

博士論文

伸びフランジ成形性に及ぼす
幾何形状および材料特性の影響と
その成形支配因子

伊藤 泰弘

目次

第1章 序論

1.1 自動車業界を取り巻く環境	1
1.2 板材成形の変遷	6
1.2.1 板材成形手法の歴史	6
1.2.2 変形勾配の影響に関する従来の研究	8
1.3 塑性不安定と破断現象	10
1.4 伸びフランジ成形性に関する従来の研究	16
1.4.1 伸びフランジ板材部位の特徴	16
1.4.2 穴広げ成形試験(伸びフランジ成形性評価試験)	19
1.4.3 伸びフランジ成形性に及ぼす変形勾配の影響	21
1.4.4 伸びフランジ成形性に及ぼす端部の加工条件の影響	22
1.4.5 伸びフランジ成形性に及ぼす金属組織の影響	25
1.5 本研究の目的	26
1.6 本論文の構成	27
参考文献	29

第2章 円錐穴広げ成形における伸びフランジ破断限界に及ぼす変形勾配の影響

2.1 緒言	35
2.2 実験および数値解析条件	36
2.2.1 供試材	36
2.2.2 円錐穴広げ成形試験条件	37
2.2.3 数値解析条件	41
2.3 実験結果	41
2.4 考察	42
2.4.1 破断部板厚ひずみに及ぼす幾何形状の影響	42
2.4.2 穴広げ率に及ぼす破断部板厚ひずみの影響	46
2.4.3 穴広げ率に及ぼす局所変形挙動の影響	47
2.4.4 変形勾配に及ぼすパンチ頂角の影響	50
2.5 結言	54
参考文献	55

第3章 伸びフランジ破断限界に及ぼす成形形態の影響

3.1 緒言	56
3.2 実験条件	57

3.2.1 供試材	57
3.2.2 穴広げ成形試験条件	59
3.2.3 数値解析条件	61
3.3 実験結果	62
3.4 考察	65
3.4.1 破断限界に及ぼす成形形態の影響	65
3.4.2 フランジ端部の変形均一性に及ぼす成形形態の影響	68
3.4.3 周方向応力勾配に及ぼす成形形態の影響	69
3.5 結言	72
参考文献	72

第4章 円筒穴広げ成形における破断挙動に及ぼす初期穴径の影響

4.1 緒言	74
4.2 実験および数値解析条件	75
4.2.1 供試材	75
4.2.2 円筒穴広げ成形試験条件	77
4.2.3 数値解析条件	78
4.3 実験および数値解析結果	79
4.3.1 穴広げ率に及ぼす初期穴径の影響	79
4.3.2 破断位置に及ぼす初期穴径の影響	80
4.3.3 穴縁の周方向ひずみ分布に及ぼす初期穴径の影響	81
4.4 考察	84
4.4.1 周方向応力および応力比分布に及ぼす d_0/d_p の影響	84
4.4.2 実験と数値解析における変形挙動の比較	85
4.5 結言	88
参考文献	88

第5章 円筒穴広げ成形における破断挙動に及ぼす初期穴加工条件の影響

5.1 緒言	90
5.2 実験条件	91
5.2.1 供試材	91
5.2.2 穴の加工条件	92
5.2.3 円筒穴広げ成形試験条件	93
5.3 実験結果	94
5.4 考察	98
5.4.1 破断形態に及ぼす応力場および材料特性の影響	98

5.4.2 硬度分布に及ぼす打ち抜きクリアランスの影響	98
5.4.3 ボイドの数に及ぼす打ち抜きクリアランスの影響	101
5.5 結言	103
参考文献	103

第6章 円筒穴広げ成形における伸びフランジ成形性に及ぼす金属組織の影響

6.1 緒言	105
6.2 実験条件	106
6.2.1 供試材	106
6.2.2 穴の加工条件	107
6.2.3 円筒穴広げ成形試験条件	107
6.3 実験結果	110
6.4 考察	111
6.4.1 リーマ仕上げ穴の穴広げ率に及ぼす鋼種の影響	111
6.4.2 打抜き加工穴の穴広げ率に及ぼす鋼種の影響	116
6.5 結言	119
参考文献	120

第7章 結論

7.1 各章の結論	121
7.2 本研究の成果の活用	124
7.2.1 伸びフランジ成形部位の破断予測技術への適用	124
7.2.2 難加工材の伸びフランジ成形性向上技術の提案	124

本研究に関する発表および講演論文	126
本研究に関する特許	128
謝辞	129

第1章 序論

1.1 自動車業界を取り巻く環境

近年、地球温暖化および大気汚染の防止といった環境保護に対する関心が世界中で高まっている。1992年には、地球温暖化対策に世界全体で取り組んでいくことを目的とした「気候変動に関する国際連合枠組条約 (United Nations Framework Convention on Climate Change)」(以下、気候変動枠組条約)が採択された。1997年には、京都で開催された気候変動枠組条約の第3回会議(COP3)にて締結された「京都議定書」に基づき、我が国は1990年の温室効果ガス排出量を基準として、2008年から2012年の5年間で6%削減することを目標としてきた¹⁾。さらに、2015年にパリで開催された気候変動枠組条約の第21回会議(COP21)にて締結された「パリ協定」においては、2013年の温室効果ガス排出量を基準とし、2030年までに26%削減することを目標とする約束草案(INDC: Intended Nationally Determined Contributions)を提出している²⁾。これを受けて、図1-1に示すように、産業部門、業務その他部門(商業、サービス、事業所等の第3次産業に相当)に次いで3番目に多いCO₂排出量を示す運輸部門においても同様の目標が掲げられている^{3)~5)}。図1-2に示すように、運輸部門のCO₂排出量の約9割は乗用車やトラックといった自動車から排出されるため、自動車からのCO₂排出量を削減することが重要な課題となる⁶⁾。CO₂は化石燃料であるガソリンが燃焼することで排出される。そのため、使用するガソリンの量を低減するために、内燃機関と電気モーターの2種の動力源を持つハイブリッド車が開発されている。あるいは、水素と空気中の酸素等を反応させて電力を取り出す燃料電池や、水素を燃料とする内燃機関である水素燃料エンジンといった、ガソリンを使用しない動力源を搭載した自動車の開発もなされている。また、図1-3に示すように、CO₂排出量は車体重量と相関があることから、車体重量の低減、すなわち車体軽量化によるCO₂排出量の削減も図られている⁷⁾。以上のような取り組みの効果もあり、運輸部門のCO₂排出量は、2001年度に2億5900万トンのピークを示した後、2014年度には2億1700万トンに減少している⁶⁾。また、これに伴い、運輸部門のCO₂排出量は、産業部門に次ぐ2番目に多い部門であったが、2014年度においては、産業部門および業務その他部門に次ぐ3番目の部門となっている⁴⁾。今後、更なる燃費の向上によってCO₂排出量を削減するために、車体軽量化に関する取り組みを継続する必要がある。

一方、交通事故による死者数減少や傷害の軽減については強い社会的要請がある。政府は、2003年から2013年の10年間で交通事故死者数を5000人以下とする目標を設定し、道路交通環境の整備や交通安全思想の普及などの活動を行ってきた⁸⁾。そ

の中でも、自動車車体の衝突安全性の向上は、車両同士の衝突事故から乗員を保護し、死亡事故件数を低減する上で重要な対策方針であった。現在では、衝突安全性に関する法規制はもちろんのこと、市場評価も年々厳しくなっており、図1-4に示すようなフルラップ前面衝突試験や側面衝突試験といった様々な衝突試験による車体の衝突安全性評価がなされている⁹⁾。そのため、衝突安全性の向上を図るべく、補強部品の追加や部品の板厚増加といった対策が施されているが、これらの対策は車体重量の増大を助長することとなる。

以上のように、自動車車体には、地球環境保護を背景としてCO₂排出量を削減するために、車体軽量化および衝突安全性の向上が求められている。しかしながら、衝突安全性を向上させるためには補強部品の追加などが必要となり、一般には、車体重量は増加する傾向となる。そのため、車体軽量化と衝突安全性の向上は相反する要求と言える。これら両要求を満足するための手法として、自動車車体部品の主たる素材である鉄鋼材料を比重の小さいアルミニウムなどの軽金属や、樹脂と繊維素材からなる複合材料へと置換することがあげられる^{10), 11)}。しかしながら、鉄鋼材料からこれらの素材へ置換することは、素材コストの増大、成形性や溶接性といった生産性の低下を招く。また、炭素繊維強化プラスチック(CFRP: Carbon Fiber Reinforced Plastics)のような複合材料の場合は、リサイクル性に関しても課題がある。そのため、部品原価の高い高級車種や、成形および接合が容易な一部の車体部品に限定して適用されている。このようなことから、近年では「高強度鋼板の適用による車体部品の薄肉化」が主な軽量化手法となっており、その適用が急速に拡大している¹²⁾。従来の鋼材と比較して引張強度の高い高強度鋼板を用いて車体部品を製造することで、衝突安全性を確保しながら部品の薄肉化を実現することが可能となる。しかし、軟鋼板のような従来の鉄鋼材料と比較して、高強度鋼板は延性が低く、例えば、プレス成形によって所望の車体部品を製造する際には、破断やしわといった成形不良現象が生じやすい。また、鋼板強度の増大は除荷後の弾性回復量の増加を招くため、金型から外した際(離型時)に発生する形状精度不良が課題となる。したがって、車体構造部品の高強度薄肉化を実現するためには、これらの成形不良現象の発生メカニズムを解明し、対策技術を開発する必要がある。

前述の成形不良現象の中で、例えば、形状精度不良は、プレス成形によって塑性変形した材料が離型時に弾性回復することによって発生する。そのため、降伏応力およびその近傍における塑性流動応力が低く、離型時の弾性回復量が比較的小さいDual Phase鋼を用いることで、形状精度不良を低減できることが明らかとなっている¹³⁾。また、材料特性以外の観点に着眼した対策技術には、形状精度不良の要因となる曲げ部表裏面の応力差を低減するために、成形下死点近傍において張力を付与する

成形技術^{14)~16)}や、あるいはビード形状を付与して剛性を高めることで形状変化を低減する対策技術が提案されている¹⁷⁾。さらに、有限要素法による数値解析によって形状精度不良を高精度に事前予測・評価すべく、バウシinger効果の考慮を可能とした材料構成式の提案や、材料の初期降伏挙動を高精度に表現できる降伏関数の提案がなされている^{18)~22)}。このように、形状精度不良については、その発生メカニズムが概ね明らかになっており、対策技術や予測技術に関する数多くの研究がなされている。ただし、近年では、鋼板強度の更なる増大により、従来の対策技術では十分な形状精度が確保できない場合が生じている。また、有限要素法による数値解析によって形状精度不良を高精度に予測するには、材料の塑性変形挙動をより精緻に表現する材料構成式が必要になる。そのため、形状精度不良の対策技術や予測技術の更なる発展が求められている。一方、以降の節で説明するように、プレス成形時に生じる破断については、発生メカニズムそのものが明瞭になっていない形態(伸びフランジ成形部位における破断)があり、車体部品の高強度薄肉化を阻害する要因となっている。

以上のように、地球環境問題と交通安全に対する社会的要請を背景として、自動車車体の軽量化および衝突安全性の向上を両立させるには、素材コストが低く、生産性も比較的良好な高強度鋼板の適用による車体部品の薄肉化が有効である。しかしながら、高強度鋼板は延性が低いため、プレス成形時に破断が生じやすく、この破断の発生によって車体部品の高強度薄肉化が阻害される。したがって、破断の発生メカニズムを明らかにし、高強度鋼板のプレス成形性を確保する技術視点が必要となる。そこで、次節より板材成形手法の変遷について触れ、プレス成形における破断の起源について論じた後、問題となる伸びフランジ成形部位にて生じる破断について述べる。

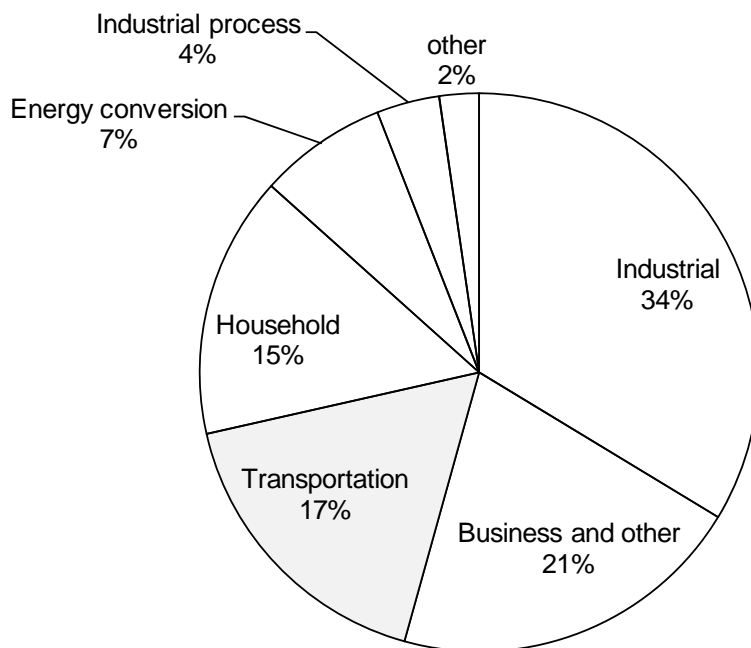


Fig.1-1. Sector ratio of CO₂ output ⁴⁾.

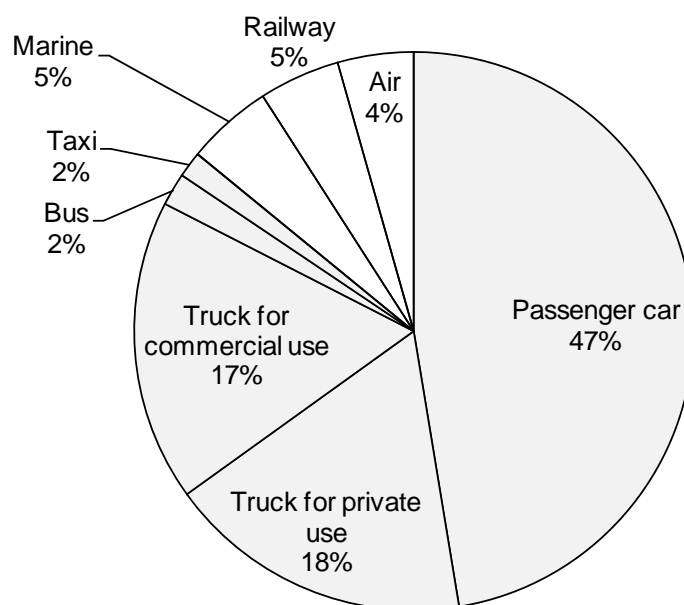


Fig.1-2. Analysis of CO₂ output in transport sector ⁶⁾.

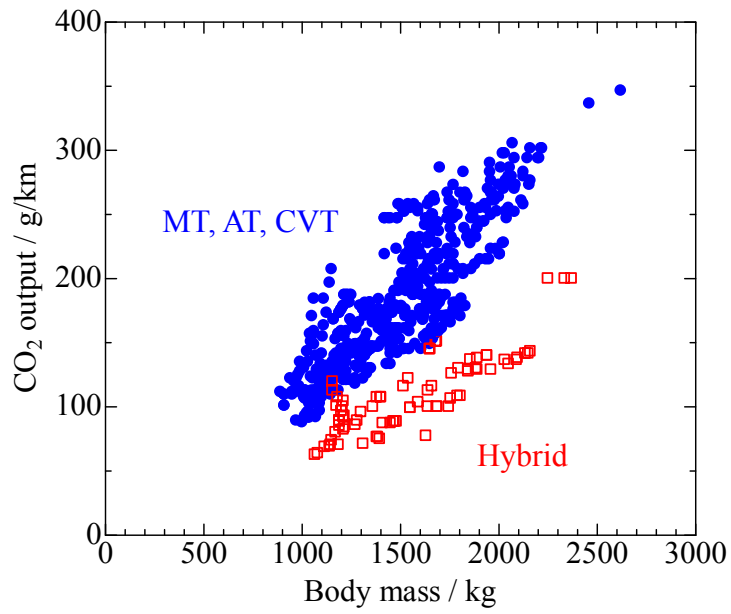


Fig.1-3. Relationship Between body mass and CO₂ output (JC08 mode)^{7), 23)}.



(a) Front full width rigid barrier test

(b) Side mobile barrier test

Fig.1-4. Crash test (JNCAP)⁹⁾.

1.2 板材成形の変遷

1.2.1 板材成形手法の歴史

人類が金属材料を使用し始めたのは、紀元前4000年から紀元前1400年頃とされている。その当時から鍛造技術が始まり、鍛造により作られた板材を手作業によって叩いて伸ばす、いわゆる板金加工によって金属容器を作ったことが板材成形の歴史の始まりと言われている²⁴⁾。図1-5(A)に示すように、板金加工は、金敷の上に配置した板材の任意の部位を、鎚を用いて叩くことで板厚方向に圧縮変形を加える手法であり、鎚を当てる角度や金敷の形状を変更することで変形量を制御する²⁵⁾。板金加工は、その後プレス装置が登場するまでの数千年間に渡り、主な板材成形手法として用いられることになる。

一方、16世紀頃から液圧を用いた機械の基本構造および動作原理が世に示されるようになり、1795年には英国のJohn Bramahによって水圧を用いたプレス装置(ブラマ水圧機)が開発されている²⁶⁾。また、18世紀に入ると、産業革命によって多くの機械が木製から鉄製に変更されていく。このとき、図1-5(B)に示すようなスクリーハンドプレスなどの手動式プレス装置が発明された。さらに、蒸気機関などの新しい動力源の発明に伴って、1850年にはクランクプレスが、1870年には2つの可動スライドを有するダブルアクションプレスが発明されている。

このようなプレス装置の登場は、板材成形手法に大きな変化をもたらすことになる。例えば、自動車産業が誕生した1900年頃においては、車体部品は主に板金加工によって製造されていたが、1910年頃には、板金加工とプレス成形が併用されるようになった。そして、1920年代には、部品製造方法の主流は大量生産が可能なプレス成形へと変化し、これが現在の板材成形手法の原型となる。

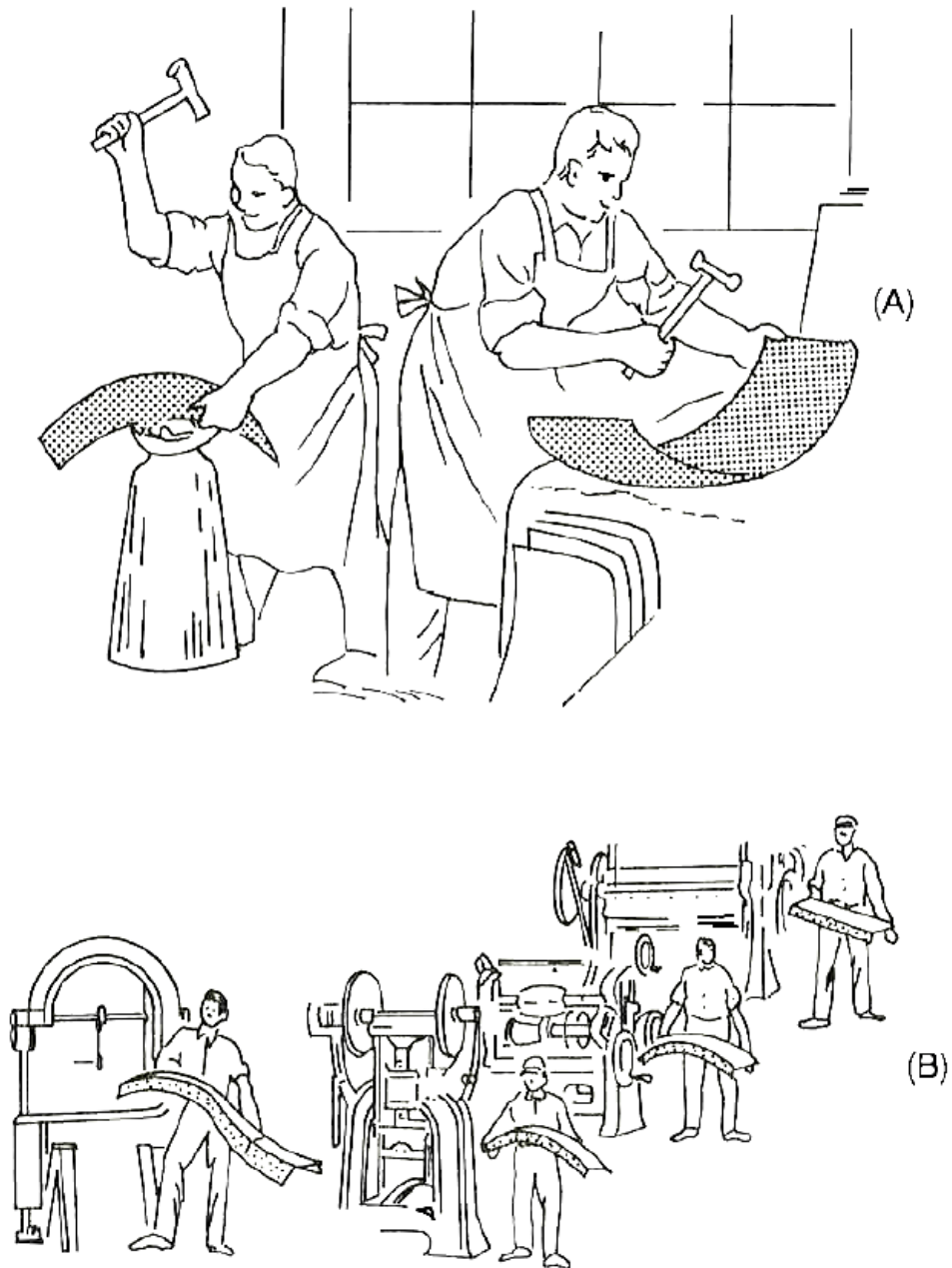


Fig.1-5. Old style methods of sheet metal forming by hand hammering and combination of small size working machines ²⁵⁾.

1.2.2 プレス成形様式の体系化

素材である板材の任意の部位に変形を加えることが可能な板金加工と異なり、プレス成形では製品形状を反映した上下の金型によって挟んで加工するため、変形が付与される部位、変形量および材料の移動(材料流動)は金型形状に律則される²⁷⁾。その際、ある部位に生じる変形が被加工材である板材の変形限界に到達すると破断が生じるため、プレス成形を中断せざるを得ない。このように所望の加工が継続できなくなる状態を成形限界と呼ぶ。そのため、プレス成形の普及に伴って、プレス成形技術に関する開発および研究が行われるようになる。例えば、図1-6(a)に示すように、ブランクホルダーとダイで挟まれた板材に対してパンチを押し込み、周囲に位置するフランジ部の材料をダイの穴に流入させることで壁面を形成する深絞り成形に関しては、1857年にイギリスにて特許が公示され、1859年には薄鋼板のプレス成形に適用されている。また、1900年にはMusoilによって円筒深絞り成形に関する研究がなされている²⁴⁾。我が国では、1935年に福井が理論的考察と実験結果を発表しており、これに伴って、プレス成形に関する系統的な研究が始まった²⁸⁾。1942年には益田が塑性理論を基礎として、成形中のフランジや壁面における変形状態を解析した研究を発表している²⁹⁾。ここで、変形状態とは、最大主応力と最小主応力の比(以下、応力比)あるいは最大主ひずみと最小主ひずみの比(ひずみ比)である変形様式、およびその変形量のことを意味する。これらの取り組みにより、図1-6に示すように、深絞り成形において変形が付与される部位、変形状態およびひずみ履歴などが明らかになった³⁰⁾。そして、1964年には、福田や山田によって深絞り成形性に及ぼす変形状態および材料特性(r 値)の相互影響に関する研究が発表され、板材の有する材料特性とプレス成形性が関連付けられた^{31), 32)}。

吉田は、プレス成形において生じる様々な変形の状態や材料流動の特徴について、深絞り成形に限定せず、体系的に整理した³³⁾。そして、1959年には、プレス成形の様式を、図1-7に示す「深絞り成形」「張出し成形」「伸びフランジ成形」「曲げ成形」の4種の基本様式に分類した³⁴⁾。これにより、図中に示すように、プレス基本様式によってその特徴となる変形状態、破断危険部位および破断に至るまでの変形挙動が体系化された。さらに、各プレス基本様式において、破断の発生に及ぼす変形挙動および材料特性の相互影響に関する研究が盛んに行われるようになる。

以上のように、板材成形手法が板金加工からプレス成形へと変化することで、成形限界は金型形状に律則されることになる。そのため、プレス成形性の向上を図るべく、プレス成形の様式を体系的に分類することで、成形中の変形挙動を把握すると共に、プレス成形性と材料特性の因果関係を解明する取り組みがなされてきたのである。

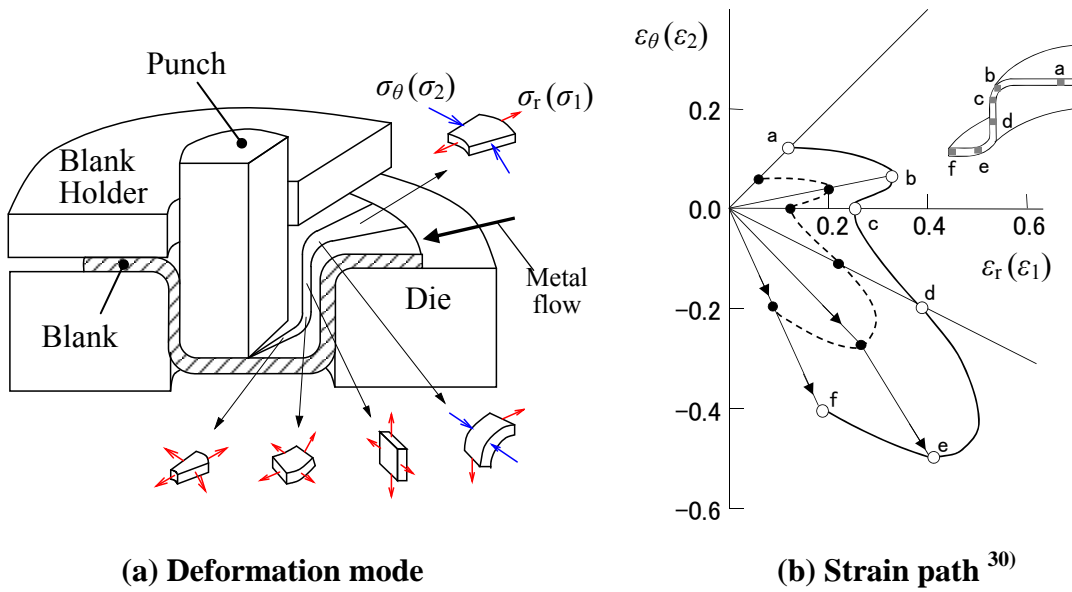


Fig.1-6. Deformation behavior on deep-drawing.

