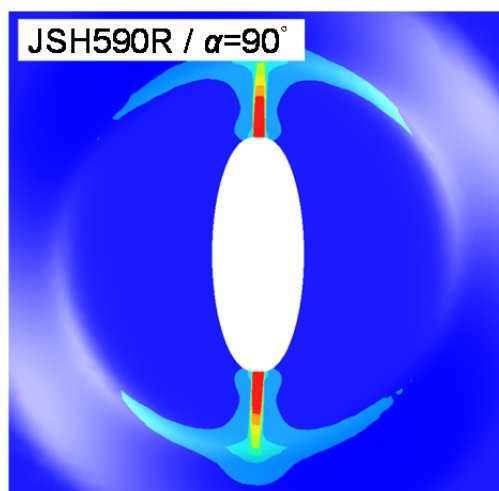
図 5.12 JSH590R の楕円形穴広げ成形を対象とした Hill48- $r$ +IH モデルによる板厚減少率の計算結果



(a)  $\alpha=0^\circ$  (ストローク=10mm)



(b)  $\alpha=45^\circ$  (ストローク=10mm)



(c)  $\alpha=90^\circ$  (ストローク=10mm)

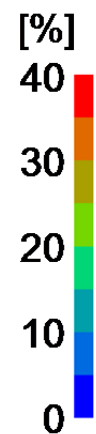
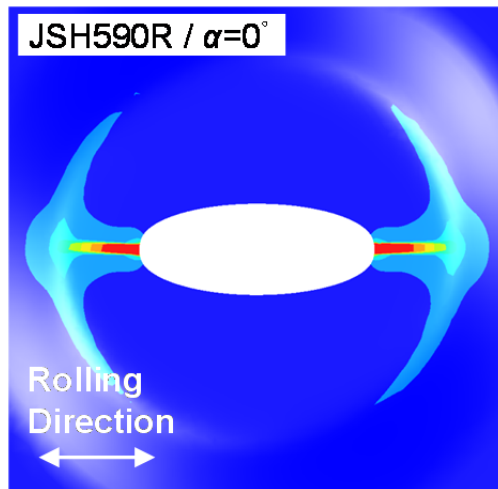
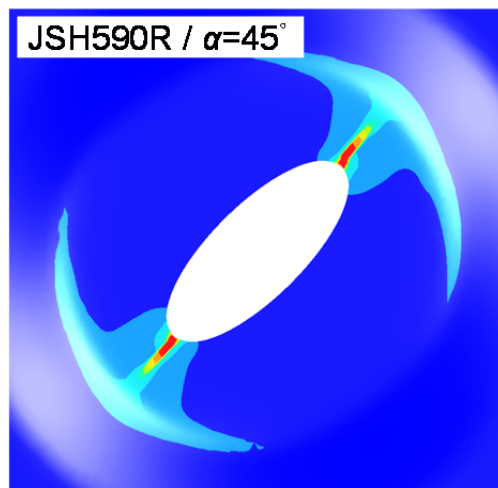


図 5.13 JSH590R の楕円形穴広げ成形を対象とした Yld2000-2d+IH モデルによる板厚減少率の計算結果

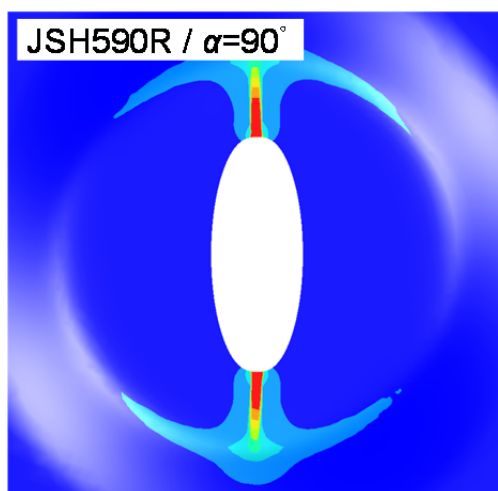




(a)  $\alpha=0^\circ$  (ストローク=10mm)



(b)  $\alpha=45^\circ$  (ストローク=10mm)



(c)  $\alpha=90^\circ$  (ストローク=10mm)

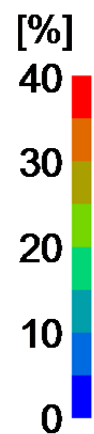
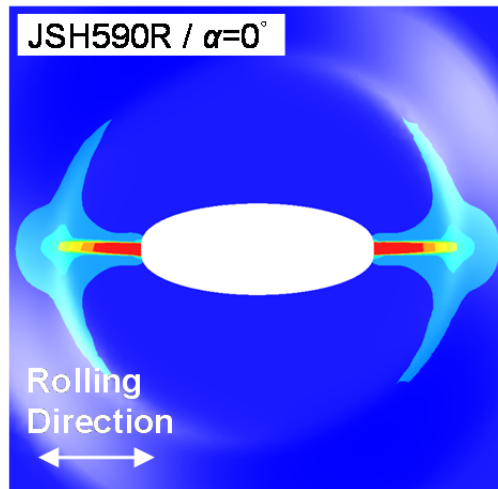
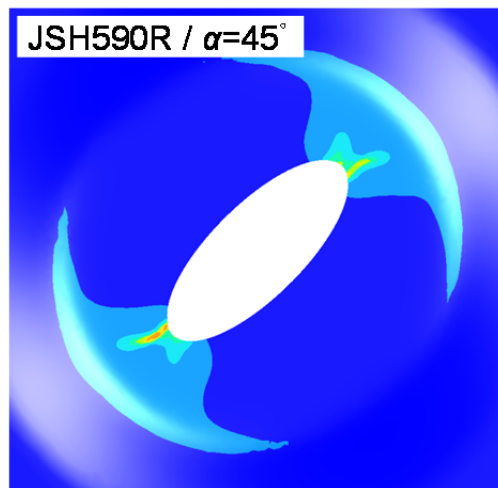


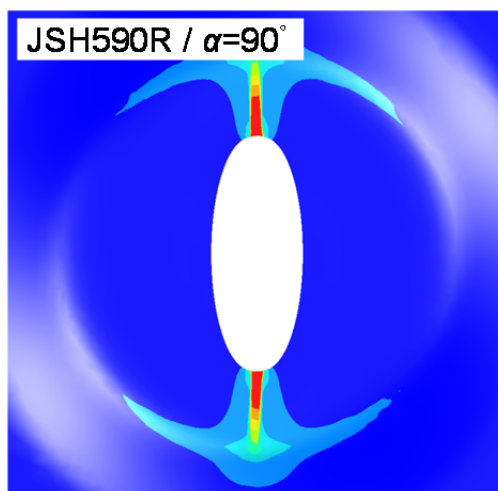
図 5.14 JSH590R の楕円形穴広げ成形を対象とした 6-poly+IH モデルによる板厚減少率の計算結果



(a)  $\alpha=0^\circ$  (ストローク=10mm)



(b)  $\alpha=45^\circ$  (ストローク=10mm)



(c)  $\alpha=90^\circ$  (ストローク=10mm)

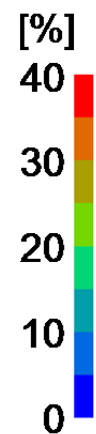


図 5.15 JSH590R の楕円形穴広げ成形を対象とした 6-poly+AH モデルによる板厚減少率の計算結果

## 5.4 結言

高張力熱延鋼板 JSH440W と JSH590R を対象とした円形穴および楕円形穴の穴広げ変形挙動について、異方性降伏関数 (Hill48- $r$ , Yld2000-2d, 6 次多項式型) を用いた有限要素シミュレーションを実施し、試験結果とも対比しながら考察を行った。特に異方性の発展の影響について、6 次多項式型降伏関数と異方硬化モデルを用いて調査を実施した。

- 1) 円形穴広げ成形では、初期穴径が大きな試験片の場合は ( $D_0=40\text{mm}$ )、Hill48- $r$ , Yld2000-2d, 6 次多項式型降伏関数と等方硬化モデルを組み合わせた有限要素シミュレーションによって、穴縁周りの板厚ひずみ分布を概ね良好に予測することができた。これら 3 種類の異方性降伏関数で表現した材料異方性でいずれも引張試験結果と良好に一致しているのは  $r$  値の鋼板面内方向依存性であり、本条件でのひずみ局所化、ネッキングおよび破断の挙動に対しては、主として  $r$  値の面内異方性が支配的であったものと考えられる。
- 2) 初期穴径が小さな試験片の場合は ( $D_0=20\text{mm}$ )、流動応力の異方性および鋼板面内方向に依存した加工硬化特性が、穴広げ変形挙動に大きく影響した。6 次多項式型異方性降伏関数と異方硬化モデルによるシミュレーションでは、鋼板内部でのネッキングの起点も含めて、最も良い結果を与えた。これに対して Hill48- $r$  と等方硬化モデルによるシミュレーションでは、ひずみ局所化の位置の予測が全く合わない結果となった。
- 3) 楕円形穴広げ成形では、JSH590R の楕円形穴の長径方向が圧延  $45^\circ$  方向を向いている場合に、破断に繋がる最も深いネッキングの方向が圧延  $45^\circ$  方向から圧延方向側へ傾斜した試験結果について、6 次多項式型異方性降伏関数と異方硬化モデルを組み合わせたシミュレーションだけが正確に予測できた。このことから、本条件で特有の局所変形挙動には材料の異方硬化が強く影響しているものと考えられる。また異方硬化モデルの適用は、穴広げ成形におけるネッキング挙動の正確な予測のためには極めて重要であると言える。

## 参考文献

- [1] Yoshida F, Hamasaki H, Uemori T. Modeling of anisotropic hardening of sheet metals including description of the Bauschinger effect. Int J Plast 2015; 75: 170–188.
- [2] Yannis P Korkolis, Benjamin Brownell, Sam Coppieters, Haobin Tian. Modeling of hole-expansion of AA6022-T4 aluminum sheets with anisotropic non-quadratic yield functions. Journal of Physics: Conference Series 2016; 734: 032083

- [3] Kuwabara T, Mori T, Asano M, Hakoyama T, Barlat F. Material modeling of 6016-O and 6016-T4 aluminum alloy sheets and application to hole expansion forming simulation. *Int J Plast* 2017; 93: 164-186.

## 第6章 異方性発展による穴広げ成形の局所変形メカニズムの推定と追加試験による検証

### 6.1 緒言

第5章では異方性降伏関数と異方硬化モデルを適用した有限要素シミュレーションを用いて穴広げ成形における局所変形挙動について考察した。その結果、円形穴広げ成形では $r$ 値、流動応力および加工硬化特性の異方性が穴縁周辺の変形挙動に影響しており、その影響の度合いは初期穴径 ( $D_0=20, 40\text{mm}$ ) や鋼種 (JSH440W, JSH590R) によって異なること、また、楕円形穴広げ成形の変形挙動においても楕円形穴の方向が圧延  $45^\circ$  方向と一致している場合に  $r$  値、流動応力および加工硬化特性の異方性が影響していることが示された。 $r$  値や流動応力は成形の初期段階から材料の変形特性に影響を及ぼすが、本研究で使用した JSH590R の異方硬化特性は大ひずみ域で鋼板面内方向による差が拡大していることから、主に成形後期、すなわちネッキング発生直前のタイミングで強く影響しているものと考えられる。そこで以上の考察結果を検証するため、本章では穴広げ試験の追加試験を実施し、ネッキング発生の少し前から発生後の成形ストロークまでの板厚ひずみ分布の変化について詳細に調査した。

また、第4章の円形穴広げ試験結果において、試験条件によっては穴縁周りの板厚分布に局所的な板厚減少の分岐が観察されたが (例えば図 4.7(b))、その原因は明確ではない。穴広げ成形シミュレーションでも等方硬化 (IH) および異方硬化 (AH) モデルのいずれの計算結果にも板厚減少の分岐が発生していることから (ただし、必ずしも試験結果と対応はしていない)、シミュレーションで考慮している材料特性の異方性や異方硬化特性に起因して発生している可能性が高い。そこで、第2章で実施した単軸引張試験について、圧延方向から圧延  $90^\circ$  方向までを  $5^\circ$  ピッチで引張方向を変化させた追加試験を実施し、材料特性の面内方向依存性を詳細に調査するとともに、穴広げ追加試験結果との対比を行った。

## 6.2 追加試験内容

### 6.2.1 単軸引張試験

供試材の JSH440W および JSH590R について、圧延方向から圧延  $90^\circ$  方向まで引張方向を  $5^\circ$  ピッチで変化させた面内 19 方向の単軸引張試験を実施した。試験は新日鐵住金株式会社で実施し、第 2 章での試験と同じ要領で実施した。また各引張方向に対して試験の n 数は 2 とした。

### 6.2.2 穴広げ試験

第 5 章の穴広げ成形シミュレーションにおいて各種異方性降伏関数および IH, AH モデルによる計算結果に差異が生じた、言い換えれば材料異方性や異方硬化特性の表現が穴広げ成形における局所変形挙動に少なからず影響を及ぼした試験条件である JSH440W の初期穴径  $D_0=20\text{mm}$  条件、および JSH590R の  $D_0=20, 40\text{mm}$  条件の円形穴広げ試験について追加試験を実施した。さらに、JSH440W と JSH590R で板厚ひずみの局所化の方向に特徴的な差が見られた楕円形穴傾斜方向  $\alpha=45^\circ$  条件の楕円形穴広げ試験についても追加試験を実施した。