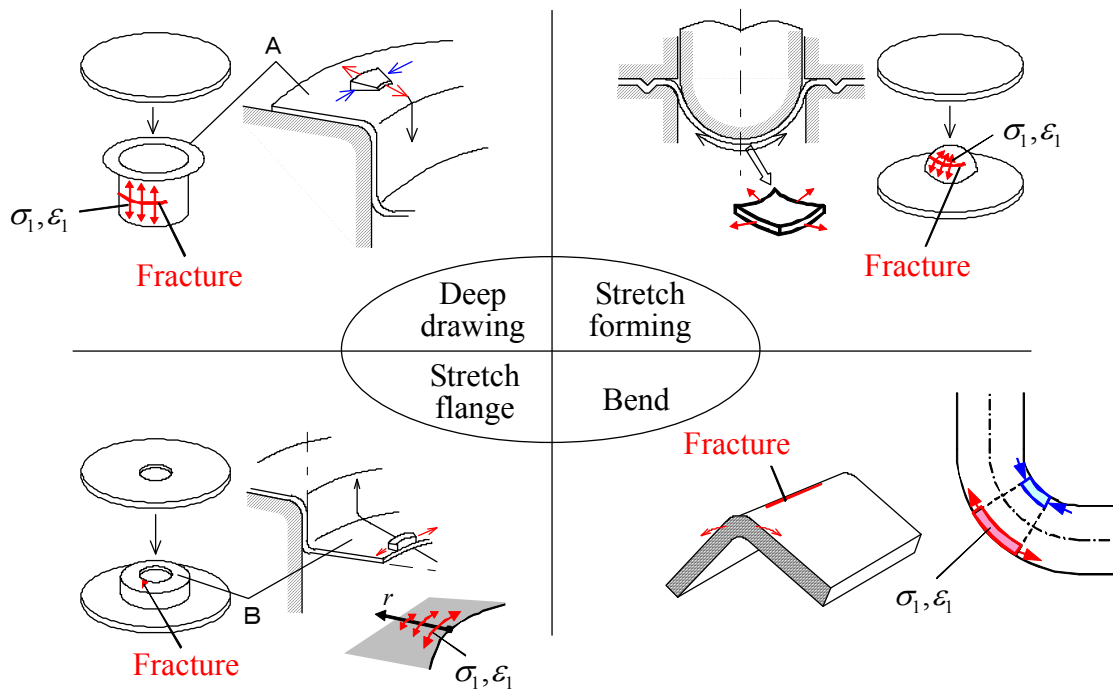


Fig.1-7. Fundamental state in press-forming³⁴⁾.

1.3 塑性不安定と破断現象

前節で述べたように、図1-5(A)に示す板金加工は、板材の任意の部位に対して板厚方向に圧縮変形を加える加工法である。そのため、板材全体を均一に加工することで局所変形を抑制することが可能である。ここで、局所変形とは、素材のある部位が、その周囲の部位と比較して優先的に変形する破断の前兆現象のことを指す^{35), 36)}。また、図1-8に示す鍛造(特に型鍛造)は、ビレットなどのバルク素材に対して金型を用いて圧縮変形を加え、3軸応力下にて塑性流動を促す加工方法である。このとき、金型との接触により、バルク素材の表面の一部は変形拘束を受ける。これにより、周囲の部位から拘束力が生じるため、バルク素材の一部が局所変形することを抑制する³⁷⁾。さらに、板金加工および型鍛造のように外部から圧縮応力を付与する場合、被加工材は高静水圧下で変形するため、局所変形の開始が遅れることになる³⁸⁾。このようなことから、板金加工や型鍛造における成形限界は局所変形によって妨げられ難く、静水圧によって変化する素材の変形能に強く依存する³⁹⁾。

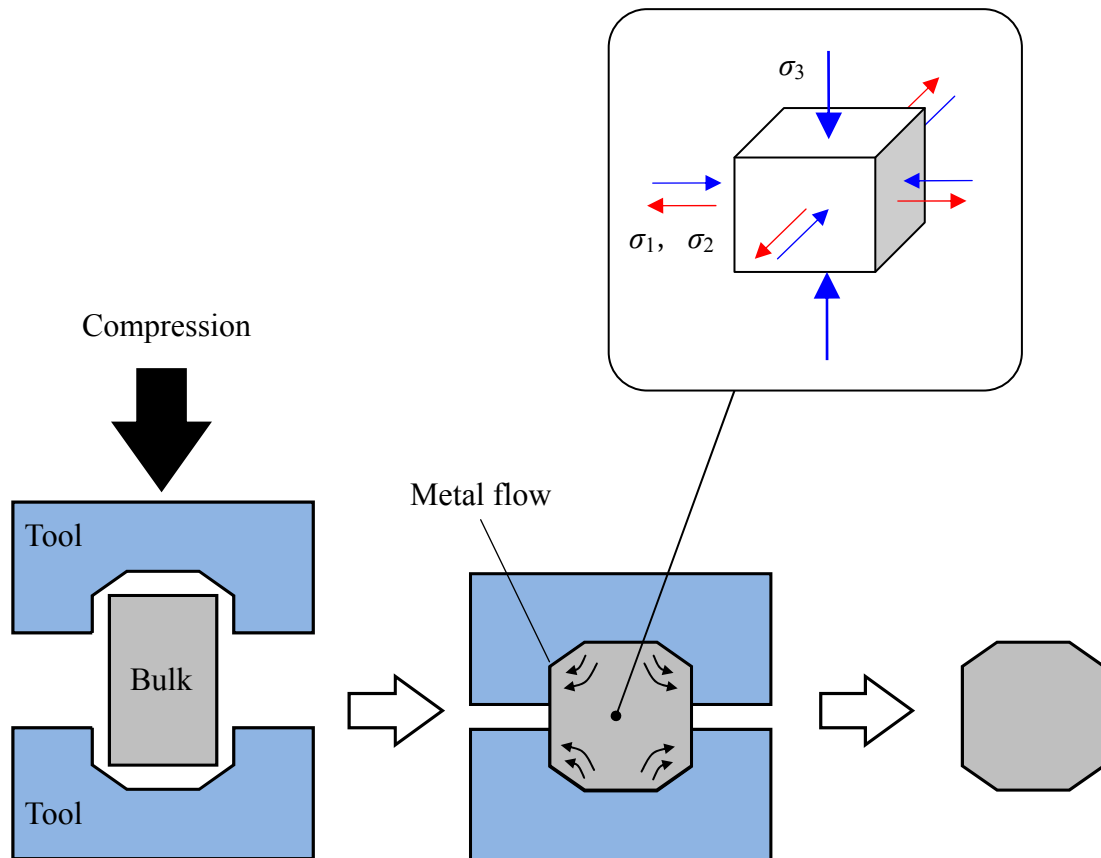


Fig.1-8. Schematic drawing of die forging.

これに対して、一般的な板材成形において、板表面は自由表面である。すなわち、板厚方向に応力が発生しない平面応力場であり、板金加工や型鍛造のような高静水圧状態は生成され難い。そのため、図1-9に示す板材の引張試験のように、板幅方向の拘束がなく平行部が均一に変形するような場合、最高荷重点にて板幅方向のくびれ(以下、拡散くびれ)が生じる⁴⁰⁾。塑性変形における体積一定則を仮定すると、引張試験の最高荷重点では次式が成り立つ。

$$dF = d(\sigma A) = Ad\sigma + \sigma dA = \sigma Ad\varepsilon \left(\frac{1}{\sigma} \frac{d\sigma}{d\varepsilon} - 1 \right) = 0 \quad (1-1)$$

ここで、 F は引張荷重、 σ は引張方向の応力、 ε は引張方向のひずみ、 A は試験片の断面積を意味する。また、 dA は試験片の断面積変化であり、常に負の値となる。したがって、引張試験における拡散くびれの発生条件は次式となる。

$$\frac{1}{\sigma} \frac{d\sigma}{d\varepsilon} = 1 \quad (1-2)$$

ここで、応力とひずみの関係が n 乗硬化則にしたがうと仮定すると、

$$\sigma = C\varepsilon^n \quad (1-3)$$

と表現される。式(1-3)の右辺における指数 n は加工硬化指数(n 値)であり、材料の加工硬化挙動を示す指標値である。式(1-2)および式(1-3)より、次式が得られる。

$$\varepsilon = n \quad (1-4)$$

すなわち、引張試験においては、引張方向のひずみが材料の有する n 値に到達した際に拡散くびれが生じることになる。拡散くびれの発生後も張力を付与し続けると板厚方向のくびれ(以下、板厚くびれ、あるいは局所くびれ)が発生し、その後に破断に至るが、平行部の一様変形が局所変形によって妨げられるという意味では、拡散くびれの発生が引張試験における成形限界と言える³⁶⁾。

次に、図1-7および図1-10に示すような深絞り成形および張出し成形の壁面の変形に着目する。図中に示すように、プレス成形時は、壁面のある一帯にプレス成形方向に沿って張力が生じ、これにより、壁面には伸び量にほとんど差異のない均一な変形

場が生じる。一方、引張試験と異なり、連なる壁面の存在により、張力に対して垂直方向（引張試験における板幅方向に相当）の変形は拘束を受け、一般には平面ひずみ変形下（ $\varepsilon_2=0$ ）にて変形する。このような場合、張力の付与に伴う材料の伸び変形によって壁面が形成されていくが、成形のある段階で板厚くびれの発生によって局所変形が開始し、壁面の一様変形が阻害される。そして、局所変形の開始後は、板厚くびれ帯内に変形が集中して破断に至る。このように、板材成形では、成形のある段階まで継続していた一様変形が局所変形の開始、すなわち塑性不安定現象の発生によって中断されるという特徴を持つ。換言すれば、板材成形における成形限界は、破断の前兆である塑性不安定現象に強く影響される。そのため、一般的な板材成形における成形限界を明らかにするために、板厚くびれの発生条件に関する研究が行われてきた^{41)~44)}。ここで、Hillの板厚くびれの発生条件について図1-11を用いて説明する。Hillは、①板厚くびれに沿った伸縮（ $d\varepsilon$ ）は生じない（板厚くびれの変形の局所性の保証）、②くびれ帯に沿う単位幅当たりに作用するくびれ帯に垂直な方向の張力 T は停留する、③板厚くびれ発生的一瞬间において応力比の変化はない、と仮定した。①~③の仮定は、式(1-5)~式(1-7)式に相当する。

$$d\varepsilon = d\varepsilon_1 \cos^2 \theta + d\varepsilon_2 \sin^2 \theta = 0 \quad (1-5)$$

$$dT = d(t\sigma_n) = 0 \quad (1-6)$$

$$(\sigma_2 + d\sigma_2)/(\sigma_1 + d\sigma_1) = \sigma_2 / \sigma_1 \quad (1-7)$$

これらの仮定より、次式が得られる。

$$d\sigma_1 / \sigma_1 = -dt / t = -d\varepsilon_3 = d\varepsilon_1 + d\varepsilon_2 \quad (1-8)$$

ここで、応力とひずみの関係が式(1-3)にしたがうとすると、比例負荷に対しては、

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = n \quad (1-9)$$

となる。上記の式は、平面ひずみ変形下（ $\varepsilon_2=0$ ）にて変形する場合は最大主ひずみ $\varepsilon_1=n$ にて、単軸引張変形下（ $\varepsilon_2=-\varepsilon_1/2$ ）においては最大主ひずみ $\varepsilon_1=2n$ にて

板厚くびれが生じることを意味する. しかしながら, Hillの板厚くびれ発生条件は, 式(1-5)より,

$$\theta = \tan^{-1}(\pm\sqrt{-d\varepsilon_1/d\varepsilon_2}) \quad (1-10)$$

となるため, ひずみ比 $\alpha = \varepsilon_2 / \varepsilon_1 > 0$ の領域においては, 板厚くびれの発生限界が得られず, 板厚くびれが生じないことになる. これに対して, MarciniakおよびKuczyńskiは, 板材に初期不整が存在するモデルを用いることで, ひずみ比 $\alpha > 0$ の領域において板厚くびれが生じることを示している. ただし, 得られる結果が, 初期不整の与え方によって変化する問題がある. 一方, StörenおよびRiceは, 変形増分に不連続が生じる条件を板厚くびれの発生条件とし, 局所性を保証するためにHillが与えた強い拘束条件を緩和した. 更に, 応力増分とひずみ増分が1対1に対応する構成式(ここでは, Henckyの全ひずみ理論)を用いることで, 次式に示す板厚くびれの発生条件を得ている.

$$\varepsilon_1 = \frac{n}{1+\alpha} \left\{ (1-n)/2 + [(1-n)^2/4 - \alpha n/(1+\alpha)^2]^{1/2} \right\}^{-1} \quad (-1 \leq \alpha \leq 0) \quad (1-11)$$

$$\varepsilon_1 = \frac{3\alpha^2 + n(2+\alpha)^2}{2(2+\alpha)(1+\alpha+\alpha^2)} \quad (0 < \alpha \leq 1) \quad (1-12)$$

上記の式においても, 平面ひずみ変形下にて変形する場合は, 最大主ひずみ $\varepsilon_1 = n$ にて板厚くびれが生じることになり, Hillの板厚くびれの発生条件と同様の結果となる. 図1-12に, 横軸を最大主ひずみ ε_1 , 縦軸を最小主ひずみ ε_2 としたひずみ平面上に, HillおよびStören-Riceの板厚くびれ発生条件(SR限界)を模式的に示す. 深絞り成形および張出し成形の壁面のある部分がこの板厚くびれの発生条件に到達すると, 板厚くびれが生じ, 直ちに破断に至る. そのため, この板厚くびれの発生をもってプレス成形限界とみなすことが可能である. このように, 深絞り成形および張出し成形の壁面における破断発生メカニズムは明らかになっている.

ところで, 引張試験の場合と異なり, 深絞り成形などでは, 壁面のある部分が拡散くびれの発生条件に達しても局所変形は開始されず, 一様に変形する. これは, 張力方向に対して垂直方向の変形が周囲より拘束を受けることによる³⁶⁾. このように, 一様

変形から局所変形に遷移する条件(分岐条件)を満たしていても、実際は周囲の拘束の影響によって局所変形が直ちに開始されず、塑性不安定現象が生じない場合がある。その意味では、分岐条件と塑性不安定現象が同時に発生するとは限らない⁴⁵⁾。

以上のように、板金加工や型鍛造と異なり、平面応力場にて変形する板材成形における成形限界は、破断の前兆である塑性不安定現象の発生に強く影響される。例えば、深絞り成形および張出し成形の壁面のように均一な変形場が生じる場合、塑性不安定現象の要因となる板厚くびれの発生をもってプレス成形限界とみなすことが可能である。一方、この塑性不安定現象の発生は、周囲の状態によって変化する変形拘束の影響を受ける。

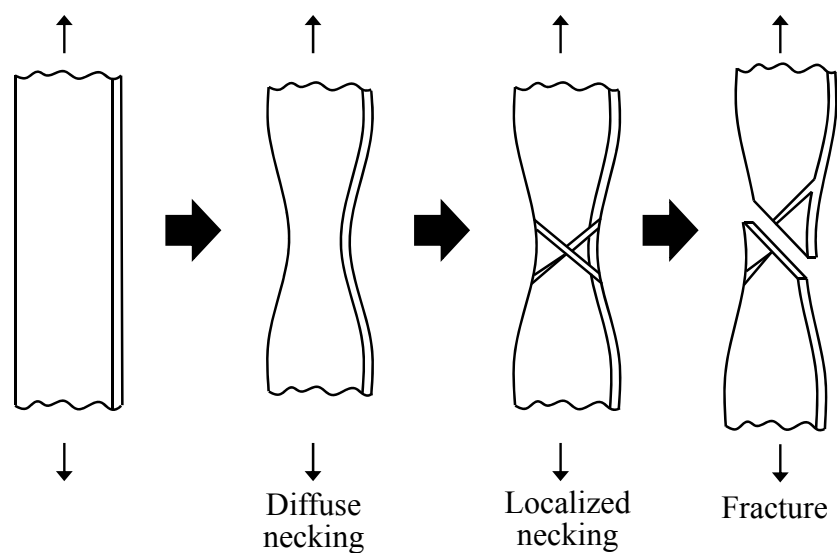


Fig.1-9. Process on uni-axial tensile test of metal sheet ⁴⁶⁾.

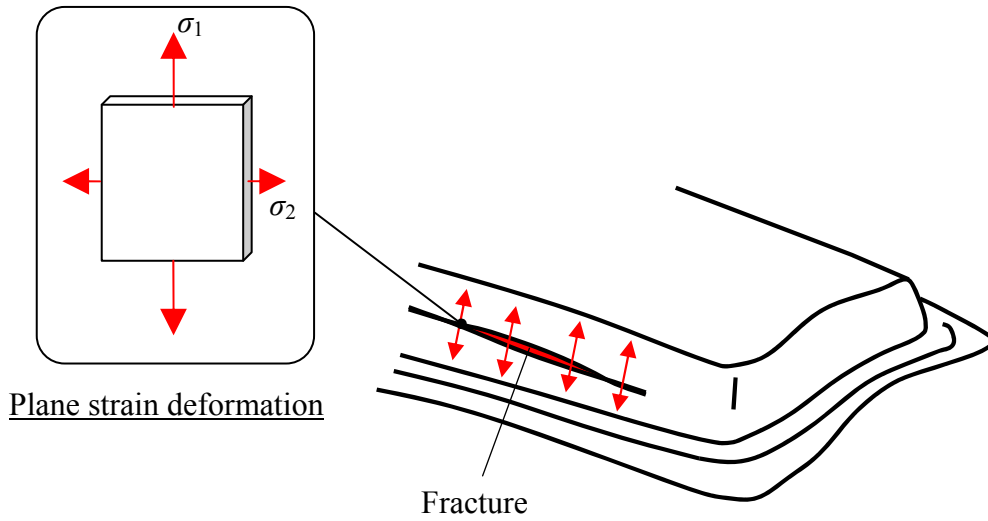


Fig.1-10. Wall fracture in deep-drawing.

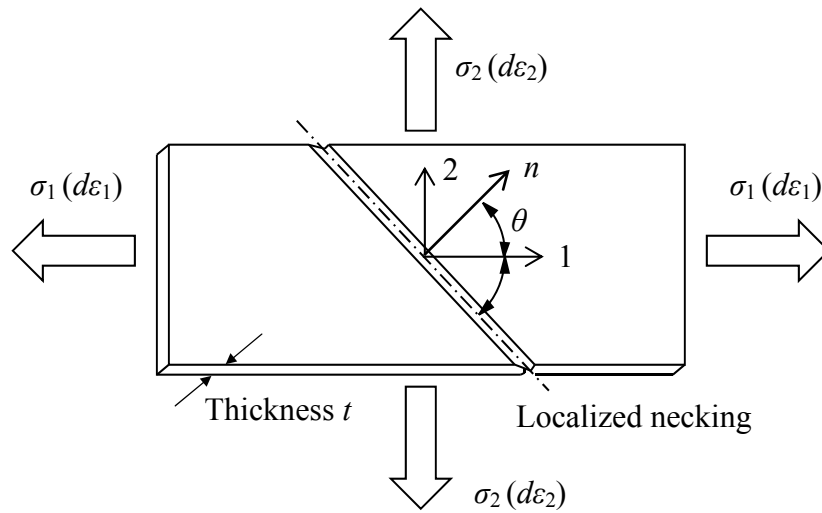


Fig.1-11. Schematic drawing of localized necking.

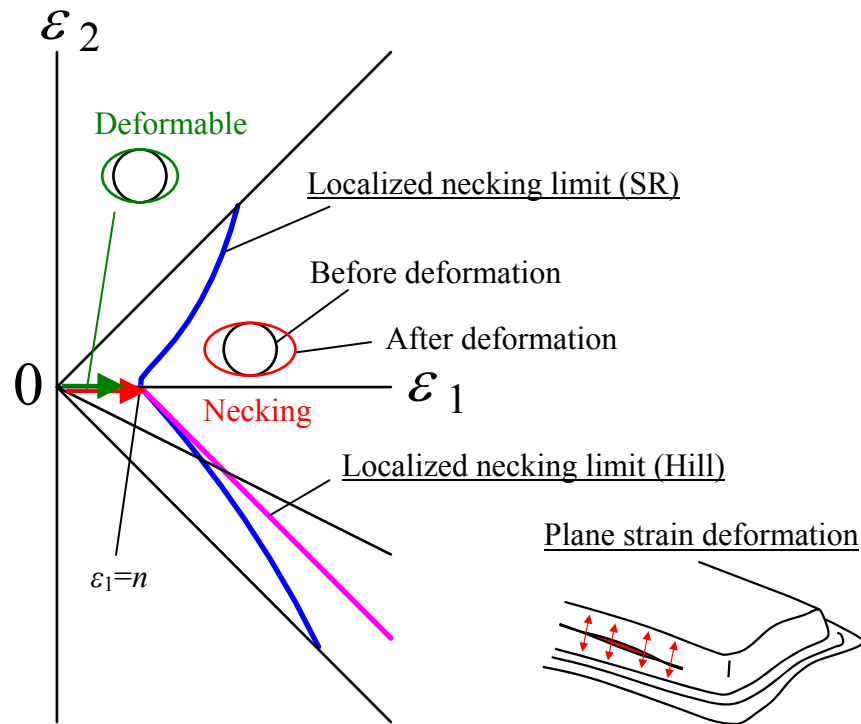


Fig.1-12. Localized necking limit ^{41), 43)}.

1.4 伸びフランジ成形性に関する従来の研究

1.4.1 伸びフランジ成形部位の特徴

深絞り成形および張出し成形の壁面の一带には伸び量にほとんど差異のない均一な変形場が生じ、その成形限界は板厚くびれの発生によって生じる塑性不安定現象に影響される。一方、図1-7の下段に示す伸びフランジ成形および曲げ成形に着目する。ここで、伸びフランジ成形部位とは、成形前後で生じる線長変化に対応するために、プレス成形中につば(=フランジ)が周方向に伸ばされながら形成されていく部位のことである。この周方向の伸び量は、図1-13中に矢印で示すように、フランジ端部からの距離に応じて変化する。すなわち、伸びフランジ成形部位に生じる周方向応力(最大主応力)および周方向ひずみ(最大主ひずみ)は、フランジ端部からの距離によって変化する周方向への伸び量に対応した半径方向の勾配を有する。以下、本論文では、このような応力およびひずみの勾配のことを「変形勾配」と呼ぶ(連続体力学における変形勾配テンソルではないことに注意)。また、図1-7から分かるように、曲げ成形

の場合、変形勾配は板厚方向に沿って生じる⁴⁷⁾。変形勾配が生じるプレス基本様式においては、その成形限界を予測することは難しい。これは、変形勾配の存在によって変形の拘束が生じるため、板厚くびれの発生条件に達しても明瞭なくびれ帯が確認されないことによる^{48), 49)}。特に、伸びフランジ成形のように、フランジ端部のある部位にて拡散くびれの発生条件に到達した後も変形勾配が大きい場合はその傾向が著しい。したがって、その成形限界が塑性不安定現象に強く影響される深絞り成形や張出し成形の壁面と異なり、板厚くびれの発生条件をその成形限界と見なすことができない⁴⁵⁾。そのため、板厚くびれではなく、材料の分離、すなわち破断現象そのものに着目した研究がなされている^{50)~52)}。また、伸びフランジ成形性に及ぼす変形勾配の影響について明らかにすべく、数多くの研究がなされている。

また、伸びフランジ成形部位は特徴的な変形様式を有する。図1-14に示すように、伸びフランジ成形部位の端部は自由端であり、半径方向には応力は生じないため、単軸引張変形下にて変形する。しかしながら、伸びフランジ成形部位の内部は、周囲に材料が存在するため自由端ではない。そのため、半径方向の応力が生じ、変形様式はフランジ端部から半径方向に沿って、単軸引張変形～平面ひずみ変形～等二軸引張り変形へと変化する。一方、曲げ成形の場合、変形様式は平面ひずみ変形であり、この点で伸びフランジ成形とは異なる。高強度鋼板を用いて車体部品を製造する際、伸びフランジ成形部位にて生じる破断の多くは、図1-14に示すように、単軸引張変形下である伸びフランジ端部より生じる。これは、高強度鋼板の延性が低いことに加え、1.4.4で述べるように、伸びフランジ端部がせん断加工(予加工)を施された後にプレス成形されることによる。そのため、過去に行われた研究の多くは、伸びフランジ端部より生じる破断を対象としている。一方、伸びフランジ端部に先行して、主に伸びフランジ成形部位内部の平面ひずみ変形下で破断が生じることがあり、車体部品を製造する際にもしばしば発生する。このような破断位置の変化は、伸びフランジ成形部位の変形様式と密接な関係がある。詳細については、第4章以降にて述べる。

以上のように、伸びフランジ成形部位はフランジ端部からの距離により、「変形量が変化する(変形勾配が生じる)」「変形様式が変化する」という特徴を有する。また、変形勾配の影響により、板厚くびれの発生条件に達しても明瞭なくびれ帯が生じない場合があり、板厚くびれの発生条件を成形限界と見なすことができない。

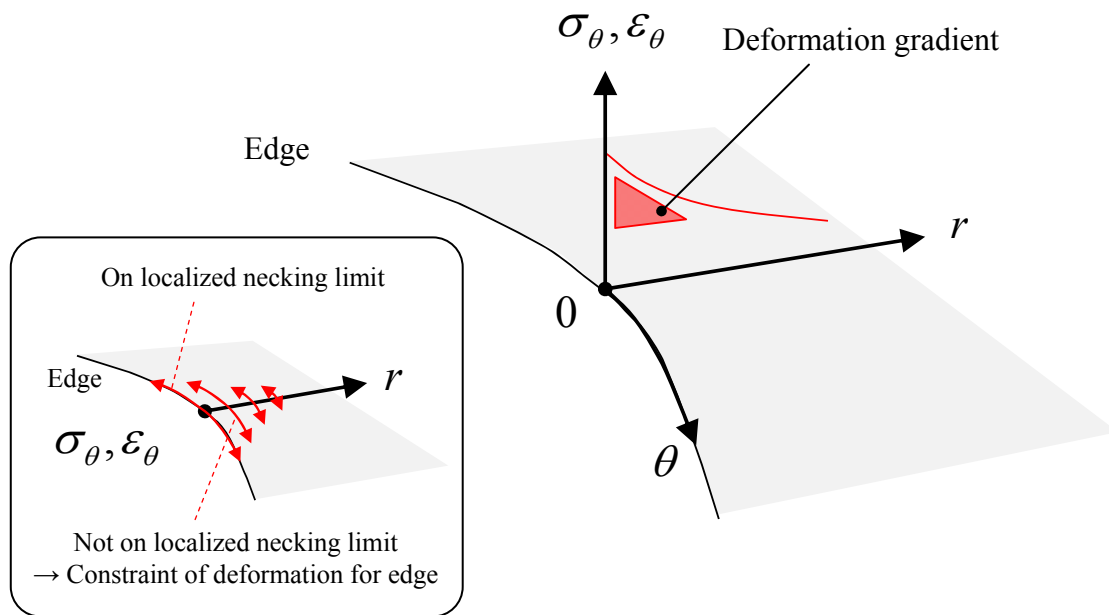


Fig.1-13. Deformation gradient along radius direction on stretch flange.