使用したプレス試験機や穴広げ試験型、および成形条件など基本的な試験方法は第 4 章と同様である。評価に用いた試験片は、明瞭なネッキング発生と判定したもの、さらに成形ストロークを進めてくびれを大きくしたもの、およびネッキング発生より低ストローク側の 2 水準の合計 4 水準とした。また、穴縁周りの板厚測定の際の格子パターンは、円形穴広げ試験片だけでなく楕円形穴広げ試験片にも付与した。楕円形穴の格子パターンを図 6.1 に示す。楕円形穴では変形が集中する先端部付近を詳細に評価するため、長径方向を中心に両側  $22.5^\circ$  の範囲を 12 分割ずつ、その両側  $22.5^\circ$  の範囲は 6 分割ずつ、さらにその両側  $45^\circ$  の範囲も 6 分割ずつとし、合計  $180^\circ$  範囲で 48 点、残りの  $180^\circ$  範囲も同様に分割して 1 周で 96 点の測定ポイントとした。また半径方向には楕円穴の形状を片側  $1\text{mm}$  ずつ拡大して 10 点の測定ポイントを設けた。

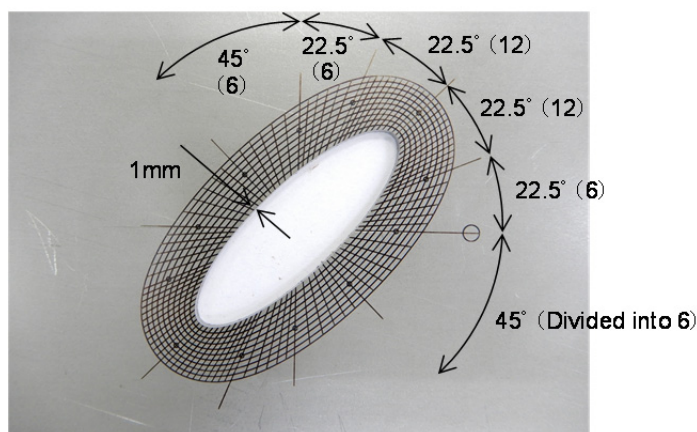
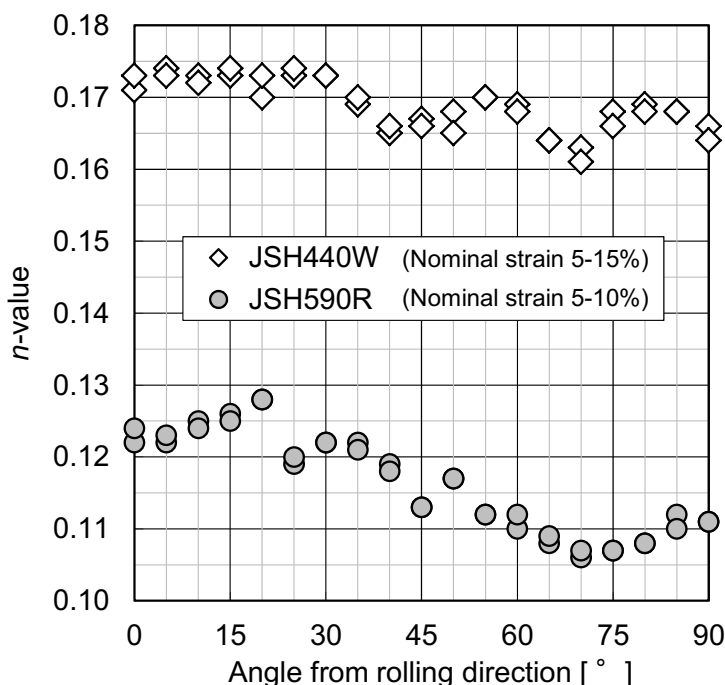


図 6.1 レーザーマーキングによる楕円形穴の格子パターン

### 6.3 面内 19 方向単軸引張試験結果

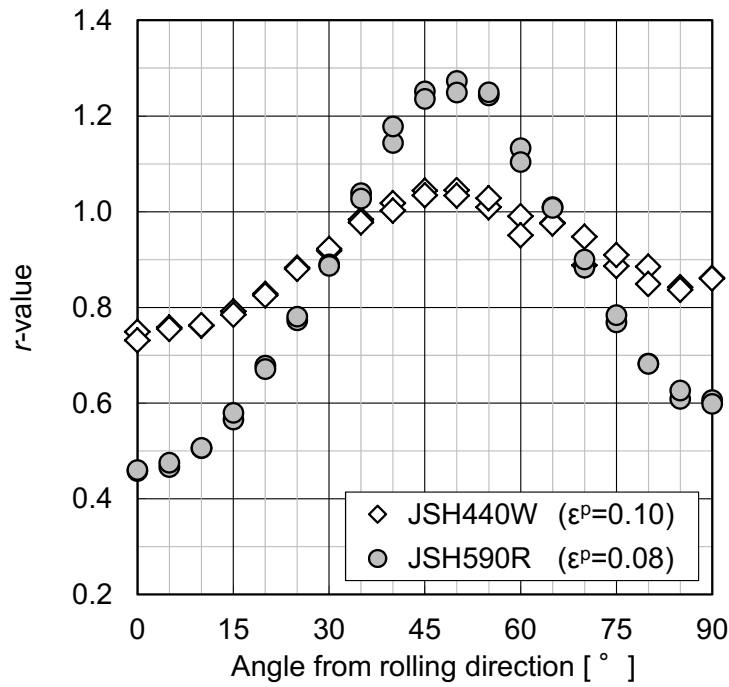
面内 19 方向の単軸引張試験で得られた  $n$  値,  $r$  値, および流動応力の面内異方性を図 6.2(a)~(c)に示す. まず  $n$  値については, JSH440W では  $40^\circ$ ,  $70^\circ$ ,  $90^\circ$  方向に極小値を持つ分布であり, JSH590R でも  $25^\circ$  方向に極小値,  $70^\circ$  方向で最小となる分布となっており (図 6.2(a)), 第 2 章の 7 方向単軸引張試験の結果では見えなかった引張方向に対して局所的な変化を持つ分布であることが判った. また流動応力については JSH590R では 7 方向の結果と同様の分布となっているが, JSH440W では 7 方向引張試験結果は流動応力の偏差が小さく, また引張方向に対する変化も緩やかに見えるのに対して, 19 方向の結果では  $n$  値と同様に  $40^\circ$ ,  $70^\circ$  方向に極小値があり, 7 方向の結果では見えなかった引張方向に対する依存性が確認できた (図 6.2(c)). 次に  $r$  値については, JSH440W, JSH590R 共に 7 方向と 19 方向の結果は概ね同じ分布を示したが, 最大値は  $50^\circ$  方向にあることが確認できた (図 6.2(b)).

以上より, 面内 19 方向単軸引張試験によって  $n$  値や流動応力の分布において局所的な変化が新たに確認できた.

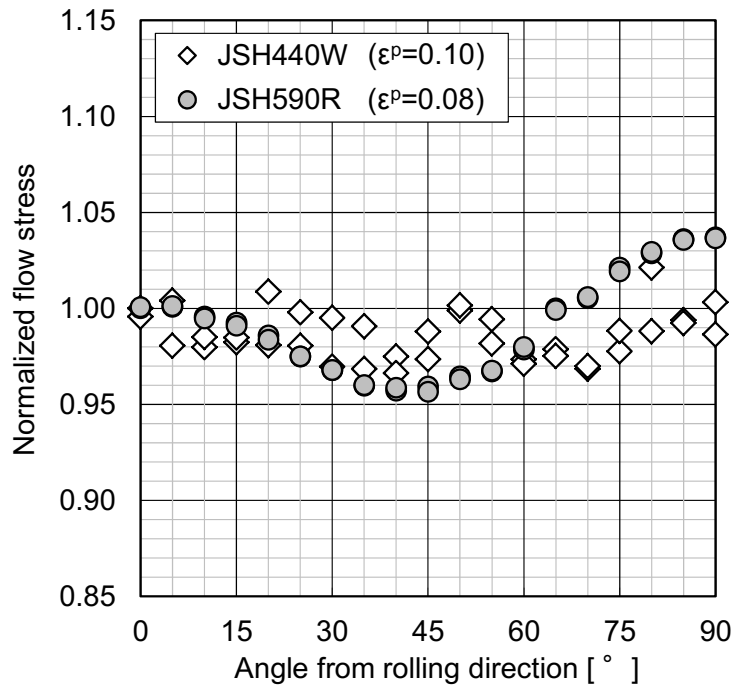


(a)  $n$  値

図 6.2 面内 19 方向単軸引張試験による  $n$  値,  $r$  値および正規化流動応力 (1)



(b)  $r$  値



(c) 正規化流動応力

図 6.2 面内 19 方向単軸引張試験による  $n$  値,  $r$  値および正規化流動応力 (2)



## 6.4 穴広げ試験結果および考察

### 6.4.1 円形穴広げ試験

JSH440W の  $D_0=20\text{mm}$  条件の穴縁周りの板厚ひずみ分布を図 6.3(a)~(e)に、半径方向の分布を図 6.4(a), (b)に示す。穴縁周りの分布は成形前の時点で穴縁より 1, 3, 5, 7, 9mm 内側での測定結果を示しており、半径方向の分布は圧延方向および圧延  $90^\circ$  方向で板厚ひずみが局所化する方向の結果を示している。また半径方向分布は穴の両側の結果を共にプロットした。各グラフには、ネッキング発生前の 2 水準、ネッキング発生時、ネッキング発生後の合わせて 4 水準の成形ストロークの結果を示している。また同様に、JSH590R の  $D_0=20\text{mm}$  条件の結果を図 6.5(a)~(e)および図 6.6(a), (b)に、さらに  $D_0=40\text{mm}$  条件の結果を図 6.7(a)~(e)および図 6.8(a), (b)に示す。穴縁周りの板厚ひずみ分布を見ると、まず最も低い成形ストロークでは、いずれの条件でも圧延方向と圧延  $90^\circ$  方向にのみひずみが集中しており、また面内方向に対する変化も局所的な変動の無いならかな分布となっている。これらの分布は圧延方向と圧延  $90^\circ$  方向に極小値を持つ  $r$  値の異方性と良く対応しており、特に JSH590R では板厚ひずみの絶対値が最も小さいのは  $35^\circ \sim 40^\circ$  方向であることと、19 方向引張試験結果で確認された  $r$  値の最大値が  $50^\circ$  方向にある (図 6.2(b)) ことも良く対応している。すなわち成形の前期の穴縁周りのひずみ分布は、主に  $r$  値の異方性によって決まっているものと推定される。その後、成形ストロークが増えるに従って条件によっては圧延方向と  $90^\circ$  方向以外にもひずみの局所化が生じる場合もある。しかしながらいずれの条件でも成形後期では圧延方向にネッキングが生じ、その後の破断に繋がった。以下に各条件の結果について個別に記載する。

#### (1) JSH590R・ $D_0=20\text{mm}$ 条件

JSH590R の  $D_0=20\text{mm}$  条件では、成形前期に生じた圧延方向と  $90^\circ$  方向に集中している板厚ひずみ分布が成形ストロークの増加に伴いそのまま成長している。しかしながらネッキング発生直前のストローク (13mm) までは圧延  $90^\circ$  方向で板厚ひずみの絶対値が最大となり、また穴縁端部に近い位置ほどひずみが大きいものに対して、その後のネッキングの発生は圧延方向であり、また穴縁端部より内側で最大となっている (図 6.5)。すなわち成形前期と後期で板厚ひずみが最大となる方向と位置が変化していることが確認された。成形前期において圧延方向よりも圧延  $90^\circ$  方向の板厚ひずみが最大となったことは、 $90^\circ$  方向の変形特性へ作用する圧延方向の  $r$  値が最小である (図 6.2(b)) ためと推定される。また第 5 章の穴広げ成形シミュレーションの Hill48- $r$  モデルによる検討結果から流動応力の影響も考えられ、JSH590R では圧延  $90^\circ$  方向よりも圧延方向の流動応力が相対的に低い (図 6.2(c)) ことも寄与しているものと考えられる。次に成形後期では、AH モデルによる検討結果から異方硬化特性の影響で圧延方向でのネッキングが生じたものと考えられる。ここで、図 6.9 に中島法を用いたスクライブドサークル試験による JSH590R の成形限界評価結果を示す。穴広げ試験で圧延方向に発生した破断に作用する圧延  $90^\circ$  方向の特性を評価するため、最大主ひずみ方向を圧延  $90^\circ$  方向とした。また図 6.10 に 6-poly+AH モデルによる穴広げ成形シ

シミュレーションのネッキング直前ストロークにおけるひずみ比（最小主ひずみ／最大主ひずみ）の圧延方向の穴縁から半径方向に沿った分布を示す。穴縁端部より内側の平面ひずみ変形が主となる領域について成形限界線図（図 6.9）を参考にひずみ比が約±0.2 以内と仮定すると、 $D_0=20\text{mm}$  条件では穴縁端部から 3mm 以上が該当し、穴広げ試験や成形シミュレーションでの板厚ひずみの最小位置（図 5.9(a), 図 6.6(a)）とも一致する。すなわち平面ひずみ変形が支配的な領域において、異方硬化の影響でネッキングが発生したことを示している。JSH590R の異方硬化特性で最も特徴的であったのは  $60^\circ \sim 67.5^\circ$  方向の加工硬化率が大ひずみ域で極端に小さくなっていることであり、直接的には  $22.5^\circ \sim 30^\circ$  方向のひずみの局所化に作用するものであるが、JSH590R では  $r$  値の異方性が大きく、成形前期で生じる圧延方向と  $90^\circ$  方向のひずみ集中が大きいため、成形後期での局所変形方向の自由度が狭まったのではないかと推察される。

### （2）JSH590R・ $D_0=40\text{mm}$ 条件

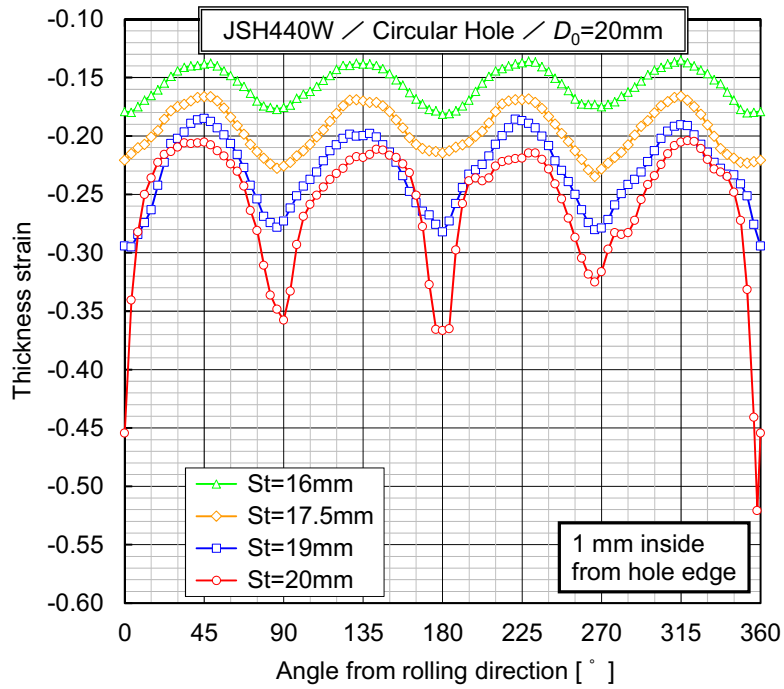
JSH590R の  $D_0=40\text{mm}$  条件でも  $D_0=20\text{mm}$  条件と同様に、成形前期は圧延方向と  $90^\circ$  方向にひずみが集中し、成形後期には圧延方向にネッキングが発生している（図 6.7）。図 6.10 で  $D_0=40\text{mm}$  条件のひずみ比が  $-0.2$  以上で平面ひずみ変形が支配的と推定される領域は穴縁端部より 5mm 以上内側が該当し、穴広げ試験での板厚ひずみの最小位置（図 5.11(a), 図 6.8(a)）と一致する。AH モデルによるシミュレーションで  $D_0=40\text{mm}$  条件の鋼板内側からのネッキング発生は再現できていないものの、本条件のネッキング発生にも異方硬化特性が影響している可能性が高いと考えられる。また成形後期では圧延方向に対して  $\pm 20^\circ$  程度の方向にもひずみの局所化が生じており、この傾向も穴縁から鋼板内側に入るほど明瞭に観察される。これよりこのひずみ局所化にも異方硬化特性の影響が考えられ、JSH590R の異方硬化特性における  $60^\circ \sim 67.5^\circ$  方向の低加工硬化率の影響が現れたのではないかと推測される。 $D_0=20\text{mm}$  条件で見られなかった本傾向が  $D_0=40\text{mm}$  条件で現れたことについては明らかではないが、可能性の一つとして、穴径が大きい条件では圧延方向に対する角度は同じでも穴縁周方向の距離が長くなるため、成形前期で生じた圧延方向のひずみ分布の影響が緩和されたのではないかと考えられる。

### （3）JSH440W・ $D_0=20\text{mm}$ 条件

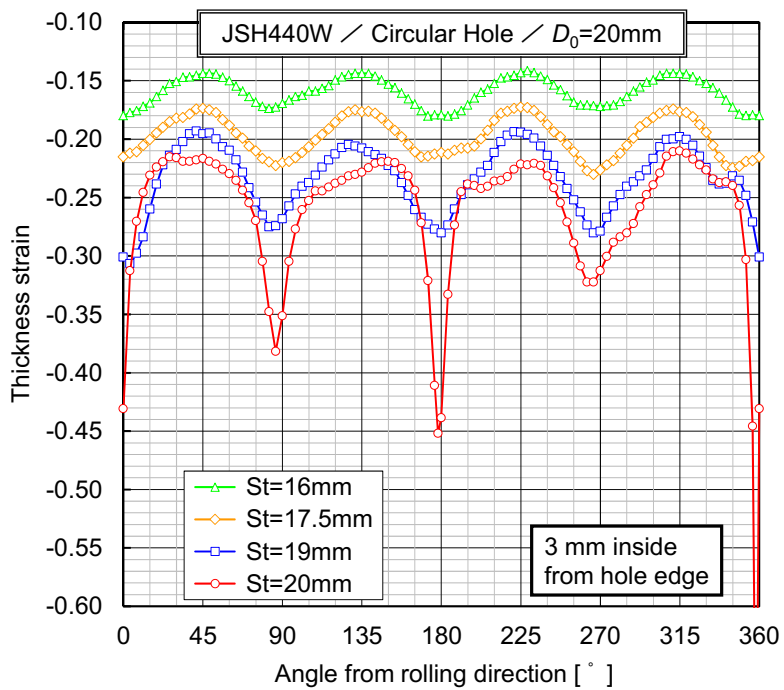
JSH440W の  $D_0=20\text{mm}$  条件では、ネッキング発生直前の成形ストローク（17.5mm）から圧延方向の両側にひずみの局所化が分岐しており、これは穴縁から内側に入るほど明確に確認できる（図 6.3）。この板厚ひずみの局所化の分岐は圧延方向から  $\pm 20^\circ$  程度の位置にある。この傾向はネッキング発生前（成形前期）から見られることから、小ひずみ域での加工硬化率に相当する  $n$  値や流動応力の影響が考えられる。JSH440W の  $n$  値と流動応力はいずれも  $70^\circ$  方向で最小値となっており、これらが作用する  $20^\circ$  方向は板厚ひずみの分岐方向と概ね一致するため、 $n$  値と流動応力の異方性が本条件のネッキング発生の主要因である可能性が高い。ただし、 $7^\circ$  方向の単軸引張試験では

把握できなかった  $n$  値と流動応力の異方性が確認されたことから、本材料にも異方硬化が影響する可能性はあるものと考えられる。

以上より、本研究の円形穴広げ成形における局所変形挙動の考察結果として次のようにまとめる。まず顕著な異方性を示す  $r$  値の影響により成形前期において圧延方向と  $90^\circ$  方向のひずみ集中が生じ、その後のひずみ発達の方向が限定される。JSH590R は強い異方硬化特性を示すため、その影響により成形後期において圧延方向のネッキングが発生し破断に至る。また初期穴径が大きい場合は、成形前期でのひずみ発達方向の影響が緩和され、異方硬化の方向依存性に応じて圧延方向と  $90^\circ$  方向以外にも局所的なひずみ集中が現れる。JSH440W における異方硬化特性の有無およびその影響は本研究の取り組みでは明確ではないものの、 $n$  値と流動応力の異方性がひずみの局所化に影響しているものと考えられる。

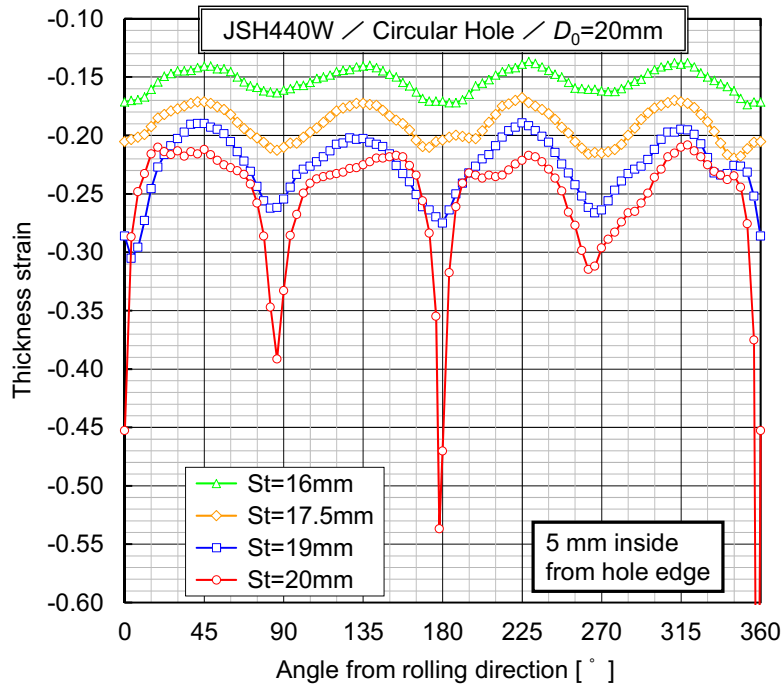


(a) 穴縁より 1mm 内側

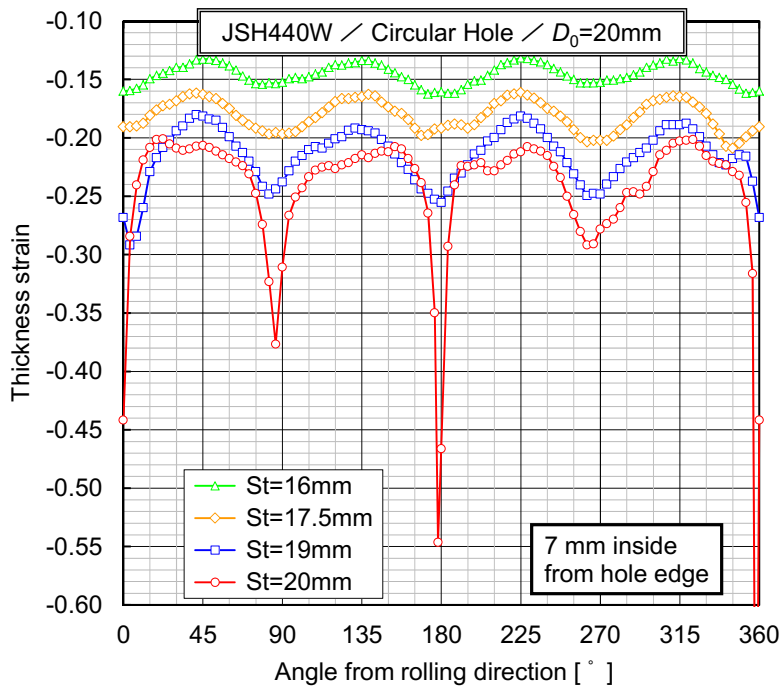


(b) 穴縁より 3mm 内側

図 6.3 円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化/JSH440W・ $D_0=20\text{mm}$  (1)

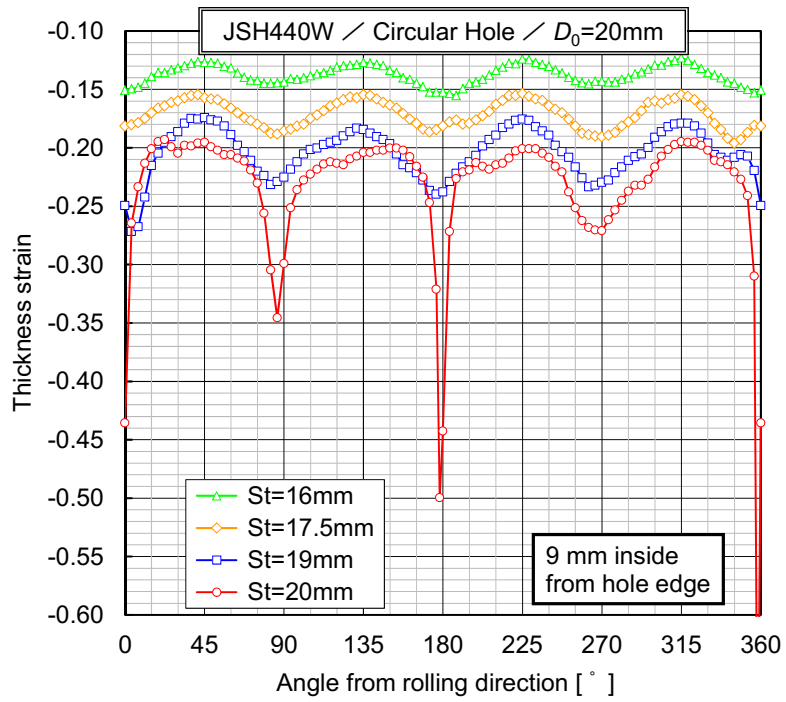


(c) 穴縁より 5mm 内側



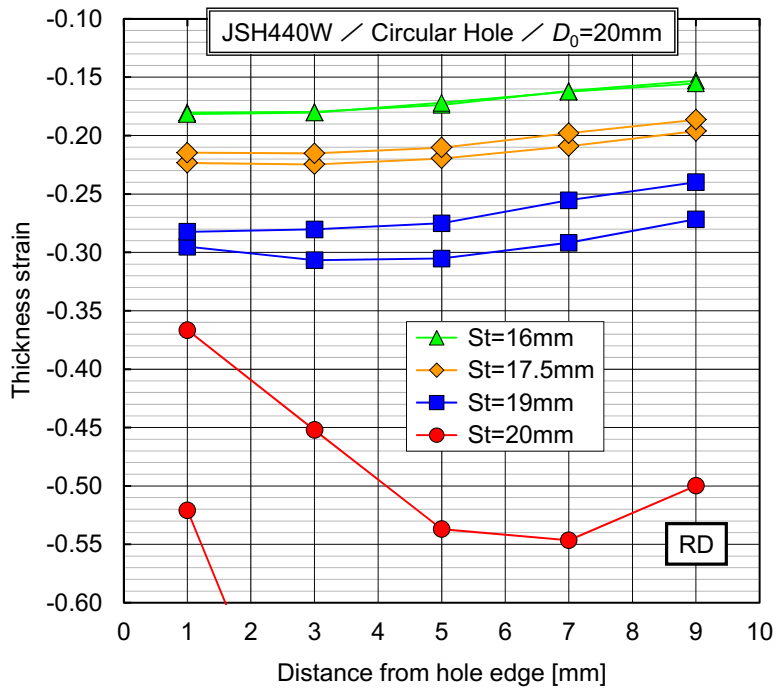
(d) 穴縁より 7mm 内側

図 6.3 円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化/JSH440W・ $D_0=20\text{mm}$  (2)