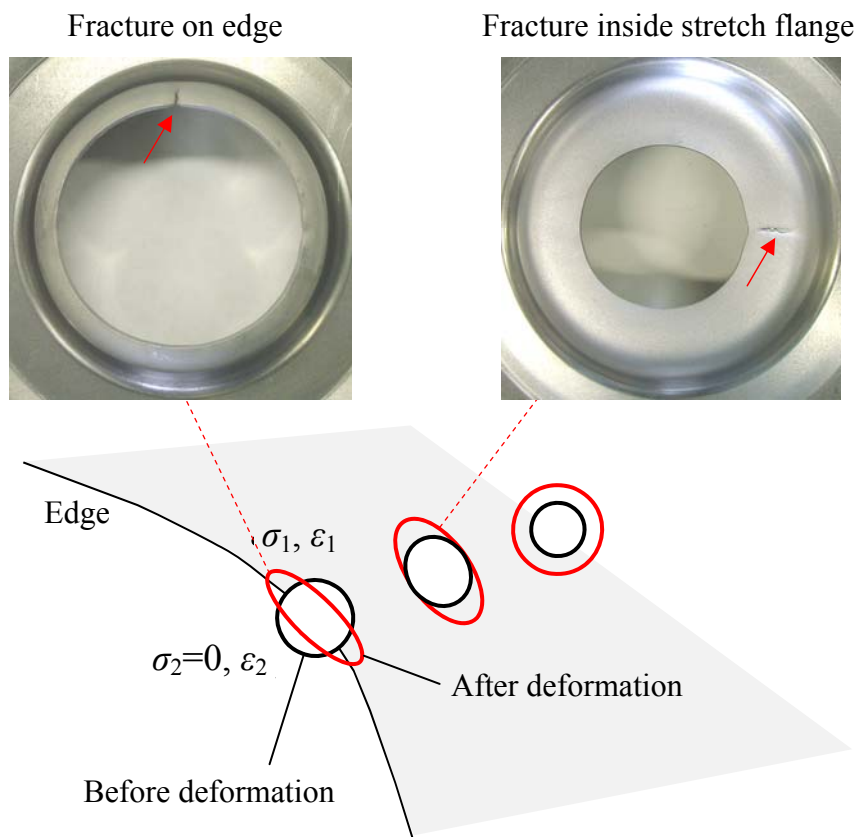


Fig.1-14. Deformation mode on stretch flange.

1.4.2 穴広げ成形試験（伸びフランジ成形性評価試験）

材料の伸びフランジ成形性を評価する試験法に穴広げ成形試験がある。図1-15に、穴広げ成形試験に用いる金型の概略図を示す。穴広げ成形試験では、図1-16(a)に示すように、対象とする材料に予め直径 d_0 の穴（初期穴）を設けておき、図1-16(b)に示すように、金型（パンチ）によって初期穴を拡大する。成形の進行に伴って初期穴は拡大され、いずれは伸びフランジ成形部位にて破断が生じる。破断が生じた際の穴径 d を用い、式(1-13)より算出される穴の拡大率（以下、穴広げ率 λ ）の値にて、材料の伸びフランジ成形性を評価する。

$$\lambda = (d - d_0) / d_0 \times 100 \quad (1-13)$$

なお、穴広げ成形試験は1996年に日本鉄鋼連盟の規格として制定された⁵³⁾。また、この規格を基に2009年にISO 16630が制定された⁵⁴⁾。さらに、日本ではISO 16630を基にJIS Z 2256が制定された⁵⁵⁾。表1-1に、ISO 16630にて制定されている穴広げ成形試験の素材寸法および金型寸法の一部を示す。パンチには、頂角 $\theta = 60^\circ$ の円錐形状のものを用いることが決められており、一般に円錐穴広げ成形試験と呼ばれる。

ところで、上述の規格では、使用する金型寸法が決められており、そこから得られる穴広げ率 λ は、現状、試験対象材の有する伸びフランジ成形性の「目安」程度の意味で扱われる⁵⁶⁾。これは、以降の節で詳しく述べるように、穴広げ率 λ が金型などの幾何形状因子によって変化することによる。また、伸びフランジ成形限界は板厚くびれの発生条件によって決定されない、すなわち破断発生メカニズムが明らかになっていないため、穴広げ率 λ がどのような意味を持つ値であるかが不明瞭であることもその要因の1つと言える。このような背景から、伸びフランジ成形部位の破断発生メカニズムを解明することを目的として、上述の規格にて決められた寸法を有する金型、ならびに規格外の金型を用い、これら幾何形状因子によって変化する伸びフランジ成形部位の変形挙動が穴広げ率 λ に及ぼす影響について着目した検討がなされている。

以上のように、材料の伸びフランジ成形性を評価するために、穴広げ成形試験の方法が規格化されているが、穴広げ率 λ がどのような意味を持つ値であるかが不明瞭である。そのため、規格以外の金型を用いた穴広げ成形試験を活用することで、伸びフランジ成形部位の破断発生メカニズムを解明しようとする取り組みがなされている。

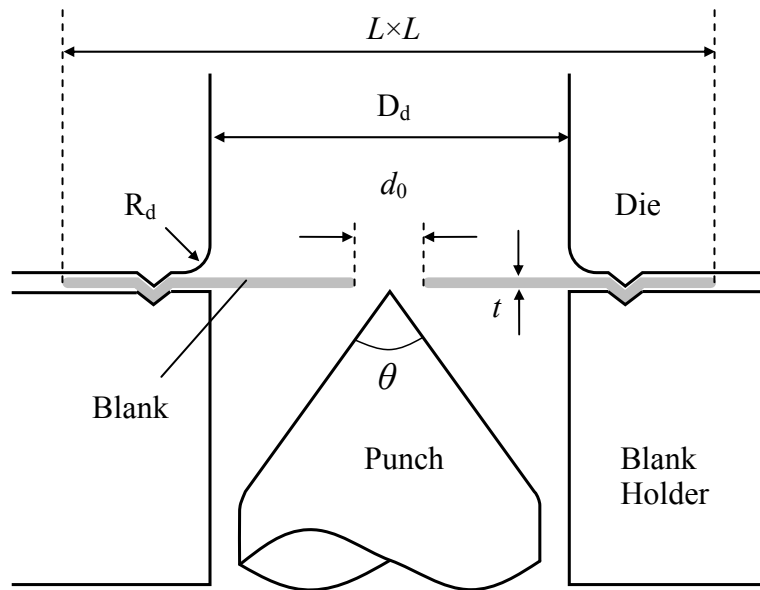
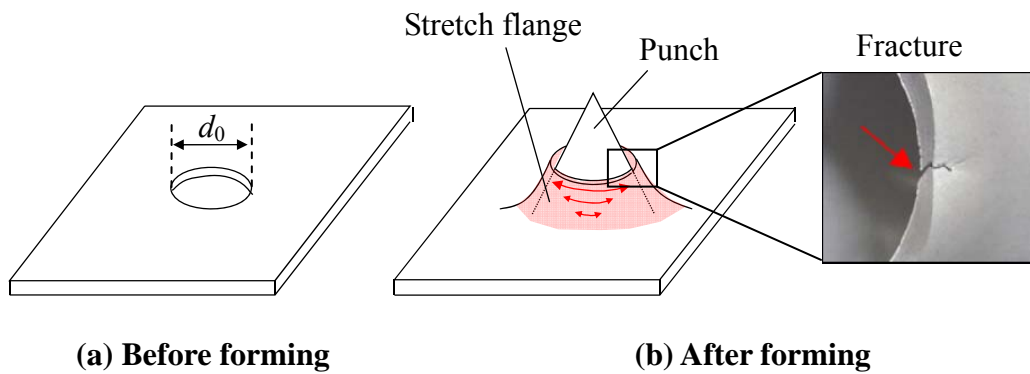


Fig.1-15. Schematic drawing of geometry for hole expansion test.



(a) Before forming

(b) After forming

Fig.1-16. Appearance of blank and test sample.

Table 1-1. Typical geometry for hole expansion test ⁵⁴⁾.

Test piece	Thickness t	1.2~6.0mm
	Blank size L	$\geq 90\text{mm} \times 90\text{mm}$
	Initial hole diameter d_0	10mm
	Hole piercing clearance	12%
Tool	Vertical angle θ	60deg.
	Die diameter D_d	$\geq 40\text{mm}$
	Die shoulder R_d	2~20mm

1.4.3 伸びフランジ成形性に及ぼす変形勾配の影響

深絞り成形および張出し成形の壁面と比較して、伸びフランジ成形部位は変形勾配を有することを特徴とする。変形勾配が生じる場合、板厚くびれの発生条件に達しても明瞭なくびれ帯は確認されないため、その成形限界を予測することは難しい。そのため、変形勾配が伸びフランジ成形性に及ぼす影響について、数多くの研究がなされている。

益田らは、円錐穴広げ成形試験を実施し、変形限界ひずみに及ぼすひずみ勾配の影響について調査している。その中で、周方向の面内ひずみより測定した変形限界ひずみは、その局所的な変形状態だけでは決まらず、破断部周辺に生じるひずみ勾配の影響を受けるが、板厚ひずみにて変形限界ひずみを得た場合は、ひずみ勾配によらないことを報告している。また、ひずみ勾配が大きい場合、板厚くびれが生じにくく、また、半径方向への亀裂進展距離が短くなることを指摘している⁴⁸⁾。山田は、円錐穴広げ試験における変形勾配に及ぼすパンチ頂角の影響について、板材がパンチに完全になつた状態であること、および軸対称を仮定した理論計算を行い、パンチ頂角の減少に伴って、穴縁に生じる変形勾配が増大することを示している。また、理論計算の結果より、パンチ頂角の増大に伴う穴広げ率の減少は、応力勾配によって破断の発生が遅れた影響によるものと推察している⁴⁹⁾。中川らは、益田らおよび山田の検討がくびれ発生までの、すなわち材料の一樣変形域における変形勾配に着目しているものとし、一樣変形域以降のくびれの発生および成長挙動に及ぼす変形勾配の影響について検討を加えた。具体的には、金型形状や初期穴径といった幾何形状によって変形勾配を変化させた穴広げ試験を実施した。供試材には、鉄鋼材料、アルミニウムおよび亜鉛合金など様々な金属を用いている。その結果、変形勾配の増大に伴うくびれ密度(穴縁に生じる単位長さ当たりのくびれの数)の増加によって、穴広げ率が増大することを示している。また、1つのくびれが破断に至るまでの伸び量は一定となることを示唆している⁵⁷⁾。一方、後藤らは、ひずみ勾配の影響によって生じる「強化作用」により、ひずみ勾配の生じない引張試験と比較して、穴広げ試験における変形限界ひずみが増大することから、変形限界ひずみは破断部周辺の変形状態の影響を受けることを報告している⁵⁸⁾。また、飯塚らは、伸びフランジ端部の変形限界ひずみを穴広げ率から得られた平均伸びひずみとして定義した上で、ひずみ勾配の増大に伴い、伸びフランジ部の変形限界ひずみが増大することを報告している⁵⁹⁾。

このように、変形勾配が伸びフランジ成形性に及ぼす影響については数多くの検討がなされている。その多くは、伸びフランジ成形部位の変形限界に及ぼす影響について着目したものである。ところが、変形限界は、変形勾配に「影響される」とする報告と

「影響されない」とする報告の両者があり、明確な結論が得られておらず、体系的に整理されているとは言い難い。また、変形限界以外への影響に着目した例としては、中川らが報告した「くびれ密度」があげられるのみであり、破断に至るまでの変形挙動に及ぼす変形勾配の影響について詳細に調査した例はない。

このようなことから、伸びフランジ成形部位における変形限界および変形挙動に及ぼす変形勾配の影響について明らかにする必要があると考えられる。

1.4.4 伸びフランジ成形性に及ぼす端部の加工条件の影響

自動車車体部品の多くは、主にせん断加工によって輪郭線の形状を適切に整えた素材(ブランク)をプレス成形することで製造される。伸びフランジ端部もせん断加工によって予変形が施されたブランク端部の一部であり、プレス成形時には本部位が周方向に伸ばされることになる。このとき、伸びフランジ端部の変形能は、せん断加工条件に応じて変化する。そのため、せん断加工条件が伸びフランジ成形性に及ぼす影響について様々な研究がなされている。

せん断加工により鋼板を切断した際の端面性状は、図1-17に示すように、板厚 t に対する上刃および下刃の隙間 L (以下、せん断クリアランス)に影響されることが知られている。そのため、伸びフランジ成形性に及ぼすせん断加工条件の影響について、せん断クリアランスに着目した研究がなされている。

中川らは、せん断クリアランスの増大に伴い、せん断加工による予変形によってせん断面に生じる加工硬化が減少し、結果として、穴広げ率が增大することを示している。また、穴広げ率に及ぼすかえり(バリ)の影響が顕著であることを示している⁶⁰⁾。飯塚らは、円筒および円錐穴広げ成形試験を実施し、せん断加工端面に占める破断面比率が最大となるせん断クリアランスにて穴広げ率が最大値を示すことを報告している。また、円錐穴広げ成形性はせん断加工によって穴縁近傍に生じたマイクロ・ボイドの量に、円筒穴広げ成形性は破断面の表面粗さに支配されることを示している⁶¹⁾。安部らは、せん断加工後の穴広げ成形性は、せん断クリアランスに伴って変化するせん断加工端面の微視的な表面粗さには影響され難く、せん断面と破断面の境界のような巨視的な高低差に影響されることを報告している⁶²⁾。西村らは、図1-17に示すピアスとトリムの差異が、端面性状および伸びフランジ成形性に及ぼす影響について示している⁶³⁾。

このように、せん断加工後の伸びフランジ端部の変形能は、せん断加工により生じた加工硬化、破断面の表面粗さ、巨視的な凹凸、あるいは金属組織中に生じたマイクロ・ボイドに影響されることが報告されている。このことから、伸びフランジ成形性の向

上を目的として、せん断加工後の端面性状の改善を図るべく、様々なせん断加工方法が考案されている。

岩谷らは、せん断加工によって一度穴を開けた箇所に、一度目と比較してやや大きい穴を打ち抜く「二回抜き」によって、端部の加工硬化が低減し、穴広げ率が向上することを示している⁶⁴。高橋らは、先端に突起が付いた打抜き工具(パンチ)を用いることで、せん断加工部の応力3軸度が高くなり、亀裂が早期に生じることを示している。これにより、せん断変形に伴う端部の加工硬化が低減され、伸びフランジ性が向上するとしている⁶⁵。松野らは、微小なせん断クリアランスでの穴抜きにおける工具表面の焼付き防止を目的に開発されたPWパンチ(プレスワーキングパンチ)^{66, 67}を用いて打抜き加工を実施し、円錐穴広げ成形試験を行っている。その結果、微小せん断クリアランスにおいては、一般的なパンチと比較して、PWパンチの方が高い穴広げ率を示すことを報告している⁶⁸。さらに、松野らは、打抜き工具(ダイ)に傾斜を設けることで、ダイ刃近傍の加工硬化が抑制され、伸びフランジ性が向上することを示している⁶⁹。また、白沢らは、せん断加工ではなく、レーザー切断によるブランキングを行っている。レーザー切断後の端面は、マイクロ・ボイドのような欠陥がなく、また、せん断加工によって生じる加工硬化層と比較して、熱影響による硬化相が著しく薄いため、高い穴広げ成形性を示すことを報告している。一方、添加元素の増大に伴って、穴広げ成形性は低下することもあわせて報告している⁷⁰。

このように、せん断加工方法を工夫することにより、加工硬化や表面粗さといった伸びフランジ端部に及ぼす予変形の影響を低減することができる。これにより、伸びフランジ成形性を向上させることが可能となる。

一方、前述のとおり、伸びフランジ成形部位の変形挙動は、金型形状など幾何形状因子によって変化する変形勾配に影響されることが知られている。このことから、伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動とせん断加工条件の相互作用についても伸びフランジ成形性に影響を及ぼすと考えられるが、従来の研究では、この点について詳細に検討した例は少ない。中川らは、切削穴を用いた場合と比較して、せん断加工穴を用いた場合の穴広げ率に及ぼす寸法効果の影響は小さいことを示している。また、その理由として、せん断加工穴端部の変形能が小さいことをあげている⁶⁰。しかしながら、伸びフランジ成形部位の変形挙動とせん断加工条件の相互作用の観点から詳細に検討されてはいない。

このようなことから、せん断加工条件が伸びフランジ成形性に及ぼす影響について明らかにすることを目的として、上述のせん断加工条件と伸びフランジ成形部位の変形挙動の相互作用が伸びフランジ成形性に及ぼす影響について着目した研究を行う必要があると考えられる。

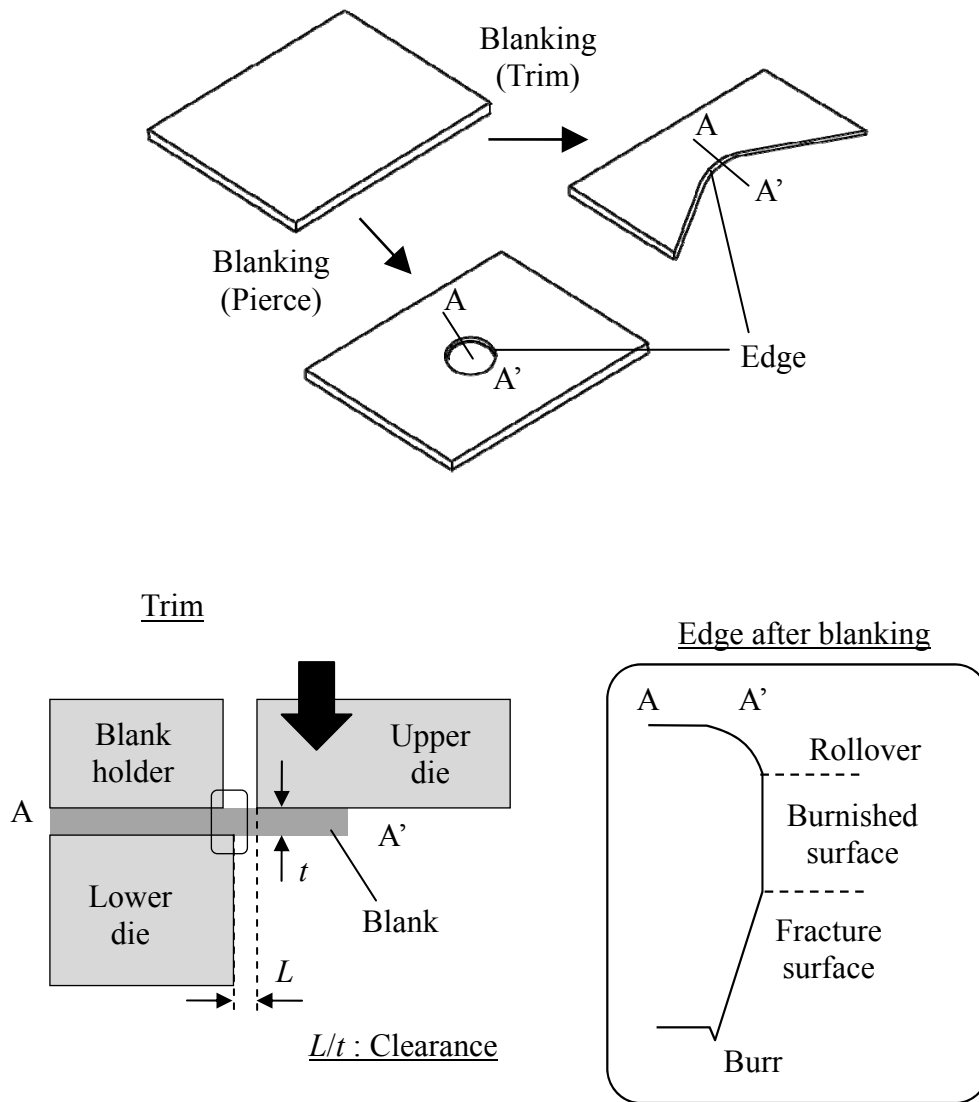


Fig.1-17. Schematic drawing of geometry for blanking.