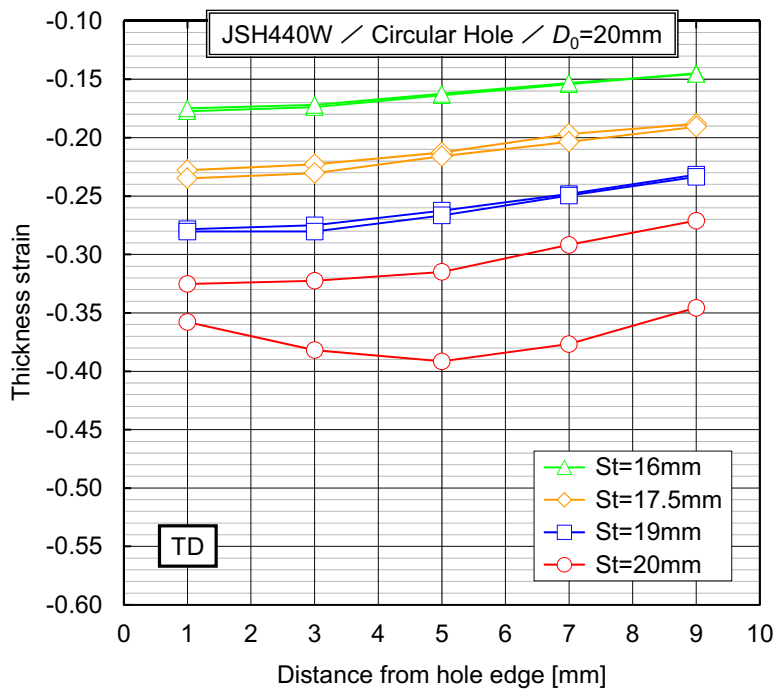


(e) 穴縁より 9mm 内側

図 6.3 円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化 / JSH440W ·  $D_0=20\text{mm}$  (3)

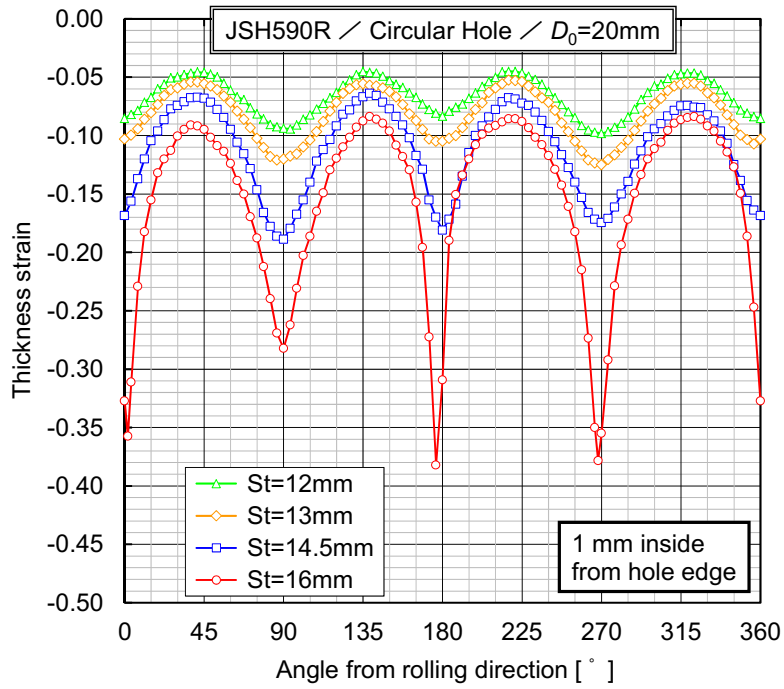


(a) 圧延方向

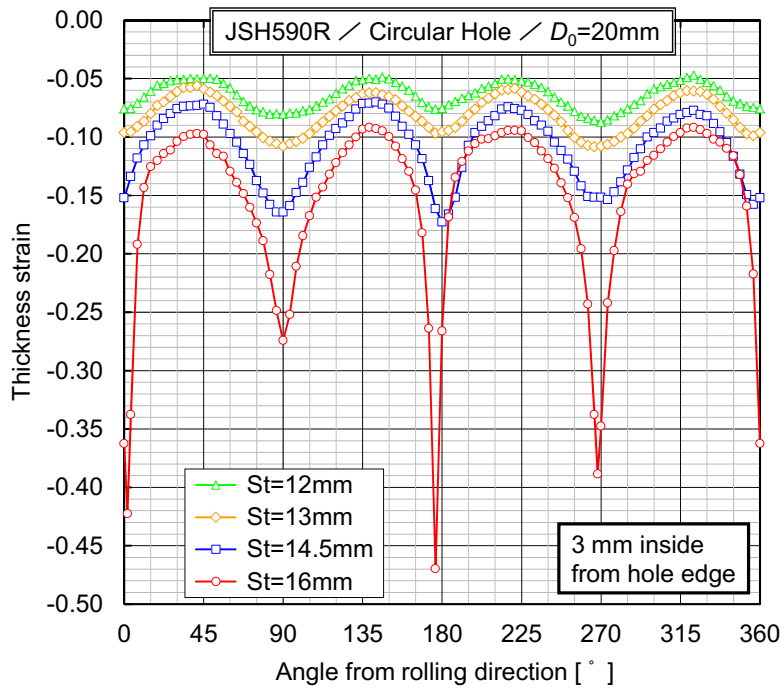


(b) 圧延 90° 方向

図 6.4 円形穴広げ追加試験結果での半径方向の板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化 / JSH440W ·  $D_0=20\text{mm}$



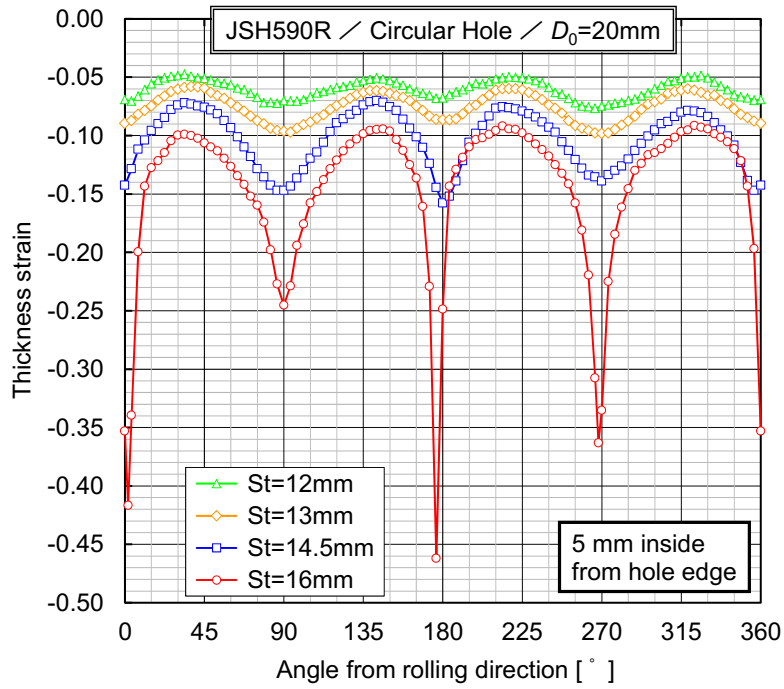
(a) 穴縁より 1mm 内側



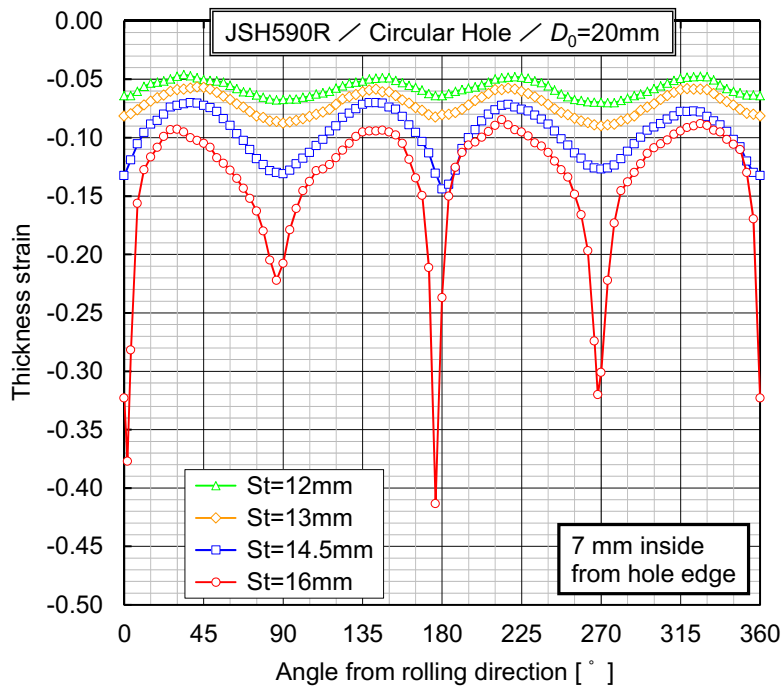
(b) 穴縁より 3mm 内側

図 6.5 円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化/JSH590R・ $D_0=20\text{mm}$  (1)



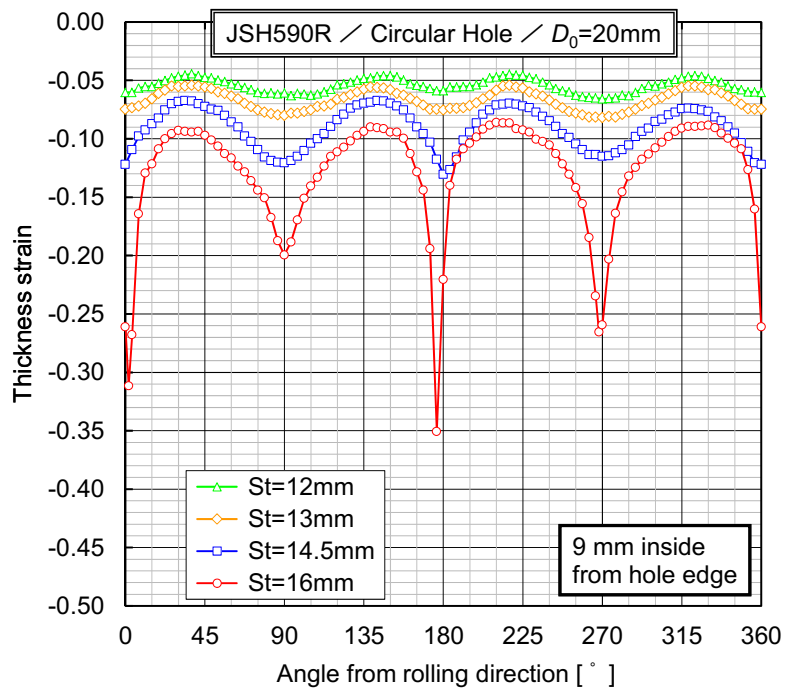


(c) 穴縁より 5mm 内側



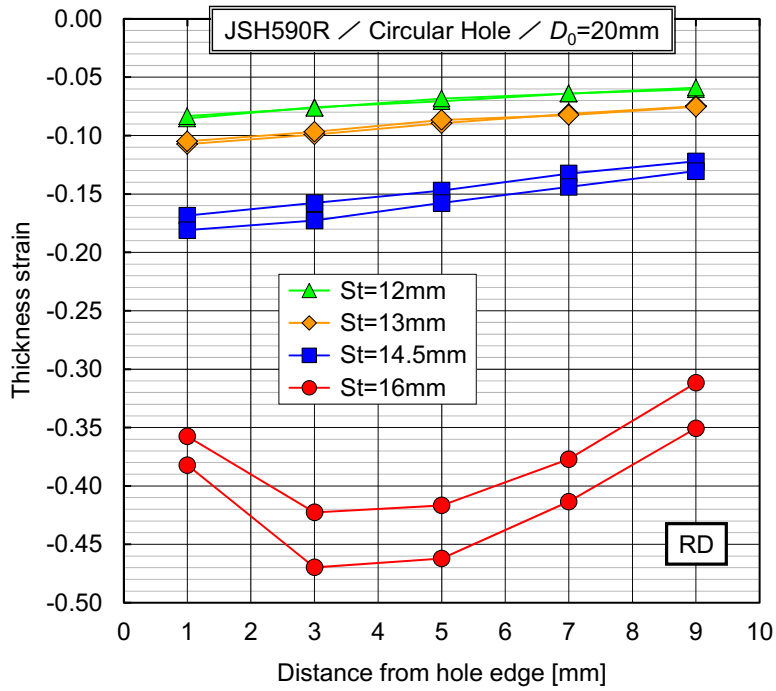
(d) 穴縁より 7mm 内側

図 6.5 円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化 / JSH590R ·  $D_0=20\text{mm}$  (2)