1.4.5 伸びフランジ成形性に及ぼす金属組織の影響

伸びフランジ成形性は、金属組織によって変化する母材の機械特性値の影響を受ける。また、前述のせん断加工を施された伸びフランジ端部の変形能についても、金属組織の影響を強く受けることが知られている。そのため、伸びフランジ成形性に及ぼす金属組織の影響について数多くの研究がなされている。

まず、金属組織によって変化する材料特性が、伸びフランジ成形性に及ぼす影響について着目した研究内容について述べる。岩谷らは、局部伸びの高い焼戻しマルテンサイト単相組織鋼と、一様伸びの高いマルテンサイト-残留オーステナイト複相組織鋼を用いて、各種プレス成形性との関係を調査した。その結果、金型の肩Rが大きい場合の深絞り成形性や張り出し成形性については一様伸びの高いマルテンサイト-残留オーステナイト複相組織鋼が、穴広げ成形性や曲げ成形性については局部伸びの高い焼戻しマルテンサイト単相組織鋼が優れることを報告している⁷¹⁾。山崎らは、様々な金属組織を有する高強度鋼板を用いて各種成形性との関係を調査している。その結果、硬質相と軟質相が均質に分布する金属組織であるほど局部伸びが高くなり、良好な曲げ成形性および伸びフランジ成形性を示すことを報告している^{72), 73)}。上述の岩谷ら、山崎らの報告は、引張試験より得られる全伸びだけではなく、一様伸びおよび局部伸びと金属組織の関係性に着目しており、それらの材料特性を得る際に、引張試験における標点間距離の長さを適宜変更している点において共通している。

次に、せん断加工後の端面の組織について着目した研究について述べる。Hasegawaらは、マルテンサイト単相鋼の伸びフランジ成形性は打抜き加工によって導入された加工硬化に支配され、フェライト-マルテンサイト複相鋼の場合はせん断加工端部に導入されたマイクロ・ボイドの密度よりも、亀裂の伝播挙動の影響が強いことを指摘している。また、フェライトとマルテンサイトの硬度差および体積率が伸びフランジ成形性に影響を及ぼすこともあわせて報告している⁷⁴⁾。藤田らは、フェライト-パーライト鋼および微細球状セメンタイト鋼を用い、穴広げ成形過程におけるマイクロ・ボイドの生成および成長に関する研究を行っている。フェライト-パーライト鋼の場合は、せん断加工直後から穴縁に導入された亀裂がフェライトとパーライトの界面に沿って伝播するが、微細球状セメンタイト鋼の場合は、穴広げ成形過程において初めてマイクロ・ボイドが生成されるため、結果として、高い穴広げ成形性を示すことを報告している⁷⁵⁾。大谷らは、焼戻し温度を種々変化させたマルテンサイト鋼を用い、伸びフランジ成形性に及ぼす金属組織の影響について、打抜き端面近傍の金属組織に着目した検討を行った。その結果、焼戻し温度が低い場合は、マルテンサイトの軟化により伸びフランジ成形性が増大するが、高温で焼戻した場合、炭化物が粗大化するため、せん断

加工に伴って炭化物近傍にてマイクロ・ボイドが生じ易くなり、伸びフランジ成形性が低下することを示している⁷⁶⁾。

以上のように、伸びフランジ成形性に関して、材料の観点からは、金属組織によって変化する機械特性値、およびせん断加工後の伸びフランジ端部の変形能に着目した研究がなされている。また、これらの結果を顧み、せん断加工を施した後も十分な伸びフランジ成形性を確保できるような高強度鋼板の研究開発がなされている^{77)~79)}。

一方、前述のとおり、伸びフランジ成形部位の変形挙動は、金型形状など幾何形状因子によって変化する変形勾配に影響される。しかしながら、従来の研究では、伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動と、金属組織によって変化する機械特性値およびせん断加工後の変形能の相互の影響が伸びフランジ成形性に及ぼす影響について詳細に検討された研究は少ない。

このようなことから、伸びフランジ成形性に及ぼす金属組織の影響について明らかにすることを目的として、金属組織によって変化する機械特性値およびせん断加工後の変形能と、伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動の相互の影響が、伸びフランジ成形性に及ぼす影響について詳細な研究を行う必要があると考えられる。

1.5 本研究の目的

本研究では、自動車車体部品を高強度薄肉化する上で課題となる伸びフランジ成形部位のプレス成形性、すなわち伸びフランジ成形性を対象とし、変形勾配が存在する伸びフランジ成形部位における破断発生メカニズムの解明を目的とする。すなわち、伸びフランジ成形部位における変形勾配および塑性変形挙動と、幾何形状因子および材料特性の因果関係について詳細に研究し、伸びフランジ成形性の普遍的な支配因子を明らかにすることである。具体的には、伸びフランジ成形性評価試験として一般的に用いられている「穴広げ成形試験」より得られる「穴広げ率」を評価対象とし、成形試験および有限要素法(FEM)による数値解析の両面から、伸びフランジ成形部位における周方向応力の分布形態および破断に至るまでの局所変形挙動に及ぼす金型形状やブランク形状、および破断限界や加工硬化指数の影響に関する基礎的な研究を行う。以下に、本研究の目的の詳細を示す。

- (1) 金型形状やブランク形状などを変更した種々の成形試験を実施し、これら幾何形状因子が、伸びフランジ成形部位の変形挙動、ならびに伸びフランジ成形性に及ぼす影響について明らかにする。(第2章, 第3章)

- (2) FEMによる数値解析を用いて、幾何形状因子に応じて変化する変形勾配について評価し、成形試験より得られた伸びフランジ成形部位の変形限界や変形挙動と比較・検証することで、変形勾配によってもたらされる作用について考察し、伸びフランジ成形性を決定付ける普遍的な評価指標を確立する。(第2章, 第3章)
- (3) 幾何形状因子によって変化する変形挙動, および伸びフランジ端部の加工条件の両影響を考慮した適切な成形性評価試験条件を用いることで、伸びフランジ成形性に及ぼすせん断加工条件の影響, ならびに、せん断加工後の伸びフランジ成形性支配因子に及ぼす金属組織の影響について明らかにする。(第4章, 第5章, 第6章)

以上の研究目的を達成し、伸びフランジ成形部位における破断発生メカニズムを明らかにすることで、自動車車体部品の高強度薄肉化による自動車車体の軽量化および衝突安全性の向上に貢献することが可能となる。

1.6 本論文の構成

本論文は7章からなり、本章と結論である第7章以外の第2章から第6章が本文である。以下に各章の概要を述べる。

第2章では、伸びフランジ端部にて破断が生じる円錐穴広げ成形を対象として、円錐パンチ頂角、パンチ先端形状、素材板厚を種々変更し、これら幾何形状因子が破断限界および局所変形挙動に及ぼす影響について明らかにすることを試みた。また、FEMによる数値解析を用いて、幾何形状因子が応力およびひずみの勾配、ならびに成形過程におけるこれら変形勾配の変化に及ぼす影響について明らかにするとともに、変形勾配が破断限界および局所変形挙動に及ぼす作用について考察し、伸びフランジ成形部位における破断発生メカニズムを解明すべく検討を行った。

第3章では、第2章で得られた破断発生メカニズムの普遍性について検証することを目的として、前章でも検討した伸びフランジ成形部位が面外変形する円錐穴広げ成形試験に加えて、面内変形が主体となる円筒穴広げ成形試験を実施し、これら成形形態が異なる両試験における伸びフランジ端部の破断限界を比較した。また、第2章と同様に、FEMによる数値解析を用いて、応力勾配に及ぼす成形形態の影響について明らかにするとともに、この応力勾配が伸びフランジ端部の破断限界および変形均一

性に及ぼす作用について検討した。

第4章では、幾何形状因子に応じて変化する伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動が、第3章にて生じた破断形態の変化に及ぼす影響について明らかにするべく、数種の初期穴径を用いて円筒穴広げ成形試験を実施した。また、FEMによる数値解析を実施し、伸びフランジ成形部位の変形様式に及ぼす初期穴径の影響について明らかにするとともに、成形試験の結果と比較することで、変形様式が破断形態に及ぼす影響について検討した。さらに、変形様式と材料の有する面内異方性の相互影響が、伸びフランジ成形部位の破断形態に及ぼす作用について考察を加えた。

第5章では、第4章にて明らかとなった初期穴径に応じて変化する伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動と、初期穴の加工条件の相互作用が、伸びフランジ成形性に及ぼす影響について明らかにすることを目的として、数種の初期穴径を機械加工および打抜き加工の両方で作製して円筒穴広げ成形試験を実施した。また、フェライト単相組織の極低炭素IF鋼およびフェライト-パーライト複相組織鋼の2鋼種を用い、初期穴加工条件の影響の調査に適した条件にて成形試験を行うことで、伸びフランジ成形性に及ぼすせん断加工条件の影響、ならびにせん断加工後の伸びフランジ成形性支配因子に及ぼす金属組織の影響について明らかにすることを試みた。

第6章では、引張試験から得られる機械特性値が概ね同等だが金属組織が異なる2種の高強度複相組織熱延鋼を用いて、破断位置を変化させた円筒穴広げ成形試験を実施し、両鋼種の結果を比較することで、伸びフランジ成形性に及ぼす局所変形挙動および破断限界の影響について明らかにすることを試みた。また、局所変形の開始条件に及ぼす材料特性の影響についてもあわせて検討した。さらに、第5章と同様に、初期穴加工条件の影響の調査に適した条件にて成形試験を行うことで、せん断加工後の伸びフランジ成形性支配因子に及ぼす金属組織の影響について明らかにすることを試みた。

第7章では、第2章から第6章で得られた主要な結果を総括した。

参考文献

- 1) 環境省, 京都議定書の概要, (<http://www.env.go.jp>), (参照2016-06-16).
- 2) INDCs as communicated by Parties, Submission of Japan's INDC, (<http://www4.unfccc.int/submissions/INDC/Submission%20Pages/submissions.aspx>), (参照2016-06-16).
- 3) 環境省, 日本の約束草案要綱(案), (<http://www.env.go.jp>), (参照2016-06-16).
- 4) 全国地球温暖化防止活動推進センター, 日本の部門別二酸化炭素排出量(2014年度), (http://www.jccca.org/chart/chart04_04.html), (参照2016-08-10).
- 5) 環境省, 二酸化炭素排出量の排出区分(部門)の内訳について, (<http://www.env.go.jp/earth/ondanka/ghg/haisyutsukubun.pdf>), (参照2017-01-26).
- 6) 国土交通省, 運輸部門における二酸化炭素排出量, (http://www.mlit.go.jp/sogoseisaku/environment/sosei_environment_tk_000007.html), (参照2016-08-10).
- 7) 国土交通省, 自動車燃費一覧(平成26年3月), (http://www.mlit.go.jp/jidosha/jidosha_fr10_000019.html), (参照2016-06-16).
- 8) 国土交通省, 車両安全対策の現状, (<http://www.mlit.go.jp>), (参照2016-06-16).
- 9) 独立行政法人自動車事故対策機構, 衝突安全性能試験の概要, (http://www.nasva.go.jp/mamoru/assessment_car/crackup_test.html), (参照2016-08-01).
- 10) 櫻井健夫, “自動車パネルのアルミ化動向”, 神戸製鋼技報, 57-2(2007), pp45-50.
- 11) 高橋淳, “自動車の軽量化と樹脂材料の展望(CFRP活用の観点から)”, ポリファイル, 46-1(2009), pp26-31.
- 12) 栗山幸久, 高橋学, 大橋浩, “高強度鋼材を用いた車の軽量化の現状と今後の動向”, 自動車技術, 55-4(2001), pp51-57.
- 13) 青木至, “自動車用高強度薄鋼板とその成形”, 鐵と鋼, 65-6(1979), pp687-697.
- 14) 吉田亨, 磯貝栄志, 橋本浩二, 片山知久, 栗山幸久, “フォーム成形による高強度鋼板のスプリングバック低減効果”, 塑性と加工, 46-534(2005), pp656-660.
- 15) 佐藤義人, 豊田大介, 野口俊一郎, 吉田亨, 小島康治, 栗山幸久, “段付き立壁成形による高強度鋼板の形状凍結性向上(第1報 ハット曲げ試験における開き

- 量低減効果)”,平成17年度塑性加工春季講演会,(2005),pp139-140.
- 16) 吉田亨,小島康治,栗山幸久,佐藤義人,豊田大介,野口俊一郎,“段付き立壁成形による高強度鋼板の形状凍結性向上(第2報 ねじれモデル試験におけるねじれ低減効果)”,平成17年度塑性加工春季講演会,(2005),pp141-142.
- 17) 山本貴之,岩谷二郎,“形状凍結ビードに関する検討”,第54回塑性加工連合講演会講演論文集,(2003),pp17-18.
- 18) 吉田総仁,上森武,“大ひずみ繰返し塑性変形挙動を記述する構成式”,日本機械学会論文集,68-667(2002),pp37-43.
- 19) F. BARLAT, J. LIAN, “PLASTIC BEHAVIOR AND STRETCHABILITY OF SHEET METALS. PART I :A YIELD FUNCTION FOR ORTHOTROPIC SHEETS UNDER PLANE STRESS CONDITIONS”, International Journal of plasticity, 5(1989), pp51-66.
- 20) J. LIAN, F. BARLAT, B. BAUDELET, “PLASTIC BEHAVIOR AND STRETCHABILITY OF SHEET METALS. PART II :EFFECT OF YIELD SURFACE SHAPE ON SHEET FORMING LIMIT”, International Journal of plasticity, 5(1989), pp51-66.
- 21) 桑原利彦,池田聡,“十字形試験片を用いた2軸引張試験による冷間庄延鋼板の等塑性仕事国の測定と定式”,塑性と加工,40-457(1999),pp145-149.
- 22) 桑原利彦,橋本一真,飯塚栄治,YOON Jeong-Whan,“穴広げ成形シミュレーションの解析精度に及ぼす異方性降伏関数の影響”,塑性と加工,50-585(2009),pp925-930.
- 23) 国土交通省,JC08モード燃費,
(http://www.mlit.go.jp/jidosha/sesaku/environment/ondan/fe_mode.pdf), (参照2016-09-22).
- 24) 薄鋼板成形技術研究会[編],プレス成形難易ハンドブック 第3版,日刊工業新聞社,(2005),pp2-4.
- 25) 吉田清太,“自動車車体の薄鋼板とプレス成形の戦後小史”,日本機械学会誌,84-748(1981),pp261-267.
- 26) 石田忠一,内田俊之,“大形プレス機械の歴史”,塑性と加工,15-156(1974),pp62-68.
- 27) 吉田清太,“薄鋼板のプレス成形限に関する最近の研究”,鉄と鋼,56-3(1970),pp402-419.
- 28) 福井伸二,“深絞り工作法に関する研究(第1報)”,日本機械学会誌,38-221(1935),pp635-636.

- 29) 益田森治, “絞りの塑性変形(第1報)”, 日本機械学会論文集, 8-32(1942), pp121-125.
- 30) 中川威雄, 阿部邦雄, 林豊, 薄板のプレス加工, 実教出版株式会社, (1977), pp101-105.
- 31) 福田実, “異方性材料の塑性論の R 値表現 —その円筒絞りにおける簡単な応用—”, 塑性と加工, 5-36(1964), pp3-15.
- 32) 山田嘉昭, “ R 値が深絞り性に及ぼす影響について”, 塑性と加工, 5-38(1964), pp183-194.
- 33) 吉田清太, “金属板の成形における変形状態図と図形の挙動(変形状態図とその応用に関する研究 -1-)”, 理化学研究所報告, 44-4(1968), pp169-185.
- 34) 吉田清太, “薄板のプレス成形の塑性学的成形域区分と成形性試験”, 理化学研究所報告, 35-3(1959), pp199-213.
- 35) 林豊, “薄板の塑性不安定問題についての考察”, 塑性と加工, 10-107(1969), pp917-927.
- 36) 林豊, “塑性不安定を考えてみる”, 塑性と加工, 22-244(1981), pp425-432.
- 37) 伊藤耿一, 植村元, 森尚達, “3次元局所分岐帯への劈開作用の不安定条件による破断評価”, 第61回塑性加工連合講演会講演論文集, (2010), pp403-404.
- 38) 三浦節男, 関宏幸, 柴野純一, 小林道明, “局所変形開始に及ぼす静水圧の影響”, 塑性と加工, 53-615(2012), pp351-356.
- 39) 大森正信, 隠野雅和, 松岡憲雄, “鋼の延性破壊挙動に及ぼす静水圧力の影響”, 塑性と加工, 18-192(1977), pp43-50.
- 40) H. W. SWIFT, “PLASTIC INSTABILITY UNDER PLANE STRESS”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1(1952), pp1-18.
- 41) R. HILL, “ON DISCONTINUOUS PLASTIC STATES, WITH SPECIAL REFERENCE TO LOCALIZED NECKING IN THIN SHEETS”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1-1(1952), pp19-30.
- 42) Z. Marciniak, K. Kuczyński, “Limit strains in the processes of stretch-forming sheet metal”, International Journal of Mechanical Sciences, 9-9(1967), pp609-620.
- 43) S. STÖREN, J. R. RICE, “LOCALIZED NECKING IN THIN SHEETS”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 23 (1975), pp421-441.
- 44) 呉屋守章, 伊藤耿一, “応力増分依存性を考慮した弾塑性体構成方程式の一表現(第3報, 剛塑性薄板の局所くびれ解析)”, 日本機械学会論文集, 56-521(1990), pp101-106.

- 45) 伊藤耿一, “板材の破断限界ひずみの予測理論”, 塑性と加工, 38-483(1997), pp206-211.
- 46) 日本塑性加工学会[編], 材料 – 高機能化材料への挑戦 –, コロナ社, (1994), pp48-52.
- 47) 益田森治, 戸沢康寿, “成形加工限度としての曲げ破壊 : (第1報, 問題の整理)”, 日本機械学会論文集, 27-178(1961), pp771-775.
- 48) 益田森治, 戸沢康寿, “成形加工限度としての曲げ破壊 : (第2報, 円すい工具による穴広げ限度)”, 日本機械学会論文集, 27-178(1961), pp776-782.
- 49) 山田嘉昭, “二,三の成形性試験における応力とひずみのこうばいについて”, 塑性と加工, 4-24(1963), pp885-896.
- 50) 伊藤耿一, 佐藤浩一, 呉屋守章, 吉田亨, “塑性変形の3次元局所分岐解析による板材の破断限界ひずみの測定”, 塑性と加工, 39-445(1998), pp158-162.
- 51) 宅田裕彦, 蟹江智文, 磯貝栄志, 吉田亨, “延性破壊条件式を用いた高張力鋼板の成形限界予測”, 塑性と加工, 91-6(2005), pp553-559.
- 52) 宅田裕彦, 小澤慶祐, 浜孝之, 吉田亨, 新田淳, “延性破壊条件式と有限要素解析による穴広げ成形限界予測”, 塑性と加工, 49-572(2008), pp 886-890.
- 53) 日本鉄鋼連盟規格, 穴広げ試験方法 JFST1001, (1996).
- 54) ISO, Method of hole expanding test ISO 16630, (2009).
- 55) 日本工業規格, 金属材料の穴広げ試験方法 JIS Z 2256, (2010).
- 56) ト部正樹, 豊田大介, 玉井良清, 吉武明英, 佐藤義人, “薄鋼板の伸びフランジ割れ予測技術 (第1報 FEM解析による予測精度の検証)”, 第58回塑性加工連合講演会講演論文集, (2007), pp535-536.
- 57) 中川威雄, 吉田清太, “金属薄板の穴広がり限の寸法効果による一考察”, 理化学研究所報告, 44-2(1968), pp91-106.
- 58) 後藤學, 林哲録, 三沢正幸, “板材の穴広げにおける変形限界ひずみ”, 日本機械学会論文集, 59-565(1993), pp2855-2862.
- 59) 飯塚栄治, ト部正樹, 山崎雄二, 稲積透, “薄鋼板の伸びフランジ変形限界に及ぼすひずみ勾配の影響”, 塑性と加工, 51-594(2010), pp700-705.
- 60) 中川威雄, 吉田清太, “打抜き伸びフランジ変形限”, 理化学研究所報告, 44-3(1968), pp150-162.
- 61) 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), pp625-629.
- 62) 安部洋平, 森謙一郎, 鈴井啓生, “超高張力鋼板の穴広げ性に及ぼす穴抜き加工された切り口面性状の影響”, 塑性と加工, 50-580(2009), pp414-418.

- 63) 西村隆一, 伊藤泰弘, 中田匡浩, 中澤嘉明, “フランジアップ成形性に及ぼす打抜き端面品質の影響”, 塑性と加工, 57-670(2016), pp1062-1069.
- 64) 岩谷二郎, 岡野洋一郎, 上野行一, “二回打抜きによる薄鋼板の伸びフランジ性向上”, 神戸製鋼技報告, 47-2(1997), pp33-37.
- 65) 高橋雄三, 堀岡聡, 河野治, 小原昌弘, 潮田浩作, “突起付きパンチを用いた張力下の打抜きによる高強度鋼板の打抜き穴広げ性の改善”, 塑性と加工, 53-617(2012), pp569-573.
- 66) 金丸尚信, 大内康司, 特公昭和53-8388.
- 67) 村上碩哉, 笠原延修, 望月佳彦, 金丸尚信, 井村隆昭, “鋼板の精密穴抜き加工におけるPWパンチの耐焼付き性評価”, 塑性と加工, 塑性と加工, 50-577(2009), pp119-123.
- 68) 松野崇, 栗山幸久, 村上碩哉, 米澤翔太, 金丸尚信, “PWパンチを用いた高張力鋼板穴抜き部の穴広げ性と疲労特性”, 塑性と加工, 52-606(2011), pp795-800.
- 69) 松野崇, 水村正昭, 瀬戸厚司, 末廣正芳, “穴抜きダイ刃先面取りによる穴広げ率の向上”, 塑性と加工, 54-627(2013), pp353-357.
- 70) 白沢秀則, 橋本俊一, 三村和弘, 郡田和彦, “高強度熱延鋼板の伸びフランジ性に及ぼすレーザー切断の影響”, 鉄と鋼, 71-16(1985), pp1949-1955.
- 71) 岩谷二郎, 田中福輝, 白沢秀則, 宮原征行, “超高強度冷延鋼板のプレス成形性”, 塑性と加工, 35-404(1994), pp1122-1127.
- 72) 山崎一正, 水山弥一郎, 岡賢, 徳永良邦, “超高強度鋼板の加工性におよぼす金属組織の影響 超高強度鋼板の加工性に関する研究 I”, 塑性と加工, 36-416(1995), pp973-978.
- 73) 山崎一正, 水山弥一郎, 徳永良邦, “超高強度鋼板の加工性におよぼす金属組織の影響 超高強度鋼板の加工性に関する研究 II”, 塑性と加工, 38-433(1997), pp159-164.
- 74) HASEGAWA Kohei, KAWAMURA Kenji, URABE Toshiaki, HOSOYA Yoshihiro, “Effects of Microstructure on Stretch-flange-formability of 980 MPa Grade Cold-rolled Ultra High Strength Steel Sheets”, ISIJ international, 44-3(2004), pp603-609.
- 75) 藤田毅, 仮屋房亮, 中村展之, 中田博士, “高伸びフランジ性高炭素熱延鋼板の開発”, 鉄と鋼, 91-10(2005), pp775-782.
- 76) 大谷茂生, 森川龍哉, 東田賢二, 橋本俊一, 波連寛之, “マルテンサイト鋼の伸びフランジ性に及ぼす焼戻し温度の影響”, 鉄と鋼, 96-6(2010), pp406-413.
- 77) 高橋学, 河野治, 林田輝樹, 岡本力, 谷口裕一, “自動車用高強度熱延鋼板”,

- 新日鉄技報, 378 (2003), pp7-11.
- 78) 三浦正明, 中屋道治, 向井陽一, “高El. 高 λ 型980MPa級冷延鋼板の特性”, 神戸製鋼技報, 57-2(2007), pp15-18.
- 79) 船川義正, 藤田毅, 山田克美, “NANO ハイテン[®]の金属学的特徴と温間成形の適用”, JFE 技報, 30 (2012), pp1-5.

第2章 円錐穴広げ成形における

伸びフランジ破断限界に及ぼす変形勾配の影響

2.1 緒言

深絞り成形における壁面と比較して、伸びフランジ成形部位は変形勾配を有することを特徴とする。ここで、変形勾配とは、伸びフランジ成形部位に生じる周方向応力(最大主応力)および周方向ひずみ(最大主ひずみ)の半径方向の勾配のことを指す(連続体力学における変形勾配テンソルではないことに注意)。変形勾配が生じない絞り成形の壁面での破断については、その前兆である板厚くびれの発生をもって成形限界とされる^{1), 2)}。しかし、変形勾配を有する伸びフランジ成形部位では、板厚くびれの発生条件に達しても明瞭なくびれ帯が確認されない。この理由は、変形勾配によって生じる変形拘束の影響により、板厚くびれの発生が遅れる、あるいは板厚くびれの成長が抑制されるためとされている^{3)~5)}。換言すれば、深絞り成形の壁面のように、板厚くびれの発生限界を成形限界として見なすことができない。そのため、板厚くびれの発生限界ではなく、材料の分離、すなわち破断現象そのものに着目した研究がなされている^{6)~8)}。しかし、伸びフランジ成形部位の破断発生メカニズムを解明するためには、まず変形勾配によってもたらされる影響について検討し、明確化する必要がある。

変形勾配の影響については、伸びフランジ成形性の評価試験方法である穴広げ成形試験を用いた研究がなされてきた^{3)~5), 9), 10)}。具体的には、ブランク形状や金型形状を変更することで生じる変形勾配の変化が、伸びフランジ成形部位における変形限界に及ぼす影響について検討されている。その中で、伸びフランジ端部の変形限界は、ひずみの勾配に伴って変化し、結果として、伸びフランジ成形性に影響を及ぼすことが報告されている。一方、一つのくびれが破断に至るまでの伸び量は、応力勾配によらず、一定となることを示唆した例もある。このように、変形限界は、変形勾配に「影響される」とする報告と「影響されない」とする報告の両者があり、明確な結論が得られていない。上述のような状況が生まれた要因の一つとして、変形限界の定義に問題があったものと考えられる。例えば、中川らは穴広げ成形試験を実施し、破断が発生した時点での成形品を評価対象としているが、後藤らは目視にて板厚くびれが確認できた時点での成形品を対象としている。このように対象とする状態が異なれば、得られる結論にも差異が生じるものと考えられる。また、もう一つの要因として、変形限界の測定値に及ぼす標点間距離の影響が考えられる。変形限界を面内ひずみとして測定する場合、その測定値は標点間距離および標点内のひずみ分布に影響される^{11), 12)}。他

方、板厚ひずみとして測定する場合は、標点間距離の影響は生じない。益田らは、円錐穴広げ成形試験を実施し、変形限界ひずみに及ぼすひずみ勾配の影響について調査する中で、ある標点間の面内ひずみより測定した変形限界ひずみはひずみ勾配の影響を受けることを示している。一方、板厚ひずみにて変形限界ひずみを測定した場合はひずみ勾配との相関がないことを同論文の中で報告しており、標点間距離の影響によって全く異なる結論が導き出されている³⁾。

以上より、伸びフランジ成形部位における変形限界および変形挙動は、ブランク形状や金型形状といった形状因子に伴う変形勾配によって変化し、その結果として、伸びフランジ成形性に影響を及ぼすものと考えられる。一方、伸びフランジ成形部位の変形限界に及ぼす変形勾配の影響を調査するためには、変形限界の定義を明確にするとともに、標点間距離の影響なく変形限界を測定する必要があると考えられる。

そこで、本章では、伸びフランジ端部に破断が生じる円錐穴広げ成形を対象として、円錐パンチ頂角、パンチ先端形状、素材板厚を種々変更し、これら幾何形状因子が破断限界および局所変形挙動に及ぼす影響について明らかにすることを試みた。すなわち、穴縁より生じる破断を対象とし、破断限界は穴縁際の板厚ひずみを測定することで評価した。また、有限要素法(FEM)による数値解析を用いて、幾何形状因子が応力およびひずみの勾配、ならびに成形過程におけるこれら変形勾配の変化に及ぼす影響について明らかにするとともに、変形勾配が破断限界および局所変形挙動に及ぼす作用について考察し、伸びフランジ成形部位における破断発生メカニズムを解明すべく検討を行った。

2.2 実験および数値解析条件

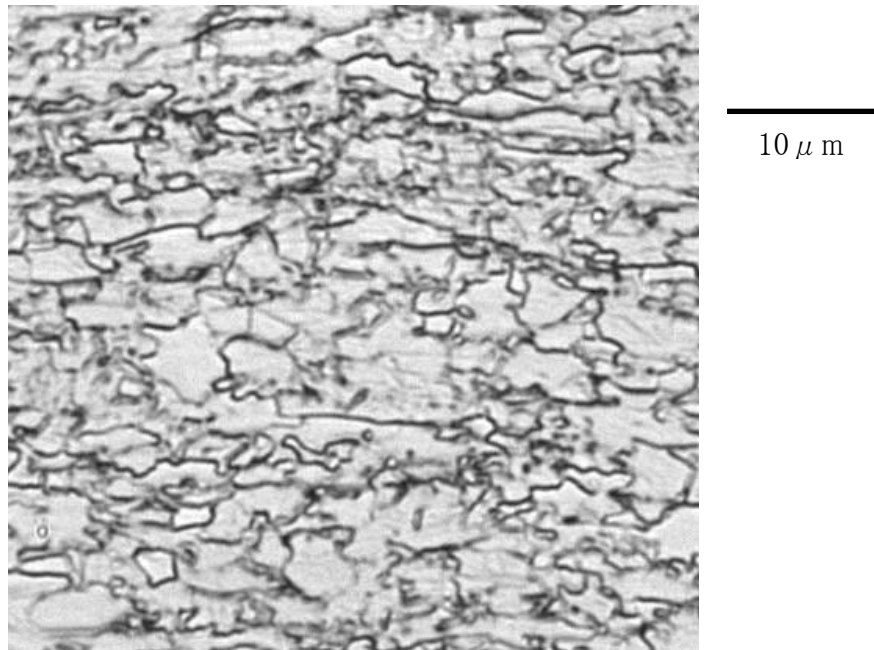
2.2.1 供試材

本研究では、公称板厚 $t = 3.2\text{mm}$ であり、引張強度が780MPa級である高強度熱延鋼板を用いた。表2-1に、JIS5号試験片による供試材の圧延方向の引張試験結果および平均 r 値を示す。ここで、 n 値は加工硬化指数を意味する。伸びフランジ成形性に及ぼす板厚 t の影響を調査する目的で、供試材の板厚 $t = 1.6\text{mm}$, 2.4mm となるように両面を機械研削し、元の素材板厚 $t = 3.2\text{mm}$ を含めた3水準の板材を準備した。図2-1に、圧延方向に沿った板厚断面について、ナイトール腐食液を用いて腐食した後に光学顕微鏡で撮影した供試材の金属組織を示す。供試材はフェライト-ベイナイト複合組織を有する。

Table 2-1. Mechanical properties of material used in this study.