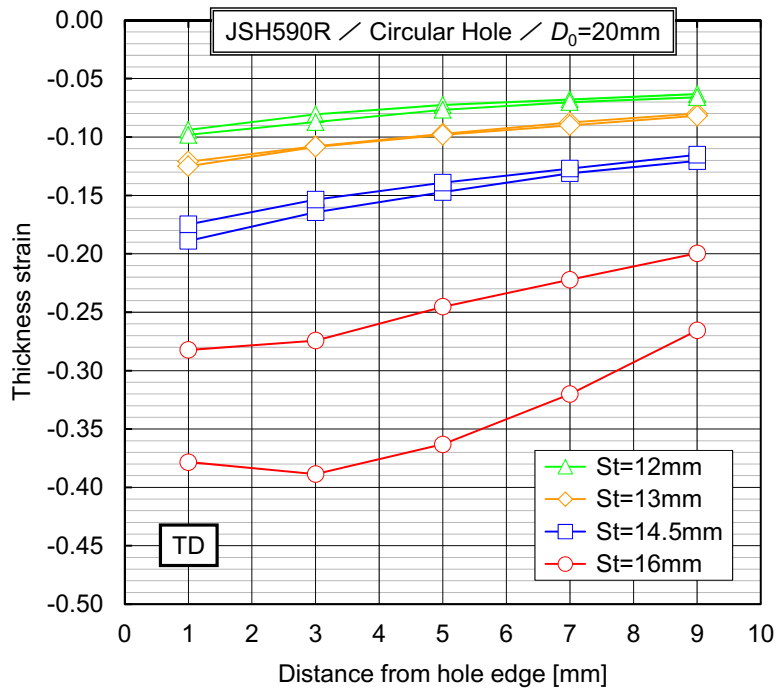


(e) 穴縁より 9mm 内側

図 6.5 円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化 / JSH590R ·  $D_0=20\text{mm}$  (3)

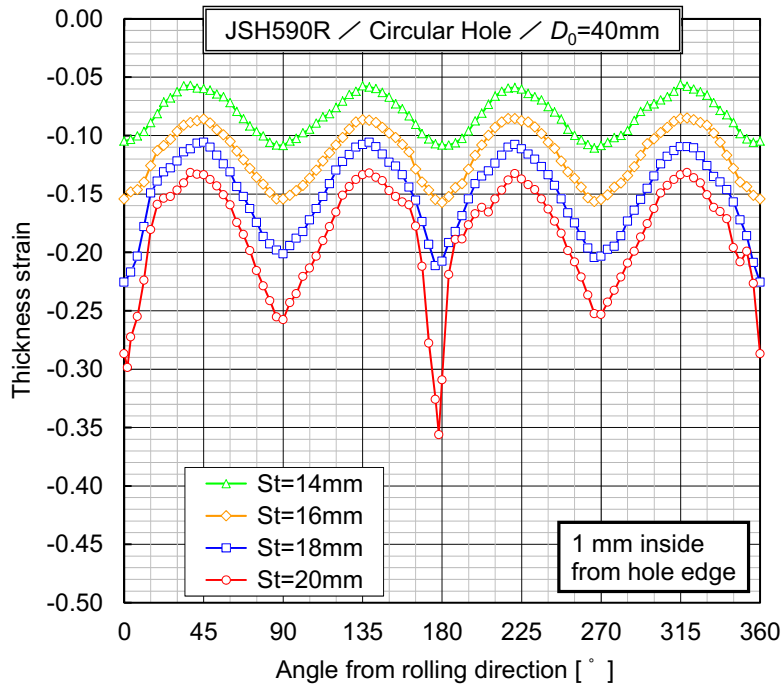


(a) 圧延方向

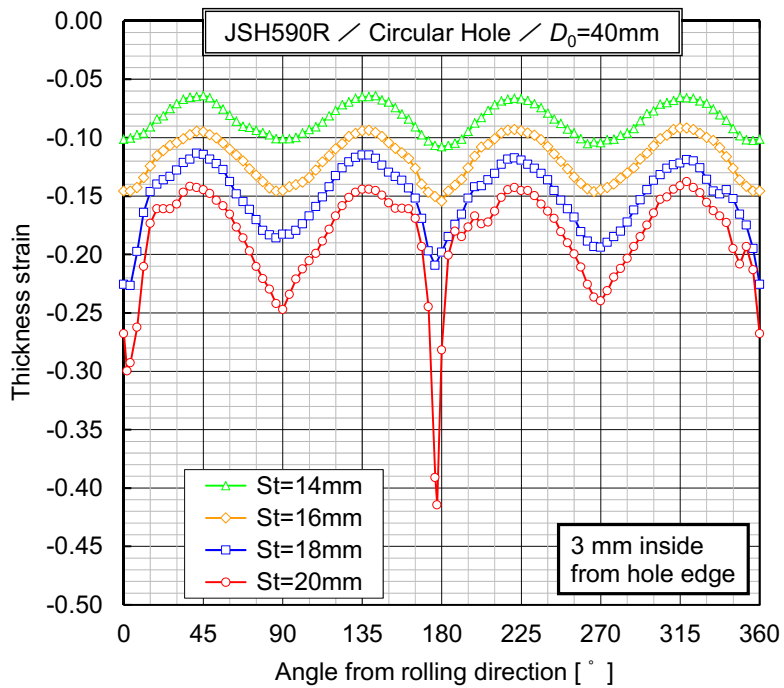


(b) 圧延 90° 方向

図 6.6 円形穴広げ追加試験結果での半径方向の板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化/JSH590R・ $D_0=20\text{mm}$

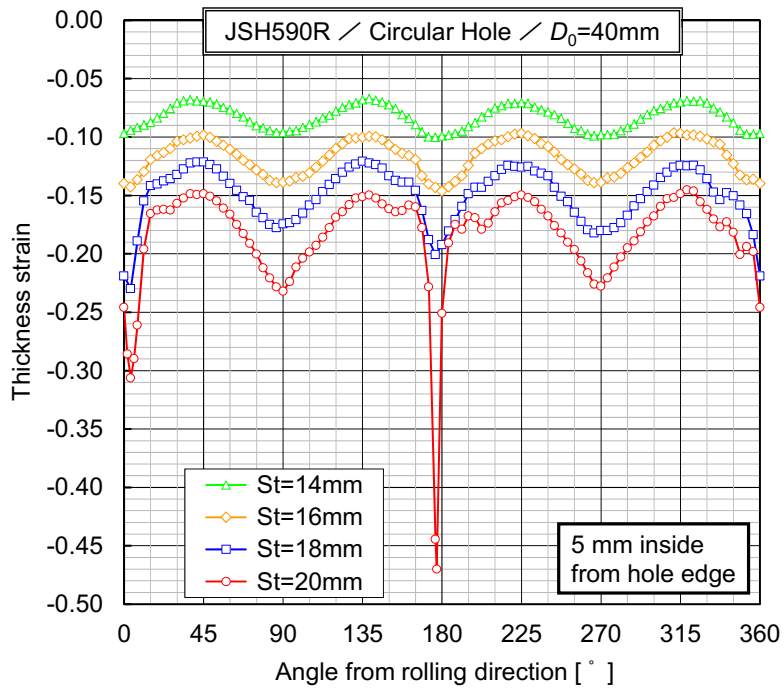


(a) 穴縁より 1mm 内側

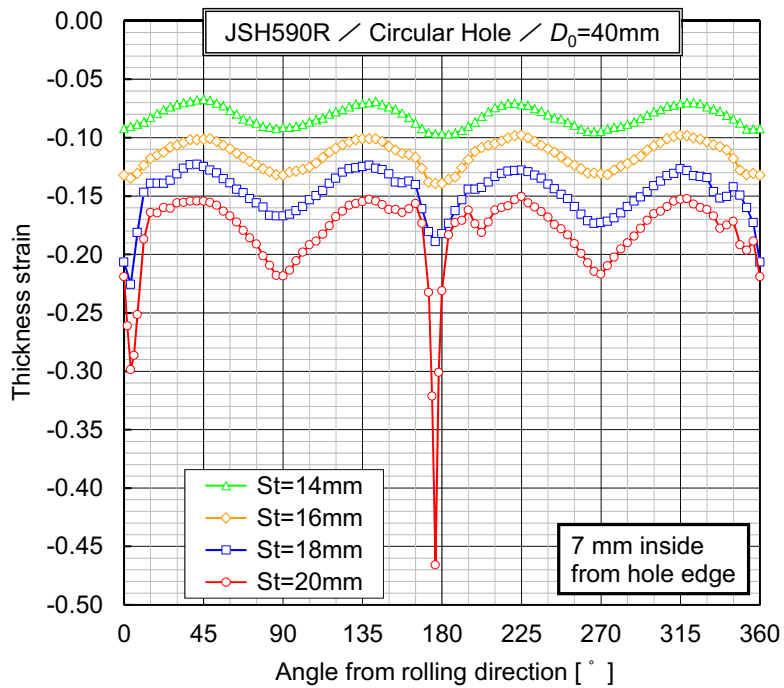


(b) 穴縁より 3mm 内側

図 6.7 円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化 / JSH590R ·  $D_0=40\text{mm}$  (1)

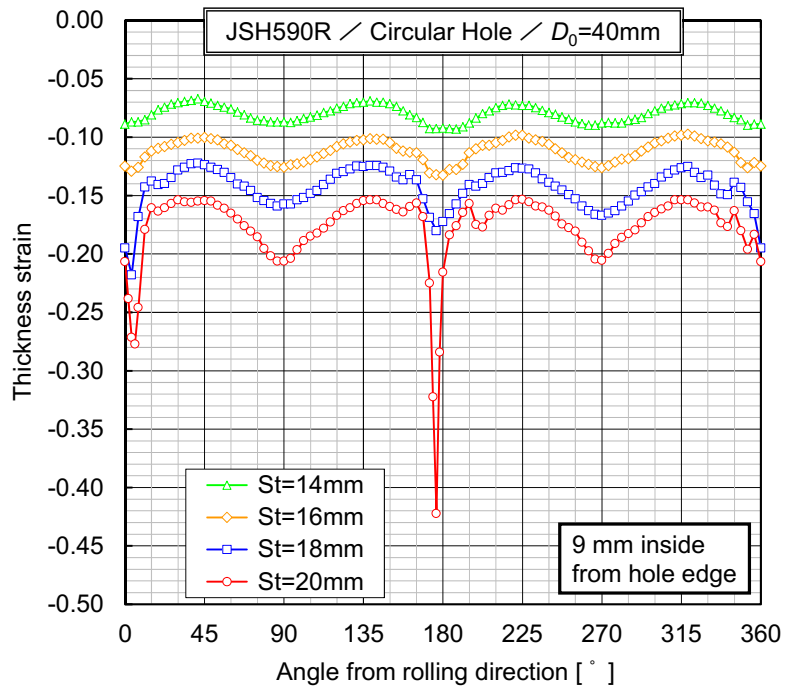


(c) 穴縁より 5mm 内側



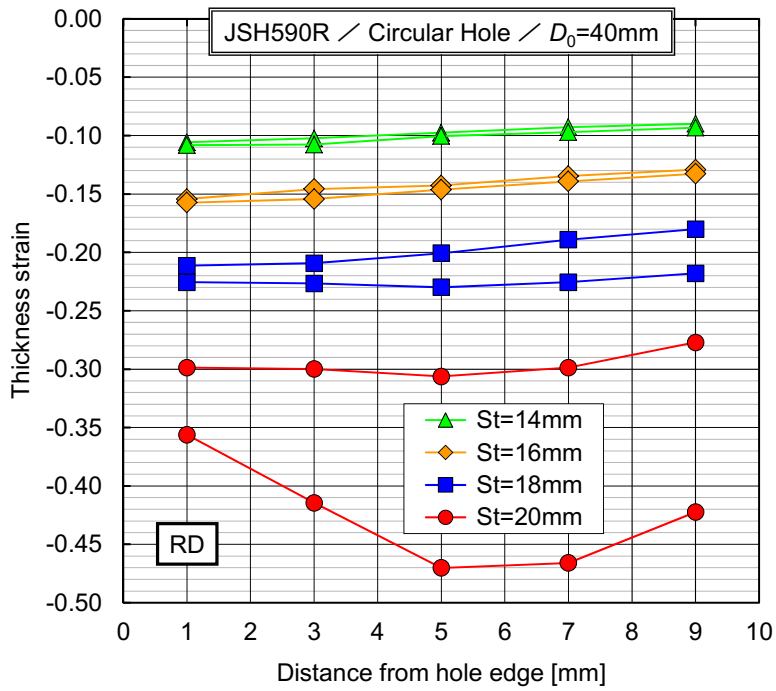
(d) 穴縁より 7mm 内側

図 6.7 円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化/JSH590R・ $D_0=40\text{mm}$  (2)