Steel	YS [MPa]	TS [MPa]	EL [%]	n (5 - 10%)	r_{ave} (10%)
JSH780R	738	816	21.8	0.116	0.87

$$* r_{ave}=(r_0+2r_{45}+r_{90})/4$$

**Fig.2-1. Microstructure of material used in this study.**

2.2.2 円錐穴広げ成形試験条件

図2-2に、円錐穴広げ成形試験に用いたブランクおよび金型の概略図を示す。本研究では、100mm×100mmのブランクの中央に直径10mmの初期穴をリーマ仕上げ加工によって設けた試験片を使用した。そのため、せん断加工によって穴を設けた際に生じるような予変形の影響はない。ダイの直径は57mm、ダイ肩Rは3mmである。伸びフランジ成形性に及ぼす円錐パンチ頂角 θ の影響を調査するために、パンチ頂角 $\theta=30^\circ$ 、 60° 、 90° の3水準とした。また、穴縁と円錐パンチの接触が伸びフランジ成

形性に及ぼす影響を調査する目的で、図2-3(a)に示すような先端部が尖ったパンチ(以下、通常パンチ)と、図2-3(b)に示す頂部に平坦部を有するパンチ(以下、平坦パンチ)を用いた。通常パンチを用いた場合、成形開始時に穴縁とパンチのテーパ部が接触する。一方、平坦パンチを用いた場合、穴縁はパンチの平坦部と接触した後にテーパ部へと流出することになる。パンチの上昇速度(成形速度)は20mm/minとし、目視確認によって穴縁に板厚貫通破断が生じた時点で成形を終了した。なお、成形条件によらず、破断は穴縁より生じた。成形部位の周囲からの材料流入を抑えるため、金型にはビードを設け、しわ押さえ力は98kNとした。なお、試験におけるバラツキを考慮して同一条件での試験数は3回とした。また、各成形条件における伸びフランジ成形性については、初期穴径 d_0 の拡大率を意味する穴広げ率 λ を用いて評価した。穴広げ率 λ は、初期穴径 $d_0=10\text{mm}$ と破断時の穴径 d から式(2-1)にて算出した。

$$\lambda = (d - d_0) / d_0 \times 100 \quad (2-1)$$

穴広げ率 λ に及ぼす穴縁の変形能の影響を調査するために、図2-4(a)に示す破断部板厚 t_f より算出した破断部板厚ひずみ ε_{t-f} についても評価した。破断部板厚 t_f は、破断した成形品の穴縁の際をマイクロスコープで観察し、コンパレーターを用いて測定した。なお、破断部板厚 t_f を測定した位置は、板厚方向にせん断帯と呼ばれるひずみ集中域が生じた箇所に当たる⁶⁾。また、穴縁は単軸引張変形下で変形するため、破断部板厚ひずみ ε_{t-f} は単軸引張比例変形における破断限界に相当する。

さらに、穴縁の局所変形挙動を把握するために、図2-4(b)に示す破断部の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ と、破断部を含む周方向平均ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-average}}$ を測定し、両者の履歴を比較した。なお、本評価におけるひずみの測定は、図2-4(c)に示す初期穴の円周を48分割した放射状ステンシルを鋼板表面に転写し、成形前後の線長変化をデジタル画像解析することで行った。このステンシルのデジタル画像は、成形品の上面より、成形開始から破断に至るまでの穴広げ成形過程を通して逐次撮影しており、撮影した画像群から、破断部およびこの破断部におけるひずみの履歴を評価することが可能である。なお、周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ を測定する際の標点間距離は、 $d_0 (=10\text{mm}) \times \pi / 48 \approx 0.65\text{mm}$ となる。そのため、周方向ひずみ分布が顕著となる局所変形開始以降の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ の測定値は、標点間距離の内側におけるひずみ分布の影響を受け、鈍されて評価される^{11), 12)}。特に、図2-4(d)に示すように、破断発生近傍においてその傾向が顕著になる。そのため、前述のように、破断限界については破断部板厚ひずみ ε_{t-f} を用いて評価している。

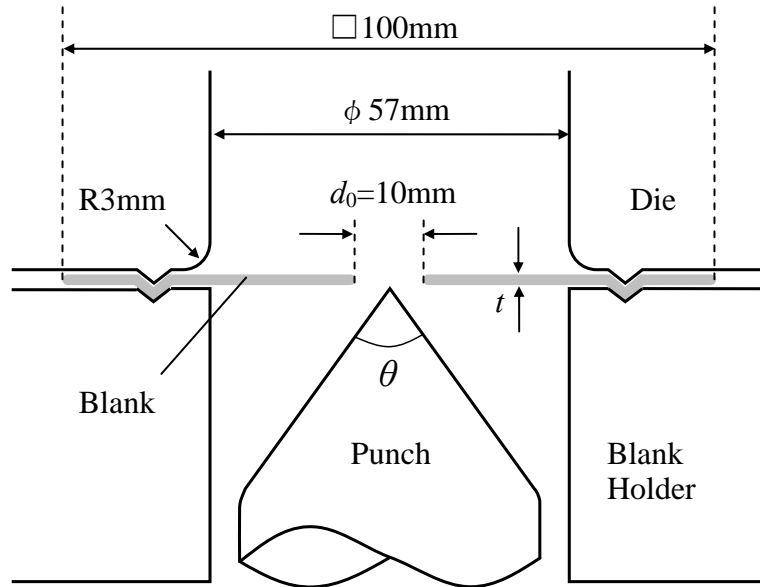
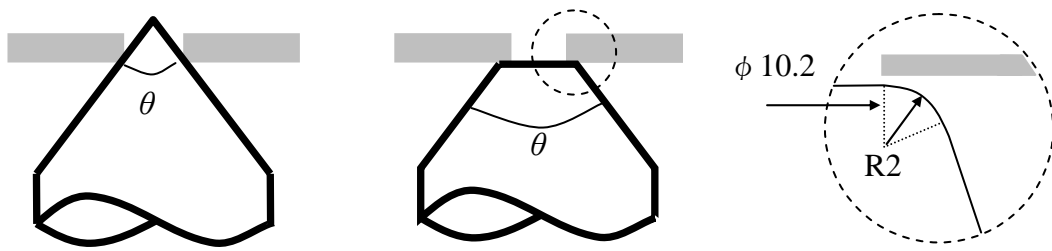


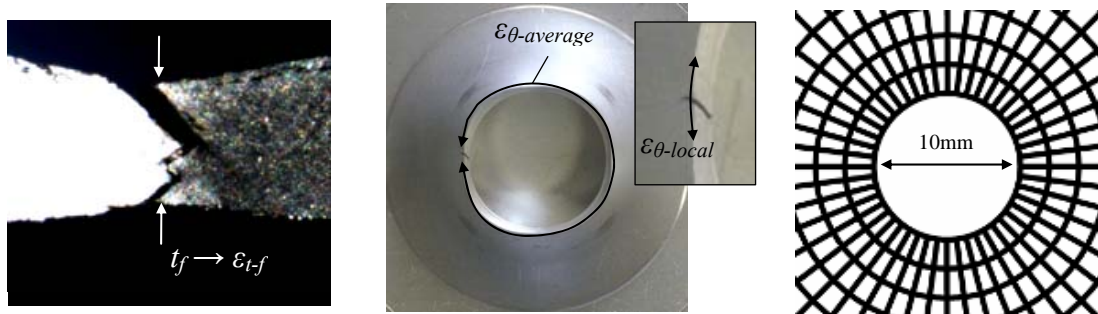
Fig.2-2. Schematic drawing of geometry for hole expansion test.



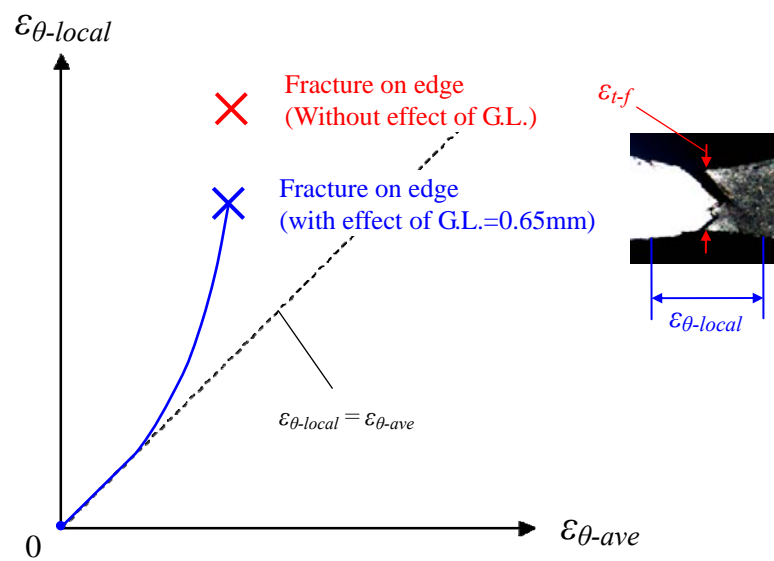
(a) Sharp end punch

(b) Flat end punch

Fig.2-3. Schematic drawing of the tip of conical punch.



(a) Enlarged view on the edge (b) Fracture on the edge (c) Stencil around hole



(d) Localized deformation behavior (Effect of gauge length on measured strain)

Fig.2-4. Evaluation of fracture thickness strain, ϵ_{t-f} and circumferential strain, ϵ_{θ} .

2.2.3 数値解析条件

本研究では、穴広げ成形中の伸びフランジ成形部位の変形挙動を詳細に調査する目的でFEMを用いた数値解析を実施した。数値解析は汎用FEMコードLS-DYNA ver.971を用いており、応力の振動を抑制するために静的陰解法にて実施している。解析モデルは、実験と同様の寸法を有する金型およびブランクをソリッド要素にて作製し、軸対称問題として取り扱った。材料にはMisesの降伏条件を適用し、塑性流れ則はJ2F、硬化則は等方硬化とした。相当応力と相当塑性ひずみの関係については、一様伸びの範囲においては前述の引張試験より得られた結果を多直線近似したものを、一様伸び以降のひずみ域については相当応力-相当塑性ひずみの関係を一様伸び域におけるデータを用いて外挿し、swift型硬化式に近似して適用した。材料と工具間にはクーロン摩擦を仮定し、摩擦係数は一般的な熱延鋼板の値である0.15とした。要素分割は塑性変形が集中する穴縁の変形を定量的に把握するために0.2mm角の正方形とした。

2.3 実験結果

図2-5に、穴広げ率 λ に及ぼす板厚 t の影響について、パンチ先端形状およびパンチ頂角 θ 毎に示す。なお、プロットは平均値を、誤差バーは標準偏差を示す。

パンチ先端形状によらず、板厚 t の増大に伴って穴広げ率 λ は増加する。また、パンチ頂角 θ が鋭角であるほど高い穴広げ率 λ を示すが、通常パンチを用いて板厚 $t=3.2\text{mm}$ の鋼板を成形した場合に限り、パンチ頂角 $\theta=30^\circ$ と比較してパンチ頂角 $\theta=60^\circ$ における穴広げ率 λ の方が高い。次に、通常パンチと平坦パンチを用いた場合の穴広げ率 λ の差について着目する。パンチ頂角 $\theta=90^\circ$ の場合、板厚 t によらず、通常パンチと平坦パンチにおける穴広げ率 λ の差はほとんどない。一方、パンチ頂角 $\theta=30^\circ$ の場合は、通常パンチと比較して平坦パンチを用いた際の穴広げ率 λ の方が高い。また、通常パンチおよび平坦パンチの穴広げ率 λ の差は、板厚 t の増大に伴って増加する傾向を示す。すなわち、板厚 t が厚く、パンチ頂角 θ が鋭角であるほど、パンチ先端形状の相違に伴う穴広げ率 λ の差が顕著となる。

以上より、円錐穴広げ試験における穴広げ率 λ は、板厚 t 、パンチ頂角 θ 、パンチ先端形状といった幾何形状の影響を受けて変化する。穴広げ率 λ は、板厚 t の増加およびパンチ頂角 θ の鋭角化に伴って増大する。また、板厚 t が厚く、パンチ頂角 θ が鋭角であるほど、穴広げ率 λ に及ぼすパンチ先端形状の影響が顕著となる。

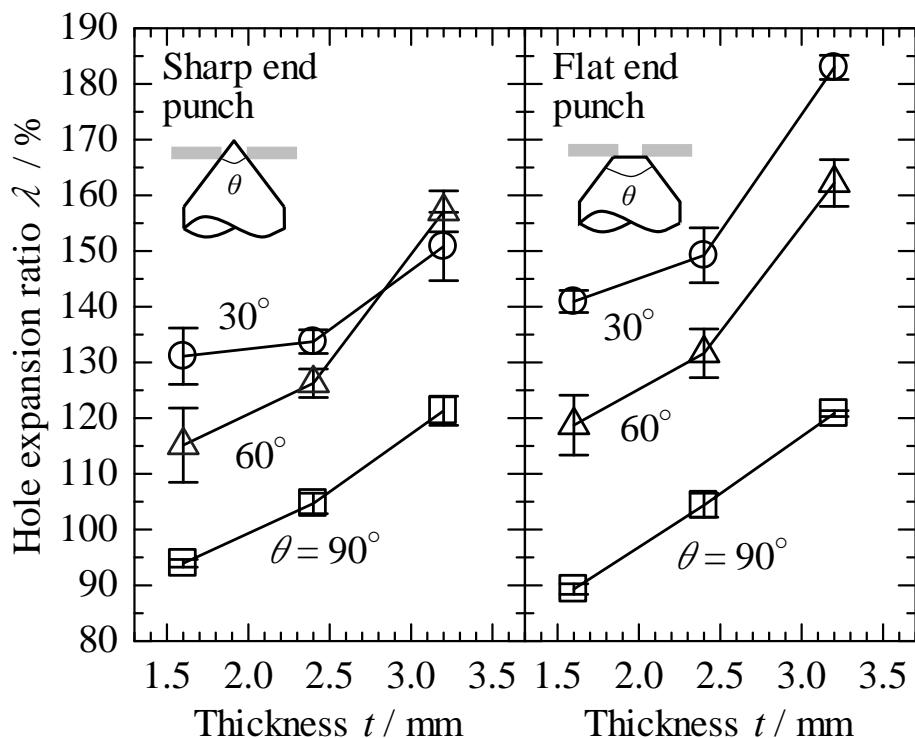


Fig.2-5. Effect of thickness, t on hole expansion ratio, λ .

2.4 考察

前節で示したように、穴広げ率 λ は板厚 t 、パンチ頂角 θ およびパンチ先端形状といった幾何形状の影響を受けて変化した。この要因として、伸びフランジ成形部位の変形挙動が上記の幾何形状の影響を受けて変化したことが考えられる。そこで、本節では、伸びフランジ成形部位の変形挙動に及ぼす板厚 t 、パンチ頂角 θ およびパンチ先端形状の影響について、破断限界および局所変形挙動の変化に着目して考察を加える。

2.4.1 破断部板厚ひずみに及ぼす幾何形状の影響

穴縁の変形能は板厚 t 、パンチ頂角 θ およびパンチ先端形状によって変化する、その結果として、穴広げ率 λ に影響を及ぼすと考えられる。そこで、数値解析を用いて穴

縁近傍の変形挙動を調査し、破断部板厚ひずみ ε_{t-f} に及ぼす上記幾何形状の影響について明らかにすることを試みた。

図2-6に、穴広げ率 $\lambda = 30\%$ 時点での穴縁近傍の相当塑性ひずみ分布に及ぼすパンチ先端形状の影響を示す。同図より、穴縁近傍の相当塑性ひずみ分布は、パンチと素材の接触挙動の影響を受けると言える。まず、図2-6(a)に示す板厚 $t = 3.2\text{mm}$ と厚く、パンチ頂角 $\theta = 30^\circ$ と鋭角である条件に着目する。通常パンチを用いた場合、パンチのテーパ部によって穴縁内側の角部が押し潰されている。穴縁が拡径によってのみ変形した場合、穴広げ率 $\lambda = 30\%$ において穴縁の相当塑性ひずみは約0.27になることから、パンチのテーパ部と穴縁内側の角部の接触によって、高い相当塑性ひずみ分布が生じると言える。一方、平坦パンチにて成形した場合、穴縁はパンチの平坦部と接触した後にテーパ部へと流出する。そのため、通常パンチを用いた際に生じるようなパンチと穴縁の接触を避けることになり、穴縁近傍に生じる相当塑性ひずみは通常パンチを用いた場合と比較して小さくなる。結果として、板厚 t が厚く、パンチ頂角 θ が鋭角である条件では、穴縁近傍の相当塑性ひずみ分布に及ぼすパンチ先端形状の影響が顕著となる。図2-6(b)に示す板厚 $t = 3.2\text{mm}$ と厚く、パンチ頂角 $\theta = 90^\circ$ と鈍角である条件についても、パンチと素材の接触によって穴縁内側の角部に相当塑性ひずみが生じるが、その値は図2-6(a)に示すパンチ頂角 $\theta = 30^\circ$ 条件と比較して小さい。この理由として、パンチと穴縁の接触挙動がパンチ頂角 θ に応じて変化することが考えられる。穴広げ率 $\lambda = 30\%$ 時点において、図2-6(a)に示したパンチ頂角 $\theta = 30^\circ$ 条件ではパンチのテーパ部と穴縁が接触しているのに対し、図2-6(b)に示したパンチ頂角 $\theta = 90^\circ$ 条件では穴縁ではなく素材表面が接している。そのため、パンチのテーパ部と穴縁内側の角部の接触によって生じる相当塑性ひずみは、パンチ頂角 $\theta = 30^\circ$ 条件と比較して僅かであったものと推察される。結果として、板厚 t が厚くてもパンチ頂角 θ が鈍角である条件においては、穴縁近傍の相当塑性ひずみ分布に及ぼすパンチ先端形状の影響は小さい。最後に、図2-6(c)に示す板厚 $t = 1.6\text{mm}$ と薄く、パンチ頂角 $\theta = 30^\circ$ と鋭角である条件について着目する。パンチと素材の接触によって穴縁内側の角部に相当塑性ひずみが生じているが、その値は図2-6(a)に示した板厚 $t = 3.2\text{mm}$ 条件と比較して小さい。これは板厚 t に伴う曲げ剛性の影響によるものと考えられる。薄肉化に伴う曲げ剛性の低下によりパンチと穴縁の接触によって生じる素材の反りが増大する。そのため、パンチとの接触による穴縁近傍の加工硬化は板厚 $t = 3.2\text{mm}$ 条件と比較して小さくなったものと推察される。結果として、パンチ頂角 θ が鋭角であっても板厚 t が薄い条件では、穴縁近傍の相当塑性ひずみ分布に及ぼすパンチ先端形状の影響は小さい。

図2-7に、破断部板厚ひずみ ε_{t-f} に及ぼす板厚 t の影響について、パンチ先端形

状およびパンチ頂角 θ 毎にプロットして示す。縦軸は破断部板厚ひずみ ε_{t-f} の絶対値 $|\varepsilon_{t-f}|$ である。この値が小さいほど、板厚減少を伴わずに破断に至ることを意味する。パンチ先端形状によらず、板厚 t の増大に伴って破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ は増大する。また、平坦パンチを用いた場合、破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ はパンチ頂角 θ にはほとんど影響されず、板厚 t によって概ね一意に決まる。一方、通常パンチを用いた場合の破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ は、板厚 t およびパンチ頂角 θ の両影響を受けて変化する。板厚 $t=1.6\text{mm}$ の場合、パンチ頂角 θ によらず、破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ は概ね一定の値を示す。また、その値は、平坦パンチを用いた場合と概ね同等である。一方、板厚 $t \geq 2.4\text{mm}$ の場合、パンチ頂角 $\theta=90^\circ$ における破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ は平坦パンチを用いた場合と同等であるが、パンチ頂角 θ の鋭角化に伴い、破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ は減少する。特に、板厚 $t=3.2\text{mm}$ 、パンチ頂角 $\theta=30^\circ$ の条件では、パンチ先端形状の相違による破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ の差が最大となる。

ここで、図2-6と図2-7の結果を比較する。図2-6(a)(b)に示すように、板厚 $t=3.2\text{mm}$ の場合、通常パンチを用いた際はパンチ頂角 θ の鋭角化に伴って穴縁近傍に高い相当塑性ひずみが導入されると共に、相当塑性ひずみ分布に及ぼすパンチ先端形状の影響も顕著となった。一方、図2-7に示すように、破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ は、パンチ頂角 θ が鋭角であるほど減少すると共に、パンチ先端形状の影響も顕著となり、両者の傾向は一致する。また、図2-6(c)に示すように、パンチ頂角 $\theta=30^\circ$ であっても、板厚 $t=1.6\text{mm}$ の条件では、穴縁近傍の相当塑性ひずみ分布に及ぼすパンチ先端形状の影響は僅かであった。一方、図2-7に示すように、破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ に及ぼすパンチ先端形状の影響についても小さく、両者の傾向は一致する。このことは、パンチとの接触による穴縁の加工硬化に伴い、穴縁の変形能が変化することを示唆する。

以上の結果から、穴縁の変形能は穴縁とパンチの接触挙動に影響されると言える。平坦パンチを用いた場合、破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ はパンチ頂角 θ によらず、板厚 t によって概ね一意に決まる。一方、通常パンチを用いた場合は、板厚 t が厚く、パンチ頂角 θ が鋭角であるほど、パンチとの接触によって穴縁が加工硬化するため、破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ は減少する傾向を示す。

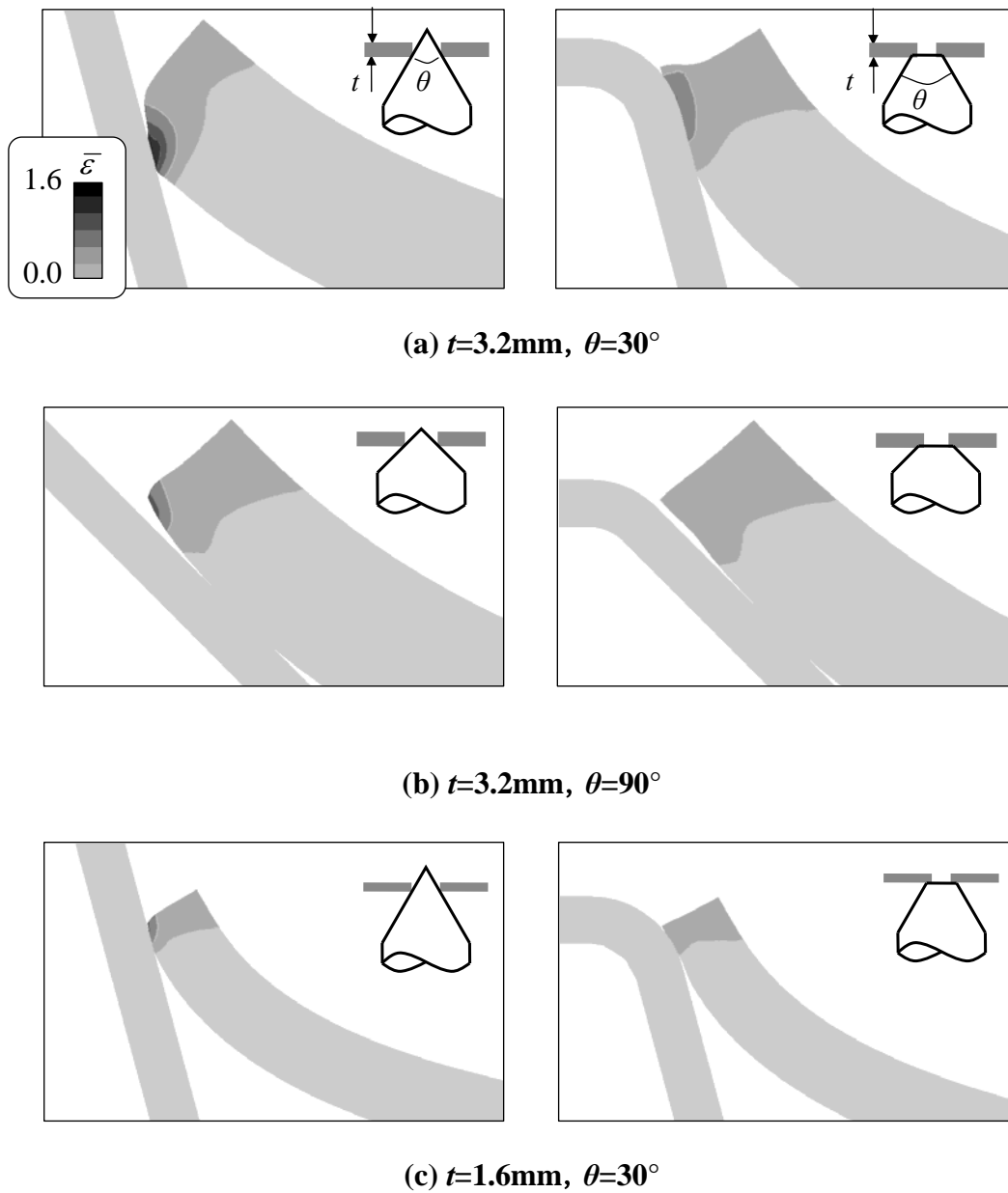


Fig.2-6. Effect of tip shape of punch on distribution of equivalent strain near the hole edge in the case of $\lambda=30\%$.

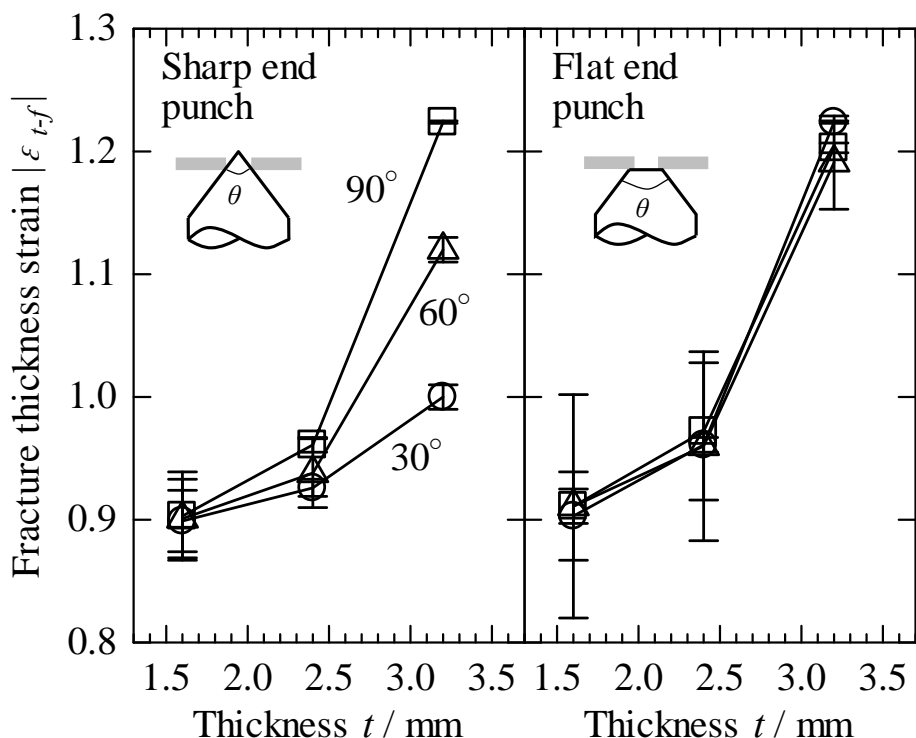


Fig.2-7. Effect of thickness, t on fracture thickness strain, ε_{t-f} .

2.4.2 穴広げ率に及ぼす破断部板厚ひずみの影響

図2-8に、穴広げ率 λ に及ぼす破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ の影響について、パンチ頂角 θ 毎にプロットして示す。中塗プロットは通常パンチ、中空プロットは平坦パンチによる試験結果である。また、縦軸は図2-5に示した穴広げ率 λ であり、横軸は図2-7に示した破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ である。

パンチ頂角 θ によらず、穴広げ率 λ は破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ の増大、すなわち、穴縁の変形能の増大に伴って増加する傾向を示す。しかしながら、穴広げ率 λ は破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ によって一意には決まらず、パンチ頂角 θ 毎に異なる傾向を示す。また、図中の三角形で示すように、パンチ頂角 θ が鋭角の場合、破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ の増大に伴う穴広げ率 λ の増加比率は大きい。換言すれば、パンチ頂角 θ が鋭角であるほど、穴広げ率 λ は破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ に強く影響される。

以上の結果から、破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ の増大に伴って、穴広げ率 λ は増加することが判明した。しかしながら、穴広げ率 λ は、破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ によって一意には決まらず、パンチ頂角 θ 毎に異なる傾向を示す。また、パンチ頂角 θ が鋭角であるほど、穴広げ率 λ は破断限界ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ に強く影響される。

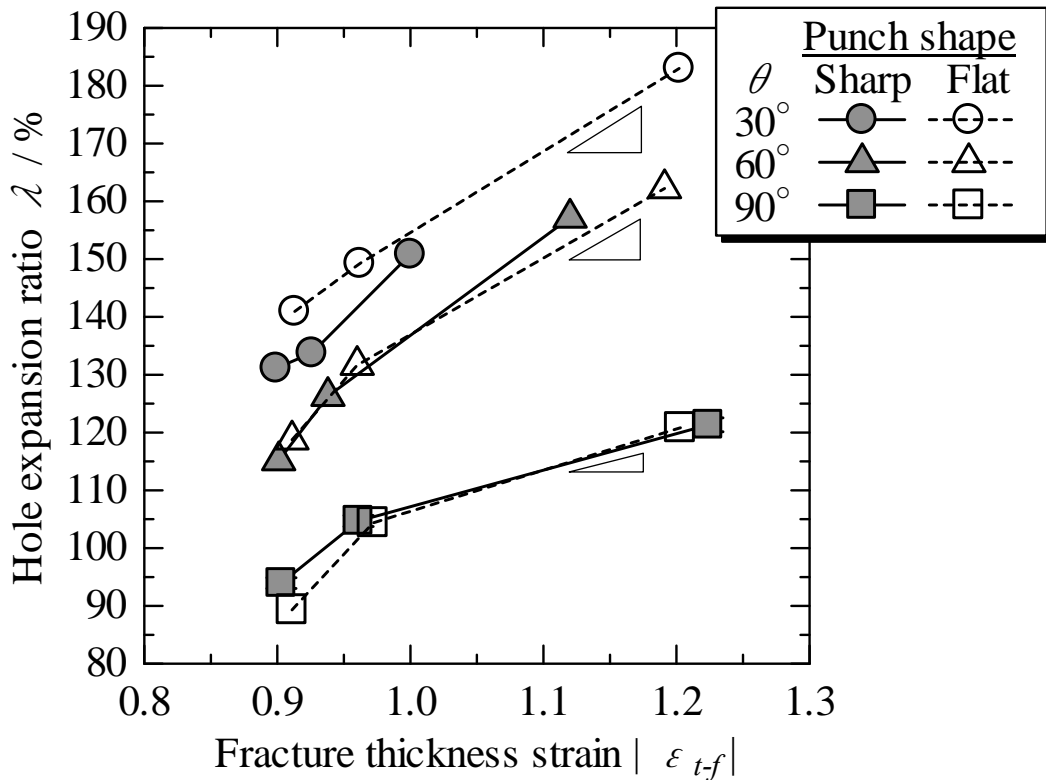


Fig.2-8. Effect of fracture thickness strain, ϵ_{t-f} on hole expansion ratio, λ .

2.4.3 穴広げ率に及ぼす局所変形挙動の影響

図2-8に示すように、破断部板厚ひずみ $|\epsilon_{t-f}|$ の増大に伴って穴広げ率 λ は増加するが、破断部板厚ひずみ $|\epsilon_{t-f}|$ によって一意には決まらず、パンチ頂角 θ 毎に異なる傾向を示す。このことから、穴広げ率 λ は穴縁の変形能以外の要因にも影響されると考えられる。そこで、穴広げ率 λ に及ぼす穴縁の局所変形挙動の影響について、パンチ頂角 θ に着目して考察する。

図2-9に、破断部の周方向局所ひずみ $\epsilon_{\theta-local}$ と破断部を含む周方向平均ひずみ $\epsilon_{\theta-average}$ の履歴を比較して示す。中途プロットはパンチ頂角 $\theta = 60^\circ$ 、中白プロットはパンチ頂角 $\theta = 90^\circ$ の場合である。同図は板厚 $t = 3.2\text{mm}$ の結果であるが、平坦パンチを用いており、破断部板厚ひずみ $|\epsilon_{t-f}|$ に及ぼすパンチと穴縁の接触の影響は小さい。なお、パンチ頂角 $\theta = 30^\circ$ 条件では伸びフランジ成形部位が反りあがり、転写したステンシルからひずみを測定することが不可能であった。

成形初期においては、パンチ頂角 θ によらず、周方向局所ひずみ $\epsilon_{\theta-local}$ と周方向

平均ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-average}}$ は概ね比例関係を示しながら増大する. 一方, 成形の進行に伴い, 周方向平均ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-average}}$ に対して周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ が増加する. すなわち, 局所変形を開始する(詳細は第6章にて述べる). また, パンチ頂角 $\theta = 90^\circ$ の場合と比較して, パンチ頂角 $\theta = 60^\circ$ と鋭角である条件ほど局所変形は緩やかに進行する. そのため, 破断時の周方向平均ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-average}}$ が大きくなり, 穴縁全体の変形が促されている. このことは, 成形品の外観から目視によって確認できる. 図2-10に, 各試験条件における代表的な成形品の外観写真を示す. パンチ頂角 θ が鋭角であるほど, 穴縁の板厚分布は均一になっている. また, 式(2-1)に示すように, 穴広げ率 λ は穴縁全体の平均ひずみであるため, 局所変形が緩やかに進行するパンチ頂角 θ が鋭角な条件ほど, 穴広げ率 λ は増大する.

ところで, 図2-8に示すように, パンチ頂角 θ が鋭角であるほど, 穴広げ率 λ は破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ に強く影響された. 換言すれば, 局所変形の進行が緩やかな試験条件下では, 穴広げ率 λ に及ぼす破断部板厚ひずみ ε_{t-f} の影響が顕著となる. これは, 次のことから説明される. 局所変形が抑制され, 穴縁全体が均一に変形して破断に至った場合, 穴広げ率 λ は破断部板厚ひずみ ε_{t-f} を単軸引張変形の下で周方向ひずみに換算した値に相当する. すなわち, 穴広げ率 λ は破断部板厚ひずみ ε_{t-f} によって概ね一意に決まるはずである. このことから, 局所変形が緩やかに進行し, 穴縁全体での変形が促される条件においては, 穴広げ率 λ は破断部板厚ひずみ ε_{t-f} に強く影響されると考えられる. 次に, 破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ について着目すると, パンチ頂角 $\theta = 60^\circ$ では $\varepsilon_{\theta\text{-local}} = 1.55$, パンチ頂角 $\theta = 90^\circ$ では $\varepsilon_{\theta\text{-local}} = 1.50$ である. これらの値は, 図2-7に示す板厚 $t = 3.2\text{mm}$ の破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}| \doteq 1.19$ から単軸引張変形の下で換算される周方向ひずみ約2.38と比較して小さい. これはひずみを測定した際の標点間距離の相違によるものと推察される^{11), 12)}. 破断部板厚ひずみ ε_{t-f} は破断部板厚 t_f の測定結果を用いて算出するが, 破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ は標点間距離0.65mmで測定しているため, 標点間距離内にひずみ分布が存在する場合, 破断ひずみは鈍されて測定される. そのため, 破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ は破断部板厚ひずみ ε_{t-f} から算出される周方向ひずみ 2.38と比較して小さくなったと推察される. 特に, 局所変形の進行が早く標点間距離内にひずみ分布が生じやすいパンチ頂角 $\theta = 90^\circ$ 条件では, パンチ頂角 $\theta = 60^\circ$ の場合と比較して破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ に及ぼす標点間距離の影響が大きい.

以上の結果から, 穴広げ率 λ は, パンチ頂角 θ に伴って変化する局所変形挙動に影響される. パンチ頂角 θ が鋭角であるほど局所変形が緩やかに進行し, 穴縁全体での変形が促されるため, 穴広げ率 λ は増大する. また, 穴縁全体での変形が促される条件においては, 穴広げ率 λ は破断部板厚ひずみ $|\varepsilon_{t-f}|$ に強く影響される.

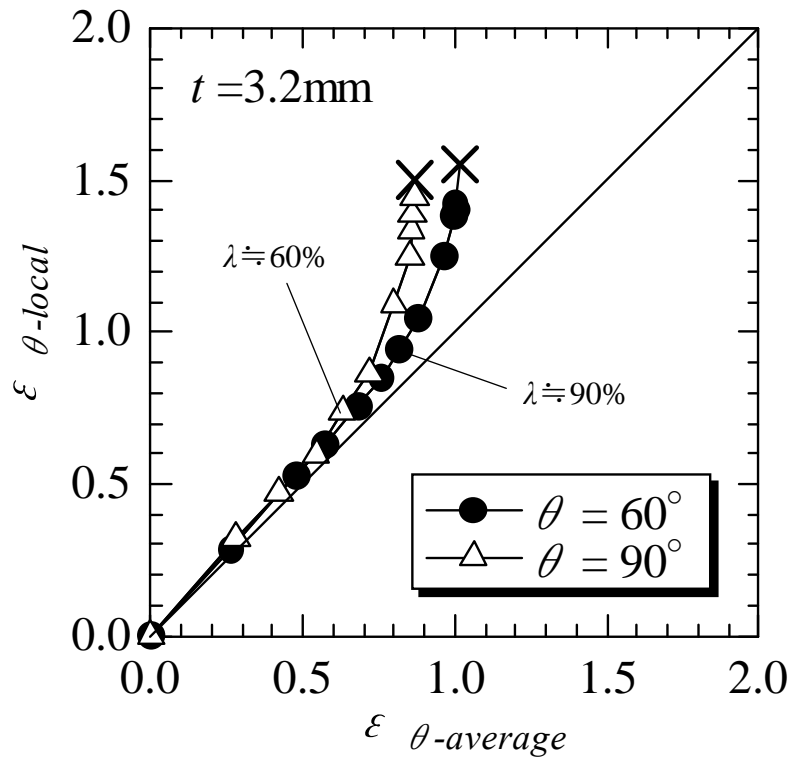


Fig.2-9. Comparison between local circumferential strain, $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ and average circumferential strain, $\varepsilon_{\theta\text{-average}}$ with flat end punch.



(a) $t=3.2\text{mm}$, $\theta=90^\circ$

(b) $t=3.2\text{mm}$, $\theta=60^\circ$

(c) $t=3.2\text{mm}$, $\theta=30^\circ$

Fig.2-10. Appearance of typical test samples by flat end punch.

2.4.4 変形勾配に及ぼすパンチ頂角の影響

局所変形挙動は伸びフランジ成形部位の応力およびひずみ勾配の影響を受けて変化すると考えられる。一方、2.4.3節で示したように、局所変形挙動はパンチ頂角 θ に影響される。このことから、応力およびひずみ勾配はパンチ頂角 θ によって変化し、その結果として、局所変形挙動に影響を及ぼすものと推察される。そこで、数値解析を用いて、応力およびひずみ勾配に及ぼすパンチ頂角 θ の影響について調査した。

図2-11および図2-12に、平坦パンチを用いて穴広げ成形を実施した際の成形過程における周方向応力 σ_{θ} 、周方向応力勾配、周方向ひずみ ε_{θ} の半径方向に沿った分布の変化を示す。評価したメッシュは板厚方向の中心位置である。横軸は、穴縁から伸びフランジ成形部位の斜面に沿った距離 L である。なお、成形途中における穴広げ率についても便宜上 λ を用いて表現している。

図2-11および図2-12の下段に示す周方向ひずみ ε_{θ} は、パンチ頂角 θ によらず、穴縁からの距離 L の増大に伴って単調減少しており、穴縁にて最大値を示すひずみ勾配が存在する。また、成形過程のどの段階においても、周方向ひずみ ε_{θ} 分布は同様の傾きを示していることから、穴縁近傍のひずみ勾配は、成形中、概ね一定の値を示すと言える。次に、周方向応力 σ_{θ} について着目する。図2-11および図2-12の上段に示すように、パンチ頂角 θ によらず、成形初期においては、穴縁からの距離 L の増大に伴って周方向応力 σ_{θ} は単調減少しており、穴縁に最大値を取る応力勾配が存在する。しかしながら、成形の進行に伴い、穴縁からの距離 $L \approx 3\text{mm}$ の位置で周方向応力 σ_{θ} が増大する。この理由として、伸びフランジ成形部位の変形様式の影響が考えられる。穴縁は単軸引張変形下であるが、穴縁からの距離 L の増大に伴って、ひずみ比が増大する。特に、穴縁からの距離 $L \approx 3\text{mm}$ の位置では平面ひずみ変形下で変形が進行する。そのため、成形の進行に伴い、周方向応力 σ_{θ} が顕著に増大したものと推察される。なお、詳細は第4章にて述べる。結果として、穴縁近傍における周方向応力 σ_{θ} 分布の傾きは緩やかとなり、図2-11および図2-12の中段に示すように、穴縁近傍の応力勾配は減少する傾向を示す。このことは、穴縁近傍が応力勾配を有する不均一な変形場から均一な変形場へと変化することを示唆する。また、パンチ頂角 θ が鋭角であるほど、応力勾配が緩やかになる際の穴広げ率 λ は高くなる。換言すれば、パンチ頂角 θ が鋭角であるほど、成形後期に至るまで応力勾配が存在することを意味する。

次に、パンチ頂角 θ が応力勾配に影響を及ぼすメカニズムについて考察する。図2-13に、板厚 $t=3.2\text{mm}$ の供試材を用いた際の穴広げ率 $\lambda=70\%$ 時点における周方向応力 σ_{θ} の分布を示す。図2-13(a)(b)を比較すると、パンチ頂角 θ によって図中矢印

にて示すブランクとパンチの接触位置が異なる。図2-13(a)に示すパンチ頂角 $\theta = 60^\circ$ 条件では、ブランクとパンチの接触位置は穴縁に近く、穴縁近傍の周方向応力 σ_θ の分布に影響を及ぼす。そのため、穴縁近傍には応力勾配に相当するコンターカラーのグラデーションが確認できる。一方、図2-13(b)に示すパンチ頂角 $\theta = 90^\circ$ 条件では、ブランクとパンチの接触位置が穴縁から遠いため、穴縁近傍には応力勾配が確認されない。すなわち、パンチ頂角 θ によってブランクとパンチの接触位置は変化し、その結果として、穴縁近傍の応力勾配に影響を及ぼすと言える。

更に、局所変形挙動と応力およびひずみ勾配の関係について考察する。図2-9に示すように、パンチ頂角 θ によらず、穴縁にて局所変形が進行して破断に至る。局所変形が顕著となる際の穴広げ率 λ は、パンチ頂角 $\theta = 60^\circ$ 条件では穴広げ率 $\lambda \approx 90\%$ 、パンチ頂角 $\theta = 90^\circ$ 条件では穴広げ率 $\lambda \approx 60\%$ であった。これらは、図2-11および図2-12において、穴縁近傍における応力勾配が緩やかになるタイミングと概ね等しい。そのため、局所変形の進行は、応力勾配と強い相関があると言える。一方、成形過程のどの段階においてもひずみ勾配が存在するにも関わらず局所変形は進行する。このことから、ひずみ勾配と局所変形の相関は小さいと考えられる。しかしながら、図2-11および図2-12を比較した場合、成形後期まで応力勾配が確認できる図2-11のパンチ頂角 $\theta = 60^\circ$ 条件の方がひずみ勾配は急である。そのため、本円錐穴広げ成形試験においては、ひずみ勾配が急であるほど穴広げ率 λ が高くなる傾向を示すと言える。

以上の結果から、周方向応力 σ_θ および周方向ひずみ ε_θ の分布形態、すなわち応力およびひずみの勾配は、パンチ頂角 θ の影響を受けて変化することが判明した。パンチ頂角 θ が鋭角であるほど、ブランクとパンチの接触位置は穴縁に近い位置となり、穴縁近傍に応力勾配が生じやすくなる。また、応力勾配が緩やかになるタイミングにて、局所変形は顕著に進行する。そのため、成形後期に至るまで応力勾配が存在する条件ほど、局所変形が進行しにくく、穴縁全体での変形が促されるため、結果として、穴広げ率 λ は増大するものと推察される。

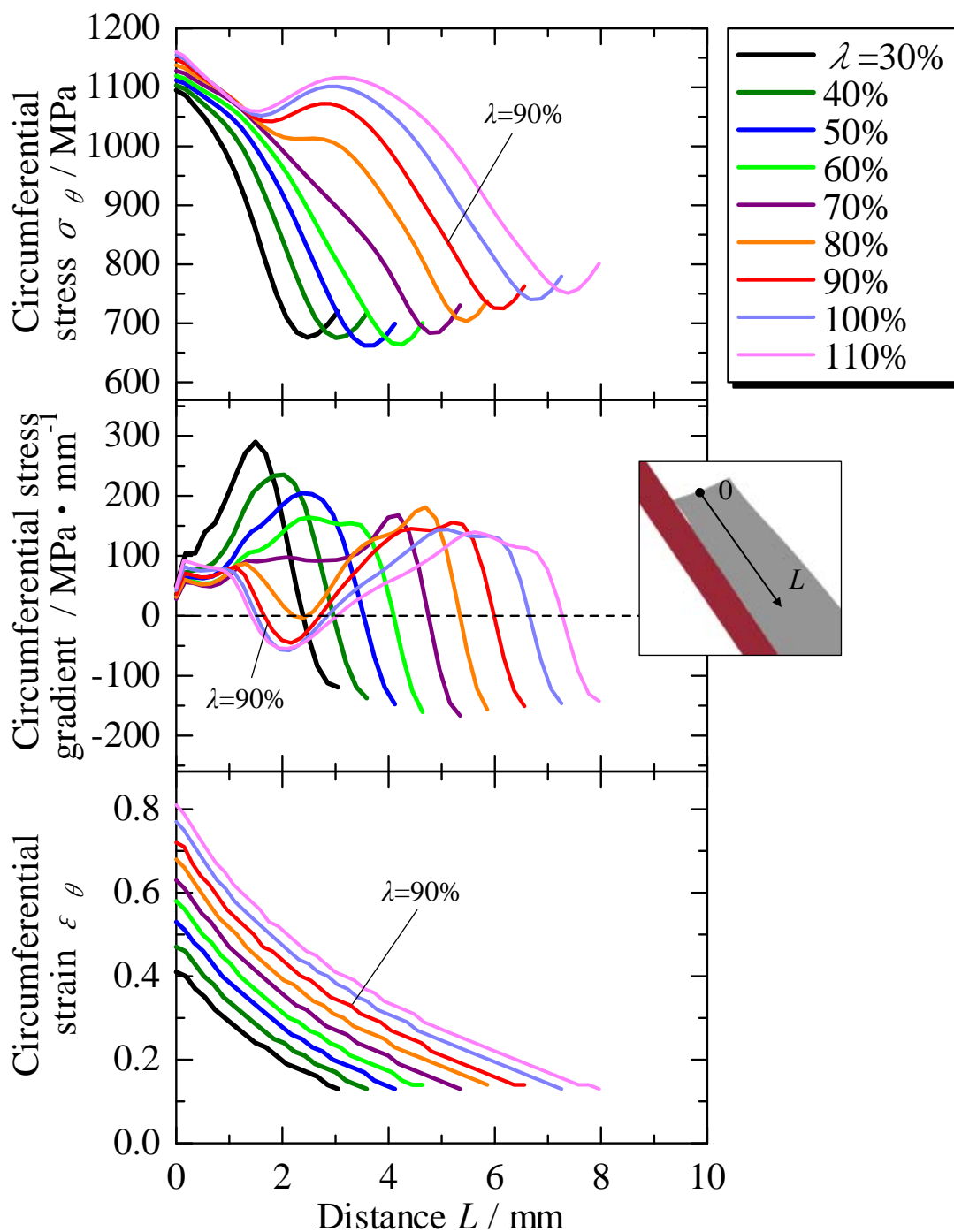


Fig.2-11. Distributions of circumferential stress, σ_θ , stress gradient and strain, ε_θ on $t=3.2\text{mm}$ and $\theta=60^\circ$.