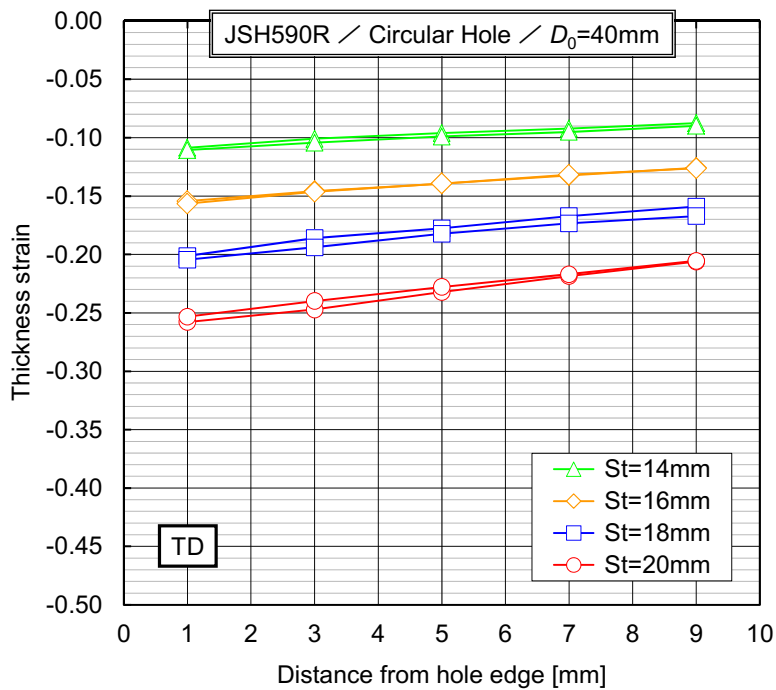


(e) 穴縁より 9mm 内側

図 6.7 円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化 / JSH590R ·  $D_0=40\text{mm}$  (3)



(a) 圧延方向



(b) 圧延 90° 方向

図 6.8 円形穴広げ追加試験結果での半径方向の板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化 / JSH590R ·  $D_0=40\text{mm}$

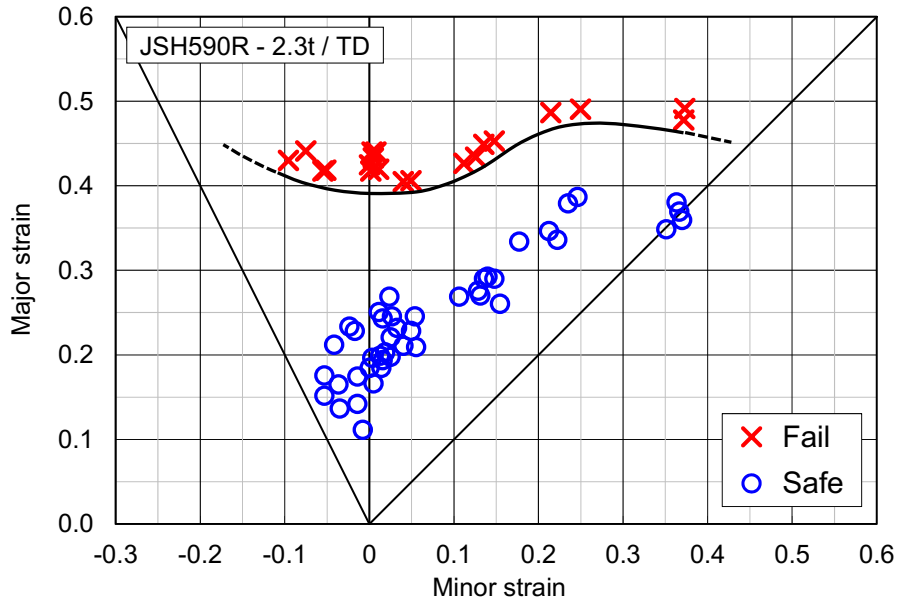


図 6.9 最大主ひずみ方向を圧延 90° 方向とした成形限界線図 / JSH590R

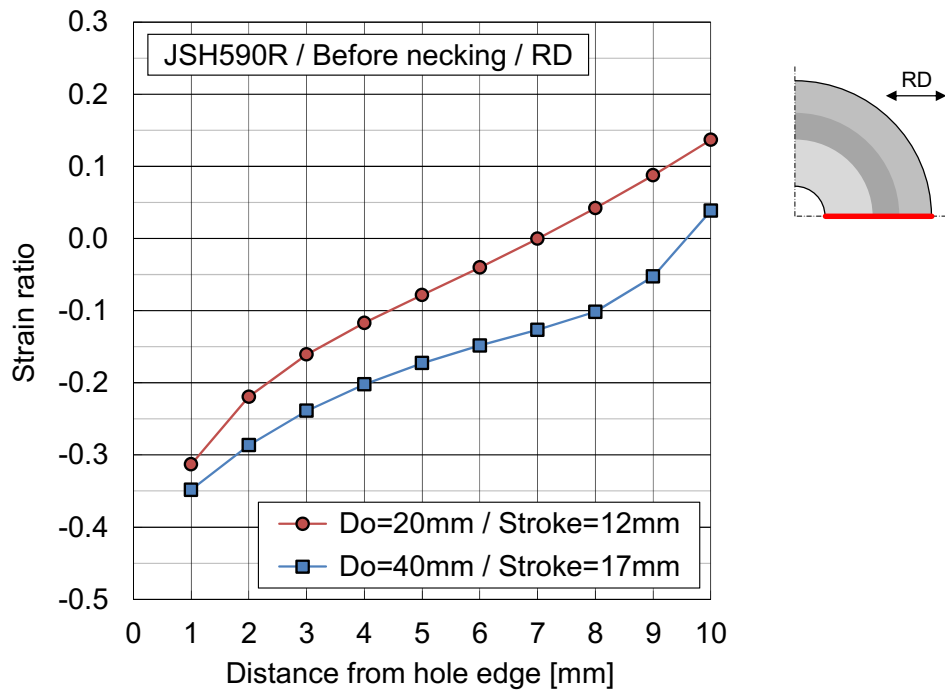


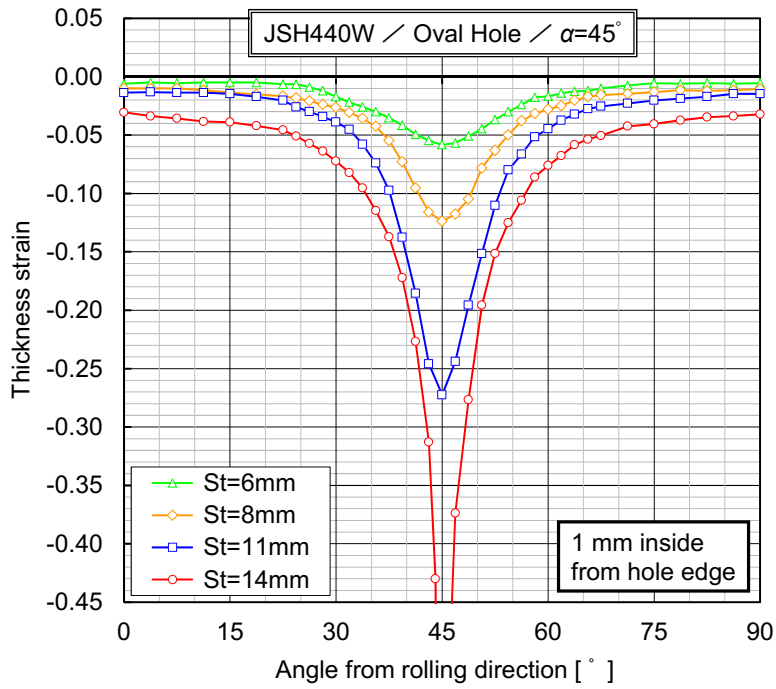
図 6.10 円形穴広げシミュレーションのネッキング直前ストロークにおけるひずみ比の圧延方向の穴縁から半径方向に沿った分布 / JSH590R・6-poly+AH モデル



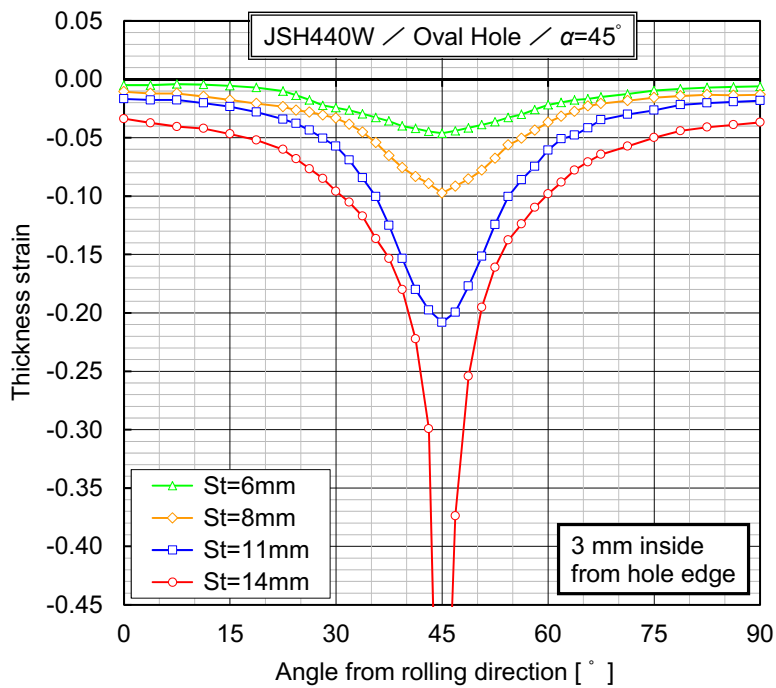
#### 6.4.2 楕円形穴広げ試験

JSH440W の楕円形穴傾斜方向  $\alpha=45^\circ$  条件の穴広げ試験で得られた穴縁周囲の圧延方向から圧延  $90^\circ$  方向までの板厚ひずみの分布を図 6.11(a)~(e)に, JSH590R の結果を図 6.12(a)~(e)に示す. 各グラフ中には円形穴広げ試験と同様に, ネッキング発生前の 2 水準, ネッキング発生時, ネッキング発生後の合わせて 4 水準の成形ストロークの結果を示している. まず JSH440W では, 記載している全成形ストロークで楕円形穴の長径方向にひずみが集中しており, 穴縁端部からの距離に関わらず同じ傾向となっている. これは楕円形穴先端の形状効果によるひずみ集中と考えられる. それに対して JSH590R では, ネッキング発生前の成形ストロークまでは JSH440W と同様に楕円形穴の長径方向にひずみが集中しているが, ネッキング発生時には圧延方向側に傾斜した方向にひずみの局所化が生じている. またこれより程度は小さいものの圧延  $90^\circ$  方向側にもひずみ集中が見られ, 第 4 章での試験結果の傾向と一致している.

各成形ストロークでの板厚ひずみ分布の変化を詳細に確認すると, 穴縁端部より 1, 3, 5mm 内側の穴縁周方向のひずみ分布において, ネッキング発生前の低い成形ストロークの段階では圧延  $90^\circ$  方向側にひずみの最大値があるが, その後ネッキング発生段階になると圧延方向側にひずみが最大となる方向が移動している様子が確認できた. すなわちこれはネッキング発生前の成形前期とネッキングが発生する成形後期ではひずみ局所化の主要因が異なることを示している. JSH590R の円形穴広げ成形において成形前期で  $r$  値 (および流動応力) の影響が支配的であり, 成形後期では異方硬化特性の影響でネッキングが生じたと考えられることから, 楕円形穴広げ成形においても成形前期では圧延方向で最も低い  $r$  値の作用により圧延  $90^\circ$  方向側に傾斜して最もひずみが集中し, その後の成形後期においては異方硬化特性の影響で圧延方向側に傾斜してネッキングが発生したものと考えられる. また成形後期においても圧延  $90^\circ$  方向側にひずみ集中が見られたことは,  $r$  値の影響が成形後期でも継続していることを示しているものと推察される. なお, 楕円形穴広げ試験では楕円形穴の先端にひずみが集中することから, 19 方向引張試験で確認された JSH440W の  $n$  値や流動応力の異方性の影響は確認できなかった.