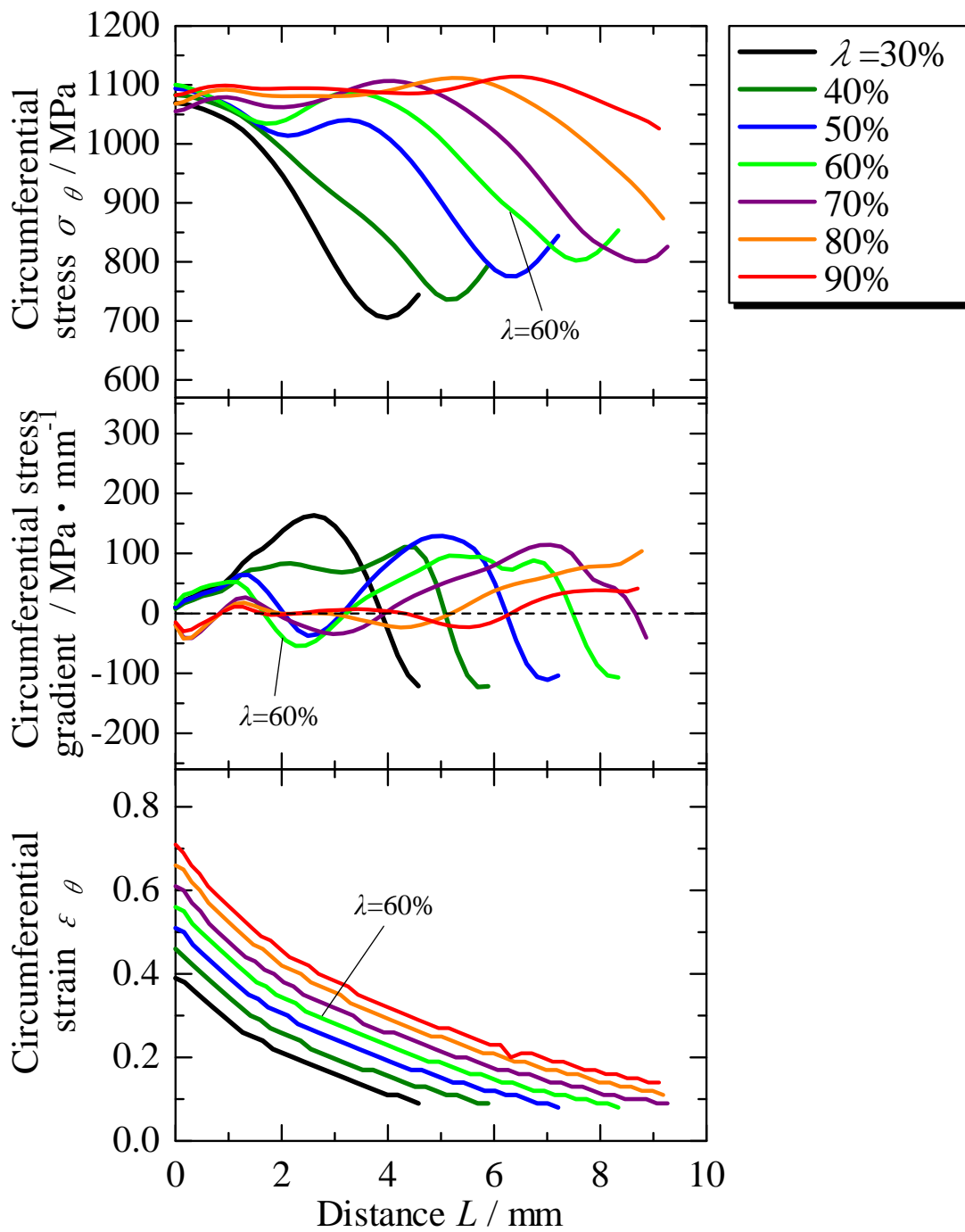


Fig.2-12. Distributions of circumferential stress, σ_θ , stress gradient and strain, ε_θ on $t=3.2\text{mm}$ and $\theta=90^\circ$.

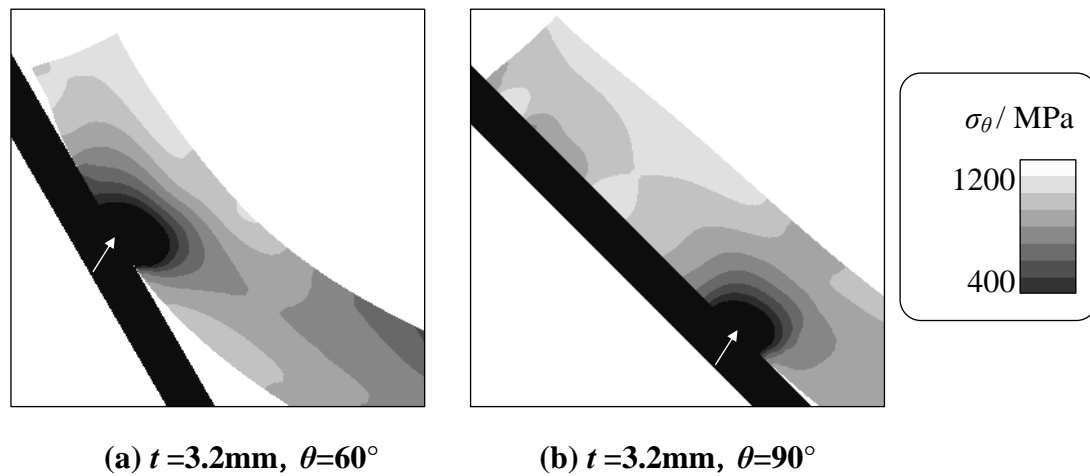


Fig.2-13. Distributions of circumferential stress, σ_θ around edge of hole on $\lambda=70\%$.

2.5 結 言

本章では、伸びフランジ端部にて破断が生じる円錐穴広げ成形を対象として、円錐パンチ頂角、パンチ先端形状、素材板厚を種々変更し、これら幾何形状因子が破断限界および局所変形挙動に及ぼす影響について明らかにすることを試みた。すなわち、穴縁より生じる破断を対象とし、破断限界は穴縁際の板厚ひずみを測定することで評価した。また、FEMによる数値解析を用いて、幾何形状因子が応力およびひずみの勾配、ならびに成形過程におけるこれら変形勾配の変化に及ぼす影響について明らかにするとともに、変形勾配が破断限界および局所変形挙動に及ぼす作用について考察し、伸びフランジ成形部位における破断発生メカニズムを解明すべく検討を行った。得られた知見は、以下の通りである。

- (1) 穴広げ率 λ は、板厚 t 、パンチ頂角 θ およびパンチ先端の形状といった金型および供試材の幾何形状に伴って変化する破断部板厚ひずみ ε_{t-f} および局所変形挙動の影響を受ける。
- (2) 破断部板厚ひずみ ε_{t-f} は、パンチと素材の接触に伴う穴縁近傍の加工硬化挙動の影響を受けて変化する。接触に伴う加工硬化が小さく、穴縁の変形能が拡径にのみ用いられる場合は、破断部板厚ひずみ ε_{t-f} はパンチ頂角 θ によって変化する変形勾配によらず、素材によって概ね一意に決まる。
- (3) 局所変形挙動は、パンチ頂角 θ に伴って変化する穴縁近傍の応力勾配に影響される。パンチ頂角 θ が鋭角であるほど、穴縁近傍に生じる応力勾配は成形後期

に至るまで存在するため、局所変形は緩やかに進行する。そのため、穴縁全体での変形が促され、穴広げ率 λ は増大する。

- (4) 穴縁全体での変形が促される条件においては、穴広げ率 λ は破断部板厚ひずみ ε_{t-f} に強く依存する傾向を示す。

参考文献

- 1) R. HILL, “ON DISCONTINUOUS PLASTIC STATES, WITH SPECIAL REFERENCE TO LOCALIZED NECKING IN THIN SHEETS”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1-1(1952), pp19-30.
- 2) S. STÖREN, J. R. RICE, “LOCALIZED NECKING IN THIN SHEETS”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 23 (1975), pp421-441.
- 3) 益田森治, 戸沢 康寿, “成形加工限度としての曲げ破壊 : (第2報, 円すい工具による穴広げ限度)”, 日本機械学会論文集, 27-178(1961), pp776-782.
- 4) 中川威雄, 吉田清太, “金属薄板の穴広がり限の寸法効果による一考察”, 理化学研究所報告, 44-2(1968), pp91-106.
- 5) 後藤學, 林哲録, 三沢正幸, “板材の穴広げにおける変形限界ひずみ”, 日本機械学会論文集, 59-565(1993), pp2855-2862.
- 6) 伊藤耿一, 佐藤浩一, 呉屋守章, 吉田亨, “塑性変形の3次元局所分岐解析による板材の破断限界ひずみの測定”, 塑性と加工, 39-445(1998), pp158-162.
- 7) 宅田裕彦, 蟹江智文, 磯貝栄志, 吉田亨, “延性破壊条件式を用いた高張力鋼板の成形限界予測”, 塑性と加工, 91-6(2005), pp553-559.
- 8) 宅田裕彦, 小澤慶祐, 浜孝之, 吉田亨, 新田淳, “延性破壊条件式と有限要素解析による穴広げ成形限界予測”, 塑性と加工, 49-572(2008), pp 886-890.
- 9) 山田嘉昭, “二,三の成形性試験における応力とひずみのこうばいについて”, 塑性と加工, 4-24(1963), pp885-896.
- 10) 飯塚栄治, 卜部正樹, 山崎雄二, 稲積透, “薄鋼板の伸びフランジ変形限界に及ぼすひずみ勾配の影響”, 塑性と加工, 51-594(2010), pp700-705.
- 11) 吉田清太監修, 薄鋼板成形技術研究会[編], プレス成形難易ハンドブック, 日刊工業新聞社, (1987), pp32-34.
- 12) 西村隆一, 中澤嘉明, 広瀬洋三, 伊藤耿一, 植村元, “破断限界に及ぼす変形経路の影響とその予測技術”, 平成20年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2008), pp71-72.

第3章 伸びフランジ破断限界に及ぼす 成形形態の影響

3.1 緒言

第2章では、伸びフランジ成形部位における破断発生メカニズムを解明することを目的として、円錐穴広げ成形試験を実施し、パンチ頂角によって変化する変形勾配(連続体力学における変形勾配テンソルではないことに注意)が、破断限界および局所変形挙動に及ぼす影響について検討した。その結果、パンチ頂角によらず、伸びフランジ端部に相当する穴縁から破断(以下、縁割れ)が生じたが、破断部の板厚ひずみ、すなわち破断限界は、パンチ頂角によって変化する変形勾配によらず、素材によって一意に決まる材料固有の値であることを明らかにした。一方、穴縁近傍に生じる応力勾配は、局所変形挙動に影響を及ぼす。特に、成形後期に至るまで応力勾配が存在する成形条件においては、局所変形は緩やかに進行するため、穴縁全体が均一に変形し、結果として、穴広げ率 λ は増大する。以上より、伸びフランジ成形性は、「変形勾配によらない材料固有の値である破断限界」および「変形勾配によって変化する局所変形挙動に影響される伸びフランジ端部の変形均一性」の両因子によって決定される。しかしながら、上述の結論は、円錐穴広げ成形試験のように、ブランクと金型の接触による曲げ変形によって、フランジが面外に変形しながら伸びフランジ成形される場合(以下、面外伸びフランジ成形)においてのみ確認されたものである。例えば、図3-1(a)に示すレール部品における伸びフランジ成形部位がこれに相当する。一方、自動車部品には、図3-1(b)に示すセンターピラーのT字部に位置するような面外変形を伴わない伸びフランジ成形部位(以下、面内伸びフランジ成形)も存在する。そのため、面内伸びフランジ成形に関しても成形試験を実施することで、上述の破断発生メカニズムの普遍性を確認する必要があると考えられる。

これまでの研究では、面外伸びフランジ成形^{1)~7)}か、あるいは円筒穴広げ成形試験のような面内伸びフランジ成形^{8)~11)}のいずれかを対象として検討しているものが多い。一方、これら成形形態が異なる両試験より得られた破断限界を比較したものについては、以下のような研究がある。飯塚らは、円筒や円錐といったパンチ形状によらず、ひずみ勾配の増大に伴って変形限界ひずみは線形に増加することを示している¹²⁾。一方、日野らは、同様のひずみ勾配であっても、面外伸びフランジ成形と比較して、面内伸びフランジ成形における伸びフランジ成形限界ひずみの方が大きいことを報告している¹³⁾。しかしながら、これらの研究では、ある有限の標点間距離を用いてひずみを

測定している。そのため、前章でも述べたように、測定される変形限界あるいは成形限界ひずみは、標点間距離内に生じるひずみ分布に強く影響される^{14), 15)}。このことから、標点間距離の影響を排除した上で評価をする必要があると考えられる。

そこで、本章では、第2章で得られた破断発生メカニズムの普遍性について検証することを目的として、前章でも検討した伸びフランジ成形部位が面外変形する円錐穴広げ成形試験に加えて、面内変形が主体となる円筒穴広げ成形試験を実施し、これら成形形態が異なる両試験における穴縁の、すなわち伸びフランジ端部の破断限界を比較した。また、第2章と同様に、FEMによる数値解析を用いて、応力の勾配に及ぼす成形形態の影響について明らかにするとともに、この応力の勾配が破断限界および穴縁の変形均一性に及ぼす作用について検討した。

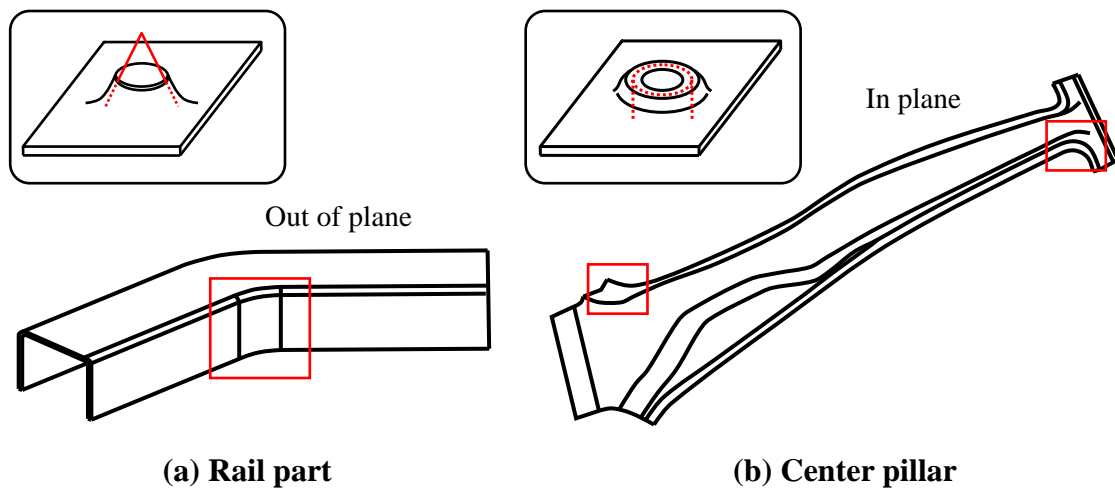


Fig.3-1. Stretch flange on automobile parts.

3.2 実験条件

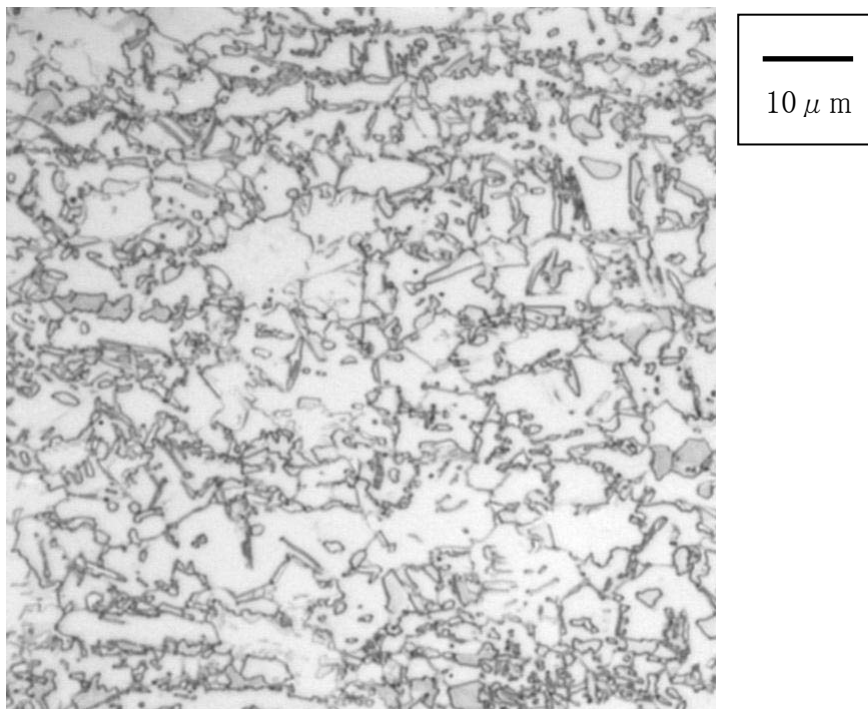
3.2.1 供試材

本研究では、公称板厚が1.6mmであり、引張強度が780MPa級である冷延鋼板を用いた。表3-1に、JIS5号試験片による供試材の圧延方向の引張試験結果および平均 r 値を示す。また、図3-2に、圧延方向に沿った板厚断面について、ナイトール腐食液を用いて腐食した後に光学顕微鏡で撮影した供試材の金属組織を示す。本材料は、主相であるフェライト中にマルテンサイトおよび残留オーステナイトを含む金属組織であり、加工誘起変態塑性により、高い一様伸びを有することを特徴とする。

Table 3-1. Mechanical properties of material used in this study.

Steel	YS [MPa]	TS [MPa]	EL [%]	n (10 - 20%)	r_{ave} (20%)
JSC780T	516	781	32.6	0.201	0.93

$$* r_{ave}=(r_0+2r_{45}+r_{90})/4$$

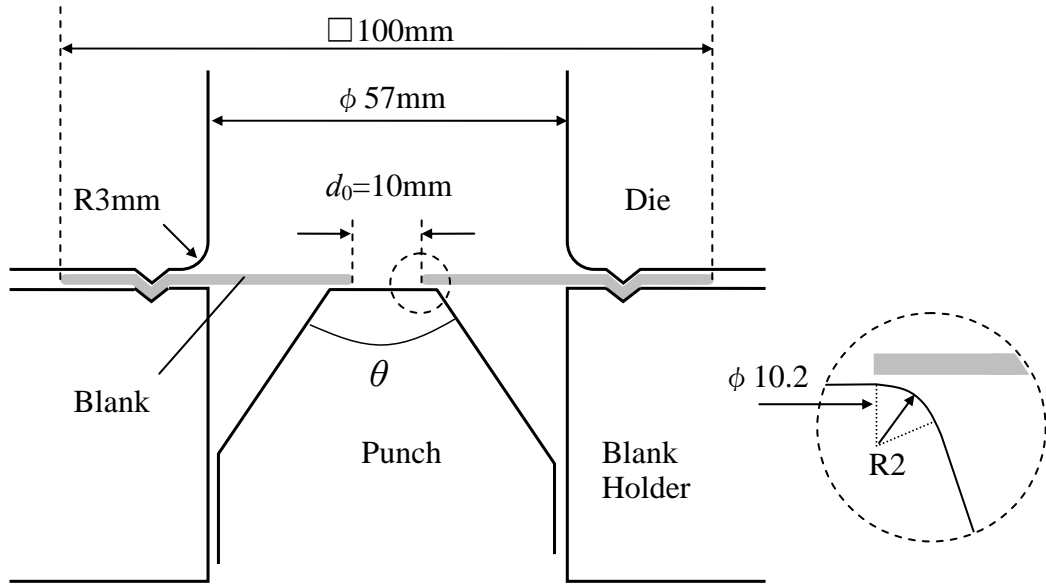
**Fig.3-2. Microstructure of material used in this study.**

3.2.2 穴広げ成形試験条件

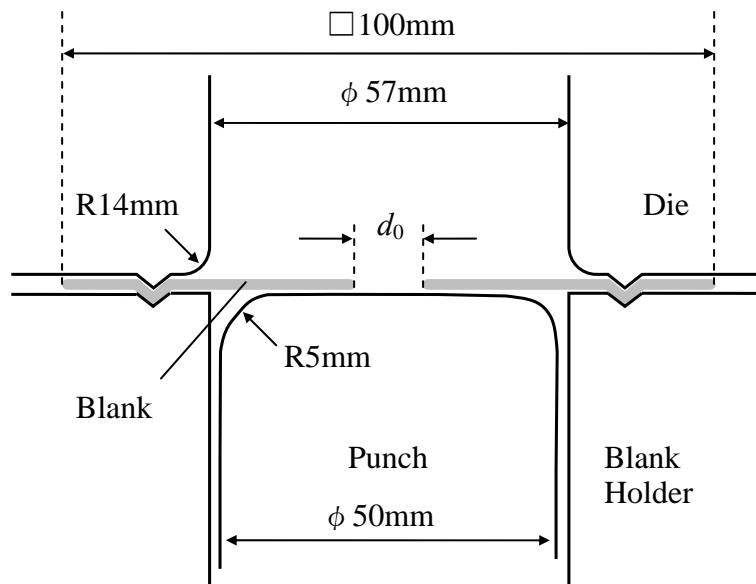
図3-3に、穴広げ成形試験に用いたブランクおよび金型の概略図を示す。図3-3(a)に示す面外伸びフランジ成形に相当する円錐穴広げ成形試験においては、100mm×100mmのブランクの中央に直径 $d_0=10\text{mm}$ の初期穴をリーマ仕上げ加工によって設けた試験片を使用した。伸びフランジ成形部位に生じる変形勾配を変化させる目的で、円錐パンチ頂角 $\theta=30^\circ$ 、 60° 、 90° の3水準としている。なお、円錐パンチの頂部には平坦部を設けている。これは、前章にて述べたとおり、成形開始時に穴縁内側の角部とパンチのテーパ部が接触することによって生じる加工硬化を回避するためである。一方、面内伸びフランジ成形に相当する円筒穴広げ成形試験では、図3-3(b)に示すように、直径50mm、肩Rが5mmの円筒パンチを用いた。伸びフランジ成形部位の変形挙動を変化させる目的で、初期穴径 $d_0=10\text{mm}\sim 22\text{mm}$ と変更した。両成形試験共にパンチの上昇速度(成形速度)は20mm/minとし、目視確認によって穴縁に板厚貫通破断が生じた時点で成形を終了した。成形部位の周囲からの材料流入を抑えるため、金型にはビードを設け、しわ押さえ力は98kNとした。試験におけるバラツキを考慮して同一条件での試験数は3回とした。穴広げ率 λ は、初期穴径 d_0 と破断時の穴径 d から式(3-1)にて算出した。

$$\lambda = (d - d_0) / d_0 \times 100 \quad (3-1)$$

また、面内および面外伸びフランジ成形による成形形態の差異が、伸びフランジ端部における破断限界および変形均一性に及ぼす影響について調査するため、図3-4に示すように、破断部位の穴縁際における板厚ひずみ、ならびに破断部位近傍の板厚ひずみ分布について、破断位置からの角度 ϕ を用いて評価した。そのため、破断部位の穴縁際は角度 $\phi=0^\circ$ の位置に相当する。板厚ひずみ ε_t は、穴縁際の板厚 t より算出している。また、破断部位の穴縁際の板厚ひずみ ε_t を測定した位置は、図3-4に示すように、板厚方向にせん断帯と呼ばれるひずみ集中域が生じた箇所に対応する¹⁶⁾。なお、穴縁際における板厚 t は、穴縁際をマイクロスコップで観察し、コンパレーターを用いて測定した。



(a) Conical punch



(b) Flat-bottomed cylindrical punch

Fig.3-3. Schematic drawing of geometry for hole expansion test.

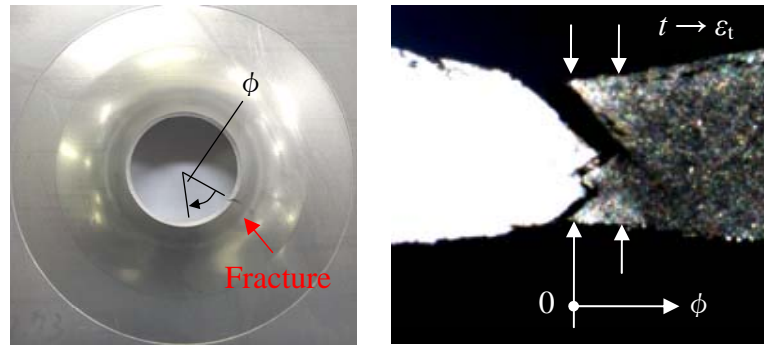


Fig.3-4. Evaluation of thickness strain, ε_t .