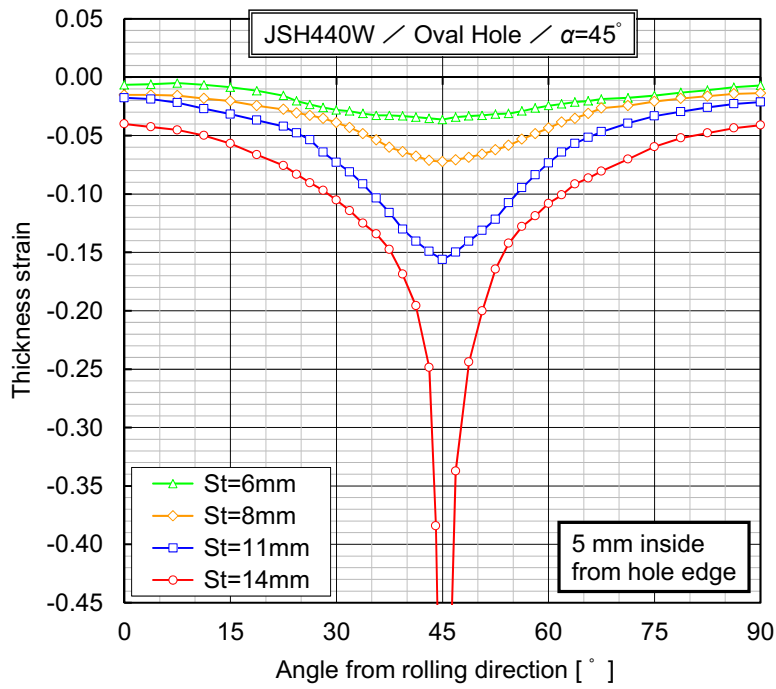


(a) 穴縁より 1mm 内側

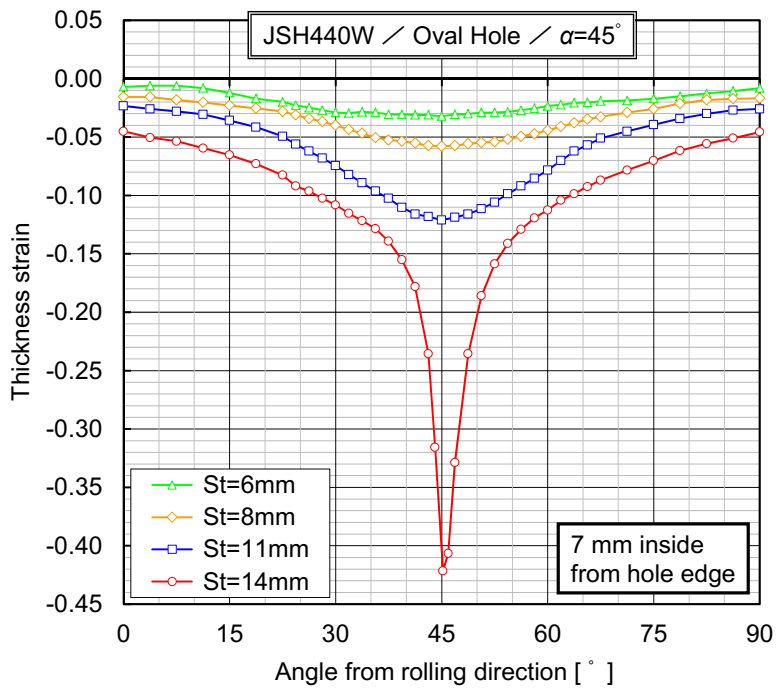


(b) 穴縁より 3mm 内側

図 6.11 楕円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化/JSH440W・ $\alpha=45^\circ$  (1)

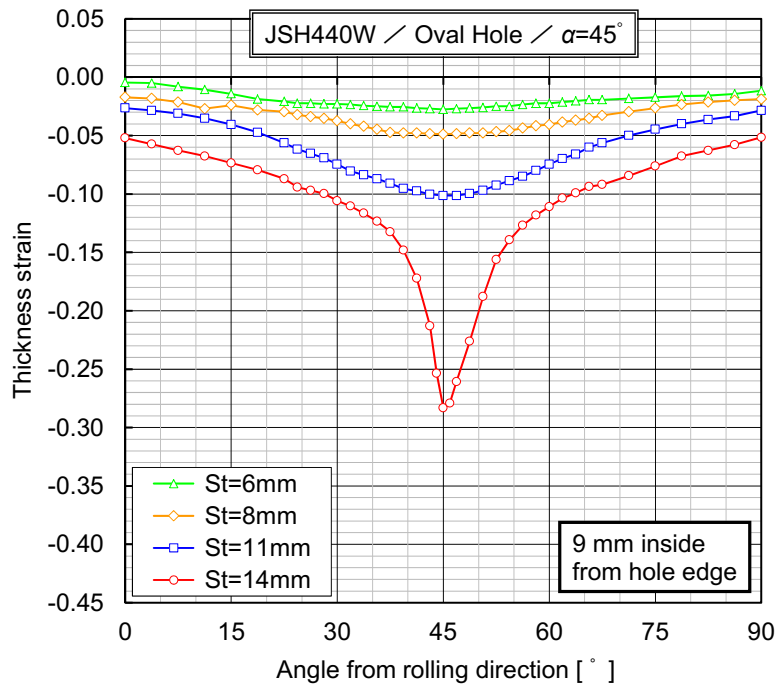


(c) 穴縁より 5mm 内側



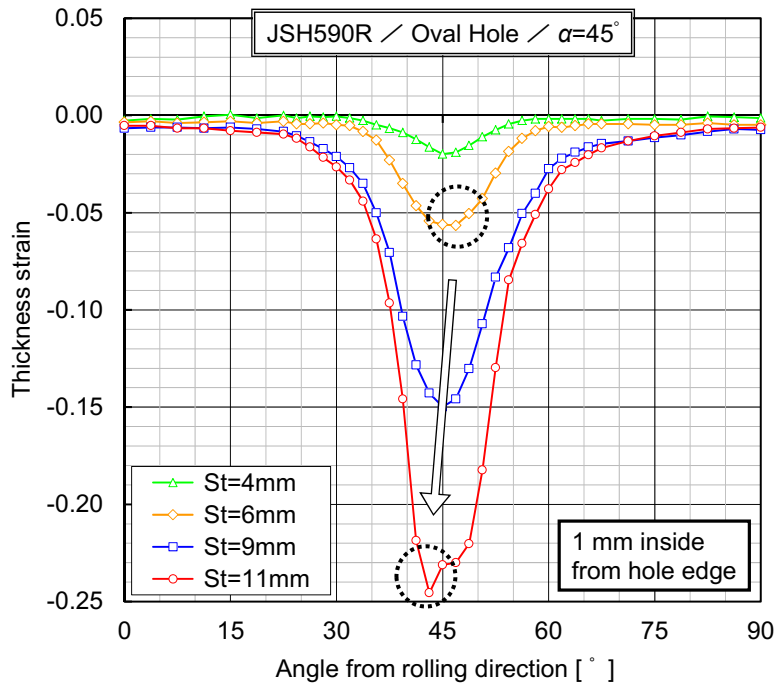
(d) 穴縁より 7mm 内側

図 6.11 楕円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化 / JSH440W ·  $\alpha=45^\circ$  (2)

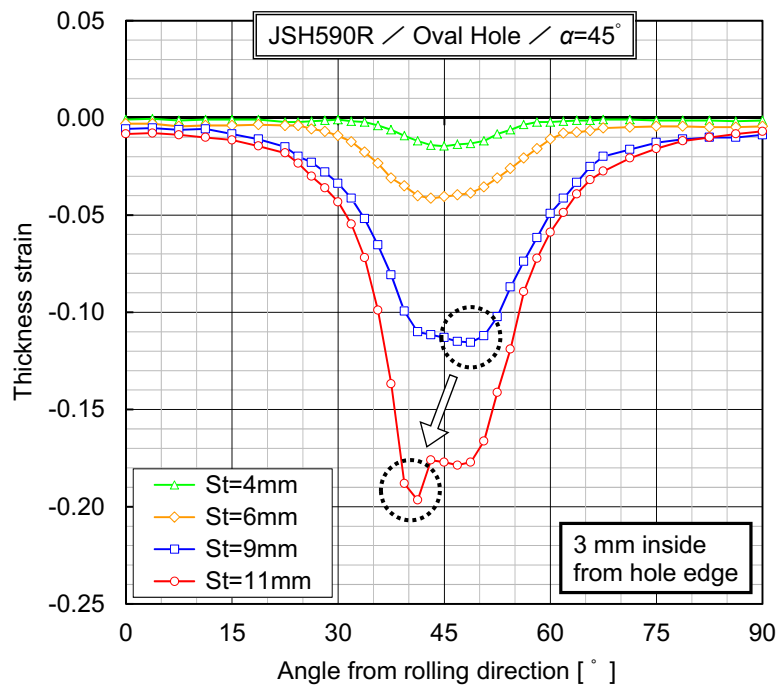


(e) 穴縁より 9mm 内側

図 6.11 楕円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化 / JSH440W ·  $\alpha=45^\circ$  (3)

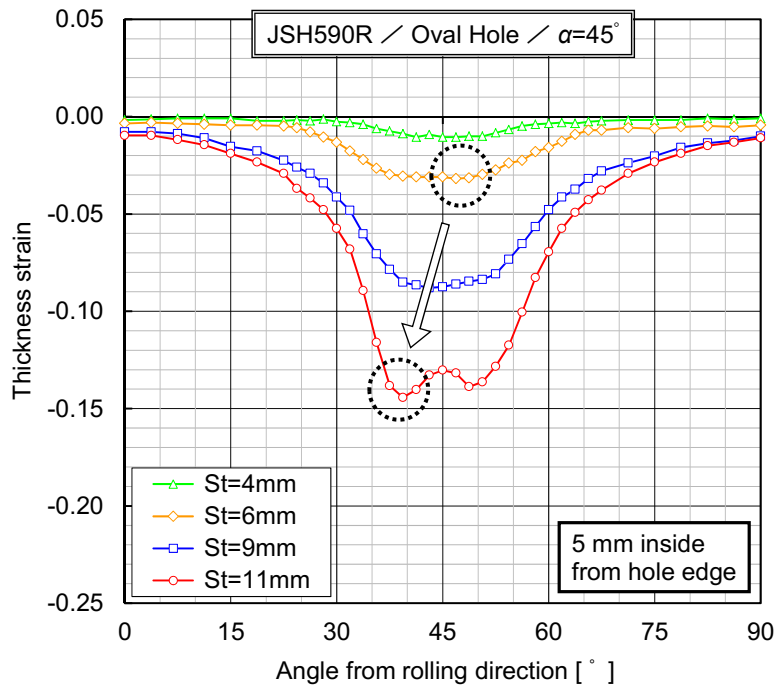


(a) 穴縁より 1mm 内側

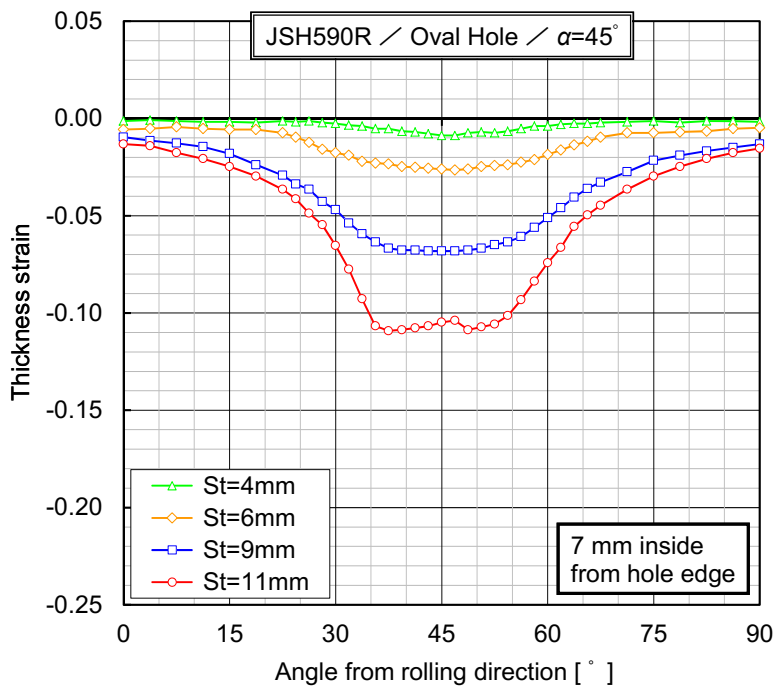


(b) 穴縁より 3mm 内側

図 6.12 楕円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化/JSH590R・ $\alpha=45^\circ$  (1)

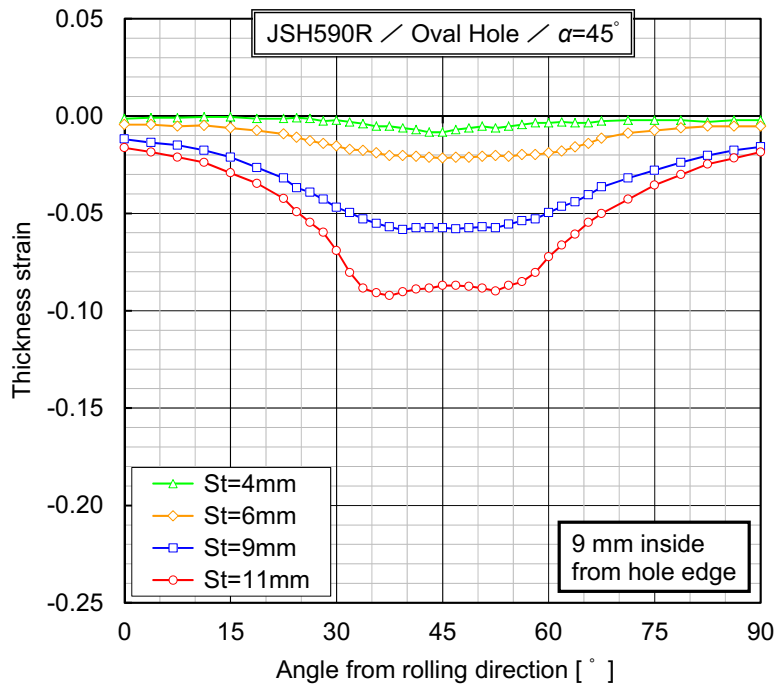


(c) 穴縁より 5mm 内側



(d) 穴縁より 7mm 内側

図 6.12 楕円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化/JSH590R・ $\alpha=45^\circ$  (2)



(e) 穴縁より 9mm 内側

図 6.12 楕円形穴広げ追加試験結果での穴縁周りの板厚ひずみ分布の成形ストロークによる変化 / JSH590R ·  $\alpha=45^\circ$  (3)

## 6.5 結言

本研究の供試材である JSH440W および JSH590R に対して 19 方向の単軸引張試験を実施し、また円形穴広げ成形および楕円形穴広げ成形の成形ストローク進行に伴うひずみ分布の変化を詳細に調査し、穴広げ成形における局所変形挙動について考察を行った。その結果、推定された局所変形メカニズムを以下に示す。

### <円形穴広げ成形>

- 1) 本研究で用いた JSH440W および JSH590R は顕著な  $r$  値の異方性を示し、この影響で成形前期において圧延方向と  $90^\circ$  方向のひずみ集中が生じ、その後のひずみ発達の方向が限定される。
- 2) JSH590R は強い異方硬化特性を示すため、その影響により成形後期において圧延方向のネッキングが発生し破断に至る。初期穴径が大きい場合は、成形前期でのひずみ発達方向の影響が緩和され、異方硬化の方向依存性に応じて圧延方向と  $90^\circ$  方向以外にも局所的なひずみ集中が現れる。
- 3) JSH440W では、 $n$  値と流動応力の異方性がひずみの局所化に影響しているものと考えられるが、本研究の取り組みでは異方硬化特性の有無とその影響については明確ではない。

### <楕円形穴広げ成形>

- 4) 楕円形穴の傾斜方向が  $45^\circ$  の条件において、 $r$  値の異方性が相対的に大きい JSH590R では、この影響で成形前期において楕円形穴の長径方向から圧延  $90^\circ$  方向側に傾斜した方向にひずみの局所化が生じる。成形後期になると大ひずみ域での異方硬化特性の影響で板厚ひずみは圧延方向側に傾斜して集中してネッキングが発生し、その後破断に至る。
- 5) JSH440W の  $r$  値の異方性は JSH590R に対して相対的に小さいため、成形前期から板厚ひずみは楕円形穴の長径方向に集中し、そのままネッキング・破断に至る。



## 第7章 総括

### 本研究により得られた知見

本研究は、自動車の衝突性能向上や燃費向上のための車体軽量化を進めるために車体構造部品への適用が年々拡大している高張力鋼板のプレス成形性、特に伸びフランジ成形性に関する課題改善の一助とするため、伸びフランジ成形の代表的な評価試験手法である穴広げ成形における薄鋼板の変形挙動に及ぼす材料特性の影響について、穴広げ試験による実験的検討および有限要素シミュレーションによる解析的検討の両面から考察を実施した。供試材には材料特性の面内異方性を比較的強く示す高張力熱延鋼板 JSH440W と JSH590R を用い、特に、これまでの先行研究での知見が少ない加工硬化特性の異方性、すなわち異方硬化の影響について検討を行った。材料特性の異方性を把握するための評価試験としては、面内引張方向を細かく変化させた単軸引張試験、二軸引張試験、および大ひずみ域での加工硬化特性を評価するための液圧バルジ試験と近年提案された新たな評価手法である面内引張-曲げ試験を実施し、本研究の供試材の両材料の材料特性の異方性を詳細に調査した。特に面内引張-曲げ試験では JSH590R の特徴的な異方硬化挙動を確認できた。得られた材料特性の異方性を穴広げ成形シミュレーションにおいて表現するため、3 種類の異方性降伏関数（Hill48- $r$ 、Yld2000-2d、6 次多項式型）と近年提案された異方硬化モデルによる再現性について評価を実施し、各種異方性降伏関数によりその予測精度が異なること、その中で 6 次多項式型降伏関数と異方硬化モデルの組み合わせにより、各材料特性の異方性および大ひずみ域の異方硬化挙動まで高精度に予測可能であることが判明した。また本研究の供試材 JSH440W、JSH590R を用いて、円形穴および楕円形穴を対象とした円筒穴広げ試験を実施し、穴縁周辺の局所変形挙動に及ぼす材料異方性の影響について考察した。その結果、 $n$  値および  $r$  値の異方性が穴縁周辺の材料変形挙動に強く影響しており、特に  $n$  値の影響が大きい可能性が高いことが判明した。次に材料異方性を考慮した穴広げ成形シミュレーションによる検討を実施し、円形穴広げ成形における局所変形挙動には、初期穴径が大きな条件では  $r$  値の面内異方性の影響が比較的大きく、初期穴径が小さな条件では流動応力の異方性および異方硬化特性の影響が大きいことが判明した。また楕円形穴広げ成形においても、楕円形穴の方向が圧延  $45^\circ$  方向に位置した条件で板厚減少の局所化が圧延方向に傾斜して発生するという特有の現象には異方硬化特性の影響が大きい結果となった。さらに、これらの検討結果を踏まえて追加の単軸引張試験および穴広げ成形試験による詳細検討を実施し、材料異方性を強く示す本供試材の穴広げ成形における局所変形メカニズムについて推定を行った。

以下に研究成果の概要を示す。

第1章では、自動車および自動車用薄鋼板を取り巻く環境と課題と共に高張力鋼板の穴広げ成形に関するこれまでの検討事例について記し、本研究の目的と論文の構成について述べた。

第2章では、材料特性の面内異方性を比較的強く示す高張力熱延鋼板 JSH440W と

JSH590R を対象に、その異方性を把握するための評価試験として面内引張方向を最大 7 方向まで変化させた単軸引張試験、二軸引張試験、液圧バルジ試験、および面内引張-曲げ試験を実施し、両材料の材料特性の異方性を詳細に調査した。その結果、両材料共に  $r$  値の異方性が強く、特に JSH590R で顕著であること、流動応力の異方性は JSH590R で強く示すが JSH440W では弱いことが明らかとなった。また応力-ひずみ曲線の方向依存性、すなわち異方硬化特性については JSH590R の大ひずみ域で顕著であり、圧延 60° 方向で非常に低い加工硬化率を示すことが判明した。

第 3 章では、第 2 章において取得した材料特性の異方性を 3 種類の異方性降伏関数 (Hill48- $r$ , Yld2000-2d, 6 次多項式型) と異方硬化モデルにより再現するため、各モデルのパラメータ同定を行うとともに、その予測精度を検証した。その結果、3 種類の異方性降伏関数による  $r$  値の予測精度は両供試材共に良好であること、流動応力についてはパラメータ同定に応力値が考慮されない Hill48- $r$  モデルを除き Yld2000-2d モデルおよび 6 次多項式型モデルでは精度良く予測できることが確認された。また各種異方性降伏関数により計算された降伏曲面については、Hill48- $r$  モデルでは両材料共に圧延 90° 方向の誤差が大きく、また JSH590R では等二軸引張変形域での誤差も大きい。Yld2000-2d モデルおよび 6 次多項式型モデルでは試験結果と良好に一致することが確認された。さらに 6 次多項式型降伏関数と異方硬化モデルの組み合わせにより、JSH590R の大ひずみ域での異方硬化挙動を精度良く計算できることを確認した。特に JSH590R で特徴的である圧延 60° 方向の加工硬化率の極端な低下も良好に再現することができた。

第 4 章では、本供試材を用いて円形穴および楕円形穴を対象とした円筒穴広げ試験を実施し、穴縁周辺の局所変形挙動に及ぼす材料異方性の影響について考察した。その結果、まず円形穴広げ成形では両材料共に圧延方向に破断が発生し、さらに圧延 90° 方向にも板厚減少が見られた。これには  $n$  値および  $r$  値の面内異方性が強く影響しており、特に圧延方向での破断発生には圧延 90° 方向で  $n$  値が最も低いことが影響した可能性が高いと推察される。この理由は本試験での破断が内割れ傾向となっており、平面ひずみ変形下における変形挙動に対して  $n$  値が支配的であることに起因していると考えられるためである。楕円形穴広げ成形では、材料特性の面内異方性を強く示す JSH590R の楕円形穴の方向が圧延 45° 方向に位置する条件において、破断の方向が圧延 45° 方向から圧延方向側へ傾斜する傾向を示した。この破断挙動も内割れ傾向であり、平面ひずみ変形下での  $n$  値の異方性の影響が大きいと推察される。一方、相対的に材料異方性が小さい JSH440W では、楕円形穴方向が圧延 45° 方向の条件でも破断方向は楕円形穴の方向と一致し、これは材料異方性よりも楕円形穴の先端形状による応力集中効果の影響が上回ったものと考えられる。両供試材共に、楕円形穴の方向が圧延方向に一致した条件において成形限界が最も低い結果となった。これは圧延 90° 方向の  $n$  値が最小値であり、また  $r$  値も圧延方向に次いで極小値を示すことが原因と考えられる。

第 5 章では、第 3 章においてパラメータ同定した 3 種類の異方性降伏関数と異方硬化モデルを用いて材料異方性を考慮した穴広げ成形シミュレーションによる検討を实

施した。その結果、円形穴広げ成形における穴縁周辺の局所変形挙動には、初期穴径が大きな条件では3種類の異方性降伏関数と等方硬化モデルの組み合わせにより穴縁周りの板厚ひずみ分布を良好に予測することができたことから、3種類の降伏関数で共通して予測精度の良好な $r$ 値の面内異方性が主に支配的であることが判明した。初期穴径が小さな条件では流動応力の異方性および異方硬化特性が大きく影響することが判明し、特にJSH590Rでは鋼板端部から内側でのネッキングの起点も含めた局所変形挙動を異方硬化モデルでのみ精度良く予測できたことから、異方硬化特性の影響が支配的であることが判明した。また楕円形穴広げ成形においてもJSH590Rの楕円形穴の長径方向が圧延 $45^\circ$ 方向に位置した条件で、破断に繋がるネッキングの方向が圧延 $45^\circ$ 方向から圧延方向側に傾斜して発生するという特有の現象を異方硬化モデルでのみ再現できたことから、本条件でも異方硬化特性の影響が大きいことが判明した。また本章での検討結果から、穴広げ成形における局所変形挙動の正確な予測のためには異方硬化モデルの適用が極めて重要であることが示された。

第6章では、第5章までの検討結果を踏まえて、面内19方向単軸引張試験および成形前期から後期までの穴広げ成形試験を追加して詳細検討を実施し、材料異方性を強く示す本供試材の穴広げ成形における局所変形メカニズムについて推定を行った。その結果を以下に示す。円形穴広げ成形では、①本供試材は顕著な $r$ 値の面内異方性を示し、この影響で成形前期にて圧延方向と $90^\circ$ 方向にひずみ集中が生じ、その後のひずみ発達の方向が限定される。②JSH590Rは強い異方硬化特性を示すため、その影響により成形後期において圧延方向のネッキングが発生し破断に至る。初期穴径が大きい場合は、成形前期でのひずみ発達方向の影響が緩和され、異方硬化特性に応じて圧延方向と $90^\circ$ 方向以外にも局所的なひずみ集中が現れる。③JSH440Wでは、 $n$ 値と流動応力の異方性がひずみの局所化に影響しているものと考えられる。ただし本研究の取り組みでは異方硬化特性の有無とその影響については明確ではない。また楕円形穴広げ成形では、④楕円形穴の傾斜方向が $45^\circ$ の条件において、 $r$ 値の異方性が相対的に大きいJSH590Rでは、この影響で成形前期において楕円形穴の方向から $90^\circ$ 方向側に傾斜した方向にひずみの局所化が生じる。成形後期になると大ひずみ域での異方硬化特性の影響で板厚ひずみは圧延方向側に傾斜してネッキングが発生し、その後破断に至る。⑤JSH440Wの $r$ 値の異方性はJSH590Rに対して相対的に小さいため、成形前期から板厚ひずみは楕円形穴の方向に集中し、そのままネッキング・破断に至る。

第7章では、本研究により得られた結果を総括した。

高張力鋼板の穴広げ成形性は今後のプレス部品の製造において重要なポイントになるものと考えられる。本研究で得られた材料異方性発展の影響および異方硬化モデルを用いたシミュレーションに関する知見が、高張力鋼板の成形技術のさらなる発展の一助となることを期待する。

## 謝辞

本論文は、広島大学大学院工学研究科教授 吉田総仁博士のご指導とご鞭撻を賜って遂行した研究の成果をまとめたものである。研究開始当初から懇切なご教示と熱意に溢れたご指導を戴き、心より深謝の意を表します。また、広島大学大学院工学研究科教授 篠崎賢二博士、同教授 菅田淳博士、同准教授 日野隆太郎博士には副査として貴重なご助言とご指導を賜った。ここに深謝の意を表します。

広島大学大学院工学研究科助教 濱崎洋博士には、本研究の内容に関して幾多の討議と非常に有益なご教示を戴いた。ここに深謝の意を表します。また、研究遂行当時、広島大学大学院工学研究科博士研究員として面内引張-曲げ試験の材料評価や成形シミュレーションに関して多大なご協力と討議を戴いた Dr. Gustavo Capilla Gonzalez (Mechanical Engineering Department, University of Guanajuato, Salamanca, México. 36885), 同じく材料評価試験や成形シミュレーションに関して多大なご協力を戴いた広島大学大学院工学研究科 田村翔平氏、平野達也氏、長谷川博生氏、石丸裕也氏に感謝の意を表します。

新日鐵住金株式会社 技術開発本部フェロー 岡村一男博士には研究開始当初から研究遂行のご指導と詳細な討議の機会を戴いた。ここに深謝の意を表します。

本研究の遂行に深いご理解とご支援を戴いた新日鐵住金株式会社 技術開発本部 鉄鋼研究所 利用技術研究部長 樋渡俊二博士、前・利用技術研究部長 現・日鉄住金テクノロジー株式会社 参与 鈴木規之博士、利用技術研究部 上席主幹研究員 吉田亨博士に感謝の意を表します。

新日鐵住金株式会社 技術開発本部 鉄鋼研究所 利用技術研究部 上席主幹研究員 中澤嘉明博士、主幹研究員 伊藤泰弘博士には研究内容に関する詳細な討議を戴いた。また、利用技術研究部の関係各位にも研究内容に関する討議の機会を戴いた。さらに、技術開発本部 尼崎研究支援室 加工・接合係 薄板成形班の各位には穴広げ成形試験と材料評価試験の遂行に関して多大なるご協力を戴いた。ここに感謝の意を表します。

最後に私事ながら、本研究を遂行し論文にまとめるに至るまで温かく支えてくれた家族に対し、心より感謝します。