3.2.3 数値解析条件

本章では、穴広げ成形中の伸びフランジ成形部位の変形挙動を詳細に調査する目的で、FEMを用いた数値解析を実施した。数値解析は汎用FEMコードLS-DYNA ver.971を用いており、応力の振動を抑制するために静的陰解法にて実施している。解析モデルは、実験と同様の寸法を有する金型およびブランクをソリッド要素にて作製し、軸対称問題として取り扱った。材料にはMisesの降伏条件を適用し、塑性流れ則はJ2F、硬化則は等方硬化とした。相当応力と相当塑性ひずみの関係については、一様伸びの範囲においては前述の引張試験より得られた結果を多直線近似したものを、一様伸び以降のひずみ域については相当応力-相当塑性ひずみの関係を一様伸び域におけるデータを用いて外挿し、swift型硬化式に近似して適用した。材料と工具間にはクーロン摩擦を仮定し、摩擦係数は一般的な熱延鋼板の値である0.15とした。要素分割は塑性変形が集中する穴縁の変形を定量的に把握するために0.2mm角の正方形とした。

3.3 実験結果

図3-5に、円錐穴広げ率 λ に及ぼすパンチ頂角 θ の影響を示す。図中のプロットは平均値を、誤差バーは標準偏差を示す。また、表3-2に、各円錐パンチを用いた場合の代表的な成形品の外観写真を示す。パンチ頂角 θ によらず、穴縁にて開口幅が最大となっている。このことから、破断形態が縁割れであることが確認できる。

図3-5に示すように、円錐穴広げ率 λ は、パンチ頂角 θ が鋭角であるほど増大しており、金型形状の影響を受けて変化する傾向を示す。これは、前章にて述べたように、パンチ頂角 θ が鋭角であるほど、成形後期に至るまで応力勾配が存在するため、局所変形は緩やかに進行し、穴縁全体が均一に変形することによるものと推察される。

図3-6に、円筒穴広げ率 λ に及ぼす初期穴径 d_0 の影響を示す。なお、図中のプロットは平均値を、誤差バーは標準偏差を示す。また、表3-3に、各初期穴径 d_0 における代表的な成形品の外観写真を示す。表3-3に示すように、初期穴径 d_0 が大きい場合は縁割れが生じたものの、初期穴径 d_0 が小さい場合は穴縁よりやや内側にて破断(以下、内割れ)が生じ、その後に穴縁へと亀裂が伝播する傾向を示した^{8), 9)}。そこで、図3-6においては、内割れが生じた条件は△のマークを、縁割れが生じた条件は○のマークを用いてプロットした。なお、図3-6中に△で示した内割れ時の円筒穴広げ率 λ は、フランジ端部より内側で生じた亀裂が穴縁に伝播した後の成形品を用いて評価した値である。

初期穴径 d_0 の増大に伴って、破断形態は内割れから縁割れへと変化すると共に、円筒穴広げ率 λ は増大する。すなわち、円錐穴広げ成形と同様に、円筒穴広げ成形においても、穴広げ率 λ は幾何形状の影響を受けて変化する。さらに、図3-5および図3-6を比較すると、円筒穴広げ成形と比較して、円錐穴広げ成形より得られる穴広げ率 λ の方が高い値を示す。この傾向は、両試験における縁割れ条件同士を比較しても同様である。例えば、パンチ頂角 $\theta=90^\circ$ における円錐穴広げ率 λ は約120%、初期穴径 $d_0=22\text{mm}$ における円筒穴広げ率 λ は約90%であり、どちらの条件においても縁割れが生じているにも関わらず、円錐穴広げ率 λ の方が高い値を示す。

以上の結果から、円錐穴広げ成形試験においては、パンチ頂角 θ が鋭角であるほど円錐穴広げ率 λ は増大した。また、破断形態については、パンチ頂角 θ によらず縁割れであった。一方、円筒穴広げ試験では、初期穴径 d_0 の増大に伴って、破断形態は内割れから縁割れへと変化すると共に、穴広げ率 λ は増加する傾向を示す。

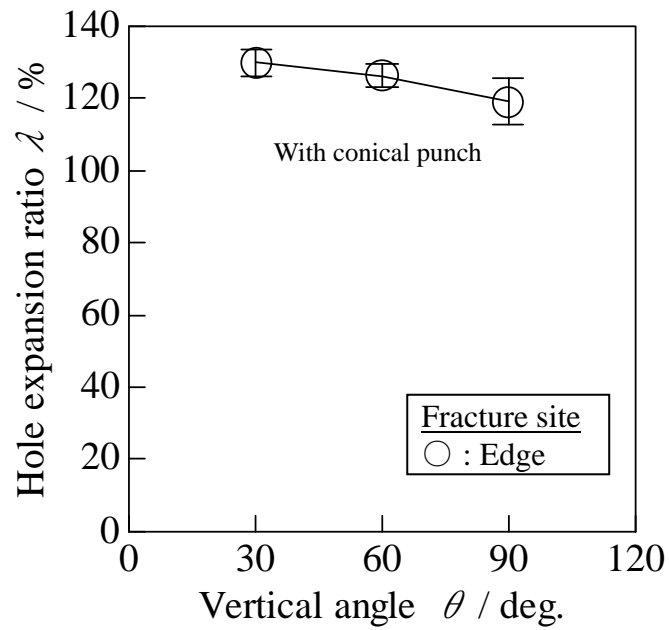
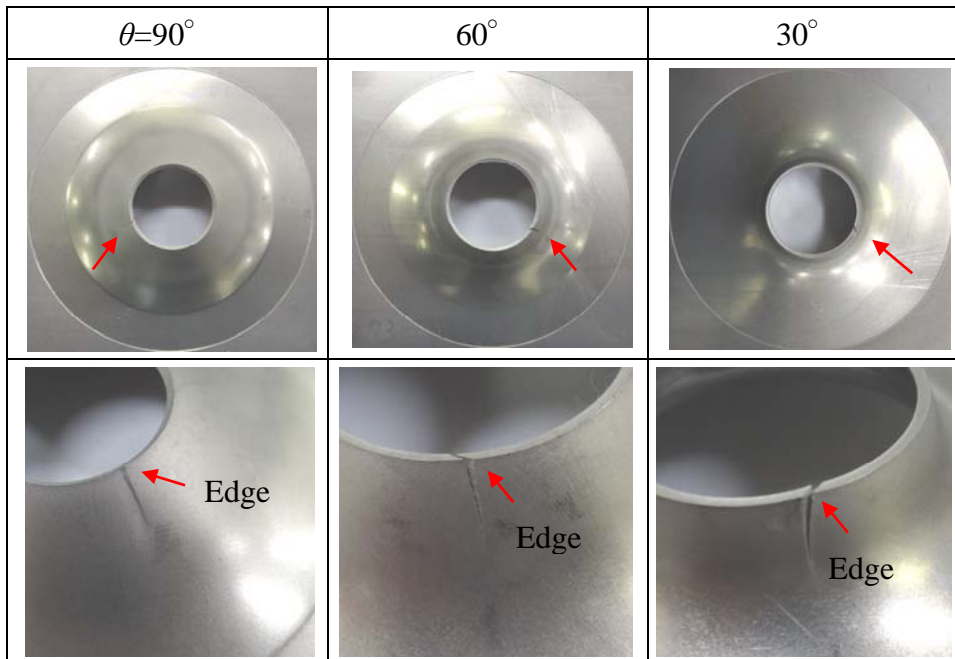


Fig.3-5. Effect of vertical angle, θ on hole expansion ratio, λ .

Table 3-2. Appearance of typical test sample by conical punch.



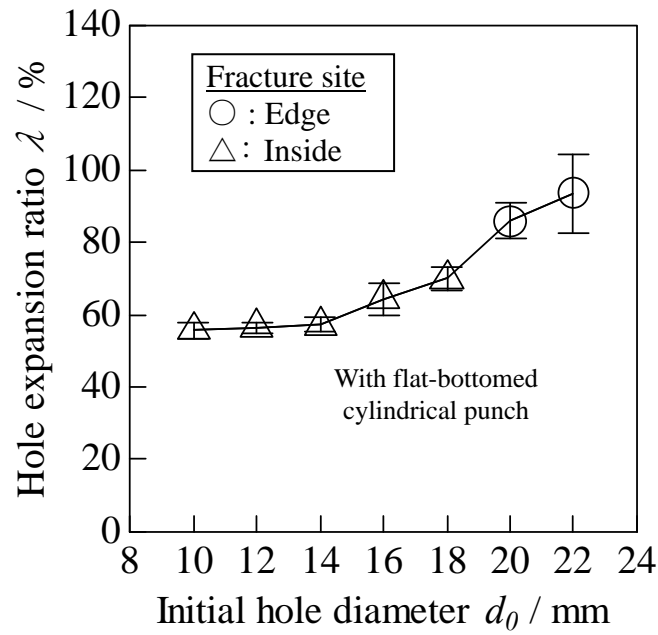


Fig.3-6. Effect of initial hole diameter, d_0 on hole expansion ratio, λ .

Table 3-3. Appearance of typical test sample by flat-bottomed cylindrical punch.

$d_0=10\text{mm}$	18mm	20mm	22mm

3.4 考察

円錐および円筒穴広げ率 λ は、パンチ頂角 θ および初期穴径 d_0 といった幾何形状の影響を受けて変化した。また、円錐穴広げ成形では、パンチ頂角 θ によらず縁割れが生じたが、円筒穴広げ成形の場合は、初期穴径 d_0 の増大に伴って、破断形態が内割れから縁割れへと変化した。この要因として、伸びフランジ成形部位の変形挙動が上記の成形形態の影響を受けて変化したことが考えられる。そこで、本節では、まず面内および面外伸びフランジ成形の成形形態の違いが破断限界に及ぼす影響について検証する。次に、伸びフランジ成形部位の変形挙動ならびに伸びフランジ成形性に及ぼす幾何形状の影響について、破断限界および穴縁の変形均一性に及ぼす応力勾配の影響に着目して考察する。

3.4.1 破断限界に及ぼす成形形態の影響

図3-7に、円錐穴広げ成形における破断部位の穴縁際の板厚ひずみ ε_t に及ぼすパンチ頂角 θ の影響を示す。なお、縦軸は、破断部位の穴縁際の板厚ひずみの絶対値 $|\varepsilon_t|$ であり、この値が小さいほど、板厚減少を伴わずに破断に至ることを意味する。

表3-2に示すように、円錐穴広げ成形における破断形態は、パンチ頂角 θ によらず縁割れであったため、図3-7に示す破断部位の穴縁際の板厚ひずみ ε_t は、単軸引張比例変形下における破断限界に相当する。そのため、前章にて述べたように、破断部位の穴縁際の板厚ひずみ ε_t は、パンチ頂角 θ によらず概ね一意に決まる。

次に、図3-8に、円筒穴広げ成形における破断部位の穴縁際の板厚ひずみ ε_t に及ぼす初期穴径 d_0 の影響を示す。図中の破線は、図3-7にて示した3つのプロットの平均値であり、縁割れが生じる円錐穴広げ成形での破断限界を意味する。また、内割れが生じた条件は Δ のマークを、縁割れが生じた条件は \circ のマークを用いてプロットした。円錐穴広げ成形と同様、 \circ でプロットした縁割れ条件における破断部位の穴縁際の板厚ひずみ ε_t は、単軸引張比例変形下における破断限界に相当する。一方、 Δ でプロットした内割れ条件においては、伸びフランジ成形部位の内部にて生じた亀裂が伝播し、その亀裂が穴縁に到達した際の板厚ひずみを意味する。

初期穴径 $d_0=20\text{mm}$ および 22mm 条件のように破断形態が縁割れであった場合、穴縁際の板厚ひずみ ε_t は、初期穴径 d_0 によらず概ね一意に決まる。すなわち、幾何形状因子の影響を受けない。また、この値は、図3-8中に点線で示した円錐穴広げにおける破断限界と概ね一致する。換言すれば、縁割れが生じた場合の破断限界は、円

錐および円筒穴広げ成形の相違点, すなわち, 面外および面内伸びフランジ成形といった成形形態の違いによらず, 概ね一意に決まることを意味する. 一方, 内割れが生じた初期穴径 $d_0 \leq 18\text{mm}$ の条件では, 破断部位の穴縁際の板厚ひずみ ε_t は, 縁割れした際の破断限界と比較して低い値を示す. これは, 破断部位における穴縁際の板厚ひずみ ε_t が, 伸びフランジ内部の破断挙動に影響されるためと考えられる.

以上の結果から, 縁割れ時の破断限界は, パンチ頂角 θ および初期穴径 d_0 といった幾何形状や, 面内および面外伸びフランジ成形といった成形形態の相違によらず, 概ね一意に決まることが判明した. 一方, 内割れが生じる場合, 破断部位の穴縁際における板厚ひずみ ε_t は, 伸びフランジ成形部位の内部の破断挙動に影響され, 縁割れ時の破断限界と比較して低くなる傾向を示す.

そこで, 本章における以降の節では縁割れ条件に限定して取り扱い, 破断形態の異なる内割れ条件については, 第4章以降にて詳細な検討を加えることとする.

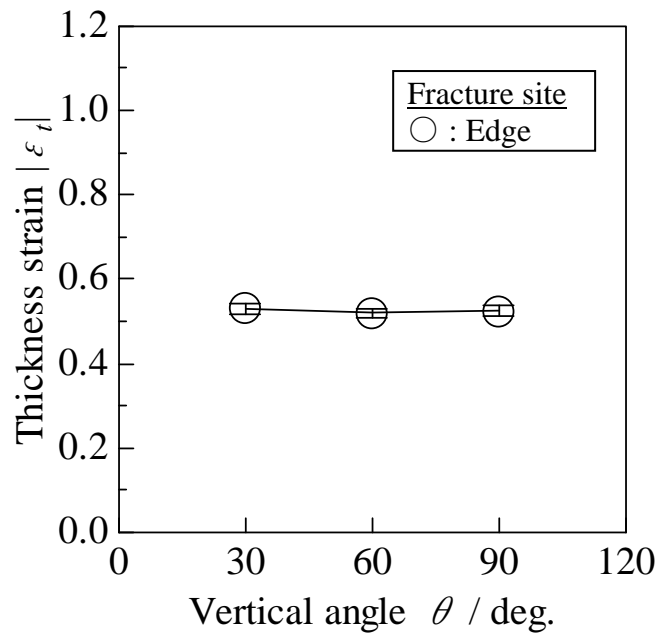


Fig.3-7. Effect of vertical angle, θ on thickness strain, ε_t .

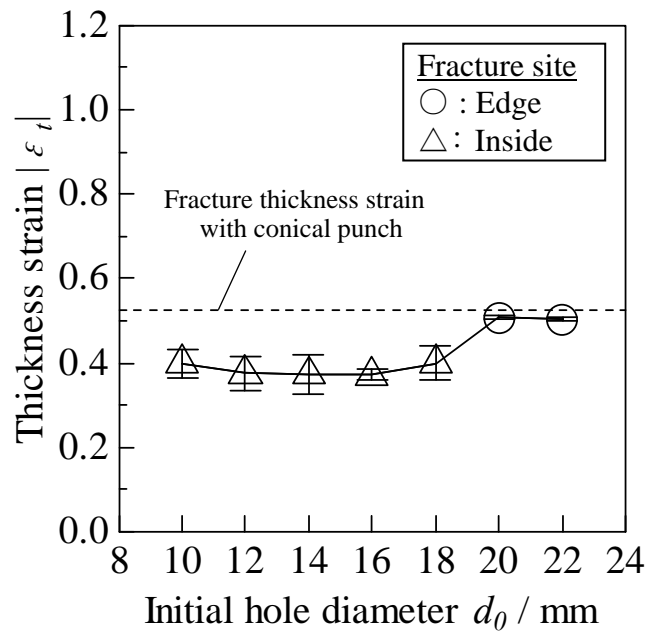


Fig.3-8. Effect of initial hole diameter, d_0 on thickness strain, ε_t .

3.4.2 穴縁の変形均一性に及ぼす成形形態の影響

図3-9に、縁割れが発生した円錐パンチ頂角 $\theta = 30^\circ$, 60° , 90° にて円錐穴広げ成形を、初期穴径 $d_0 = 22\text{mm}$ にて円筒穴広げ成形を実施した際の穴縁際の板厚ひずみ ε_t の分布を示す。横軸は図3-4に示す破断位置からの角度 ϕ であり、縦軸は穴縁際の板厚ひずみの絶対値 $|\varepsilon_t|$ である。

前節にて述べたように、破断部(角度 $\phi = 0^\circ$)においては、円錐パンチ頂角 θ や面内および面外伸びフランジ成形といった成形形態の違いによらず、板厚ひずみ $|\varepsilon_t|$ は概ね同一の値を示す。次に、穴縁に沿った板厚ひずみ ε_t の分布に着目すると、円錐パンチ頂角 θ が鈍角であるほど、破断部近傍の板厚ひずみ ε_t の分布が急峻であり、穴縁が不均一に変形している。一方、円錐穴広げ成形試験の結果と比較すると、初期穴径 $d_0 = 22\text{mm}$ にて円筒穴広げ成形を実施した場合の方が、穴縁がより不均一に変形している。また、穴縁が不均一に変形する条件ほど、図3-6に示す穴広げ率 λ は低い値となる傾向を示す。

以上の結果から、穴縁の変形均一性は、面内および面外伸びフランジ成形といった成形形態の相違によって変化することが判明した。円錐穴広げ成形と比較して、円筒穴広げ成形を実施した場合は、穴縁が不均一に変形する傾向を示す。また、穴縁が不均一に変形する条件ほど、穴広げ率 λ は低い値を示す。

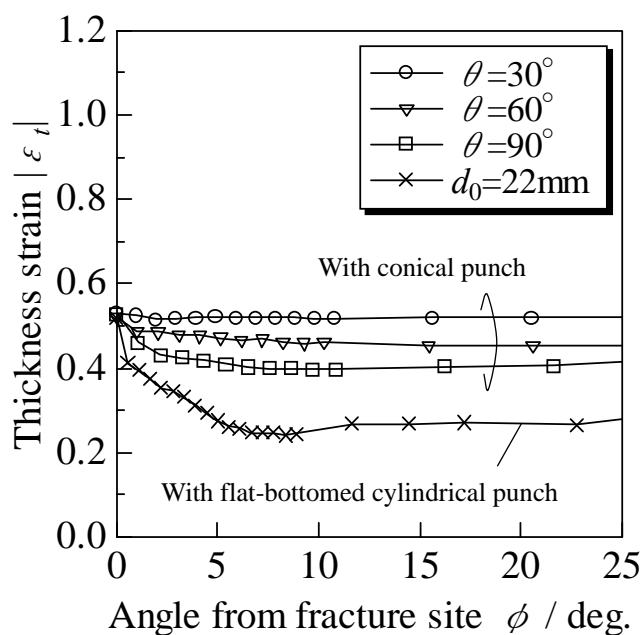


Fig.3-9. Distribution of thickness strain, ε_t on edge of stretch flange.

3.4.3 周方向応力勾配に及ぼす成形形態の影響

図3-9に示すように、円錐穴広げ成形と比較して、円筒穴広げ成形における穴縁の板厚ひずみ ε_t の分布は不均一となった。このことは、円筒穴広げ成形において穴縁近傍に生じる応力勾配が緩やかであり、局所変形挙動が急速に進行することを示唆する。そこで、前章と同様、FEMによる数値解析を用いて、応力勾配に及ぼす成形形態の影響について検討した。

図3-10に、円錐パンチ頂角 $\theta = 30^\circ$ 、 60° 、 90° にて円錐穴広げ成形を、初期穴径 $d_0 = 22\text{mm}$ にて円筒穴広げ成形を実施した際の周方向応力分布を比較して示す。横軸は、穴縁から伸びフランジ成形部位の半径方向に沿った距離 L である。なお、図3-10は、初期穴径 $d_0 = 22\text{mm}$ にて円筒穴広げ成形した際に破断が生じる穴広げ率 $\lambda \doteq 90\%$ 時の直前である穴広げ率 $\lambda = 70\%$ 時の分布である。円錐パンチ頂角 $\theta = 30^\circ$ の場合、周方向応力 σ_θ は穴縁に最大値を取り、穴縁からの距離 L の増大に伴って単調減少する。そのため、周方向応力 σ_θ の傾きに相当する応力勾配は急である。一方、円錐パンチ頂角 θ が鈍角になると、応力勾配は緩やかな形態へと変化する。これは、前章にて述べたように、素材と円錐パンチの接触位置が円錐パンチ頂角 θ に依存することによる。次に、初期穴径 $d_0 = 22\text{mm}$ にて円筒穴広げ成形した場合に着目すると、円錐穴広げ成形条件と比較して、応力勾配は緩やかである。このことは、穴縁にて生じる局所変形挙動が急激に進行することを示唆しており、図3-9に示すように穴縁が不均一に変形する要因であるものと考えられる。図3-11に、穴広げ成形過程における応力勾配の推移を、成形条件毎に比較して示す。なお、縦軸は穴縁および穴縁からの距離 $L \doteq 1\text{mm}$ の周方向応力より算出した平均応力勾配である。円錐パンチ頂角 $\theta = 30^\circ$ の場合、応力勾配は高い値を推移する。一方、円錐パンチ頂角 θ が鈍角であるほど、応力勾配は低下する傾向を示す。また、円錐パンチ頂角 θ によらず、成形の進行に伴って応力勾配は減少する。これは、図3-12に示すように、素材と円錐パンチの接触位置が、穴縁から遠い位置へと移動することによるものと推察される。次に、初期穴径 $d_0 = 22\text{mm}$ にて円筒穴広げ成形した場合に着目すると、円錐穴広げ成形と比較して、応力勾配は低い値を推移する。また、成形後期になると、応力勾配は僅かに増大する。これは、図3-13に示すように、円筒穴広げ成形では、応力勾配が素材とパンチ肩の接触に影響されることによる。成形の進行に伴って穴径が拡大され、穴縁とパンチ肩の距離が近づく。そのため、穴縁の応力勾配が増大したものと考えられる。

以上の結果から、穴縁近傍の応力勾配は、成形形態によって変化する。穴広げ成形中に応力勾配が低い値で推移する場合は、穴縁に生じる局所変形挙動が急激に進行するため、その結果として、穴縁が不均一に変形するものと推察される。

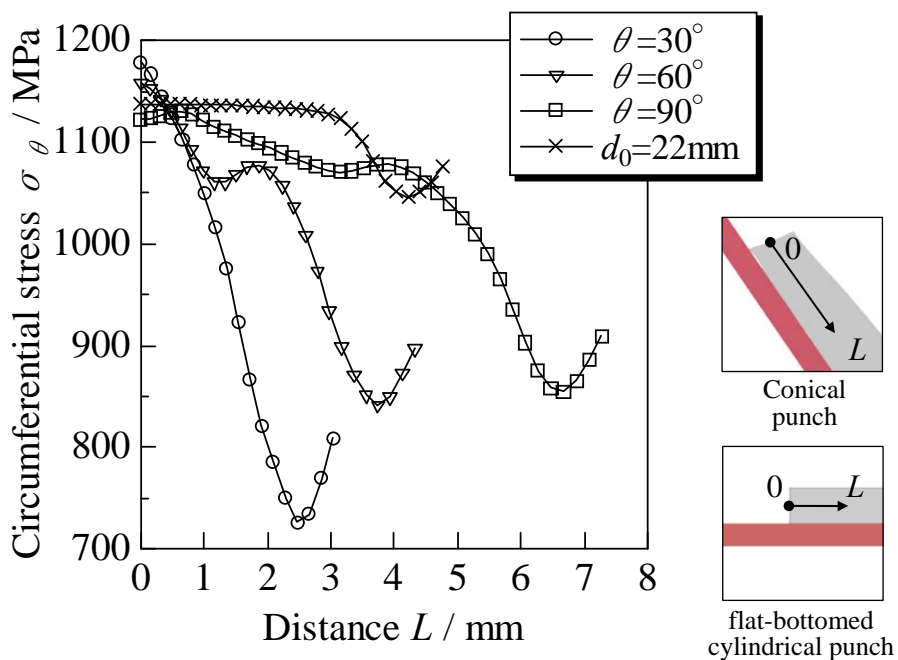


Fig.3-10. Distributions of circumferential stress, σ_θ in the case $\lambda=70\%$.

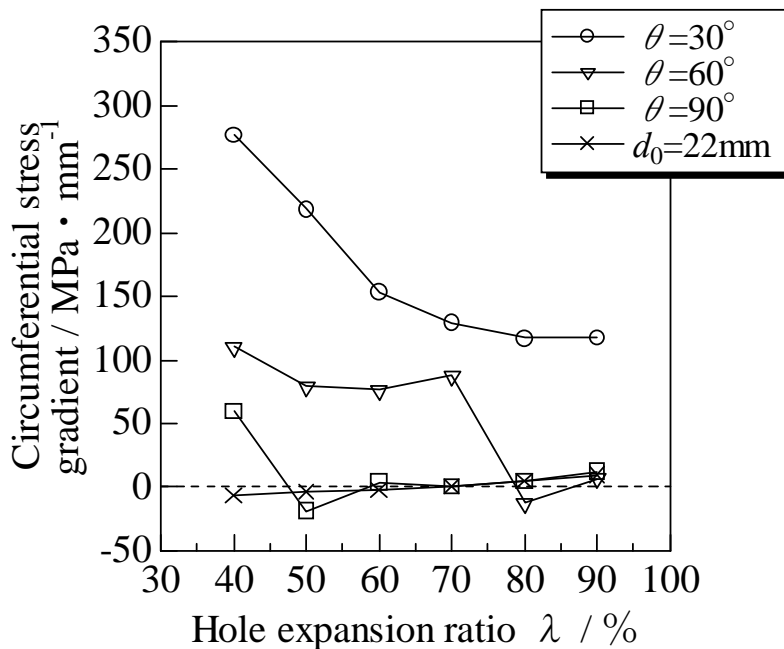


Fig.3-11. Change of circumferential stress gradient through hole expansion test.

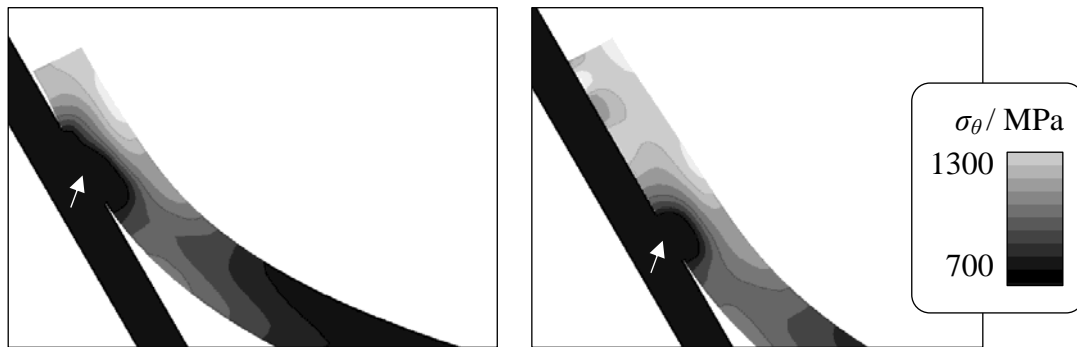
(a) $\lambda=60\%$ (b) $\lambda=90\%$

Fig.3-12. Distributions of circumferential stress, σ_θ .
(With conical punch, $\theta=60^\circ$)

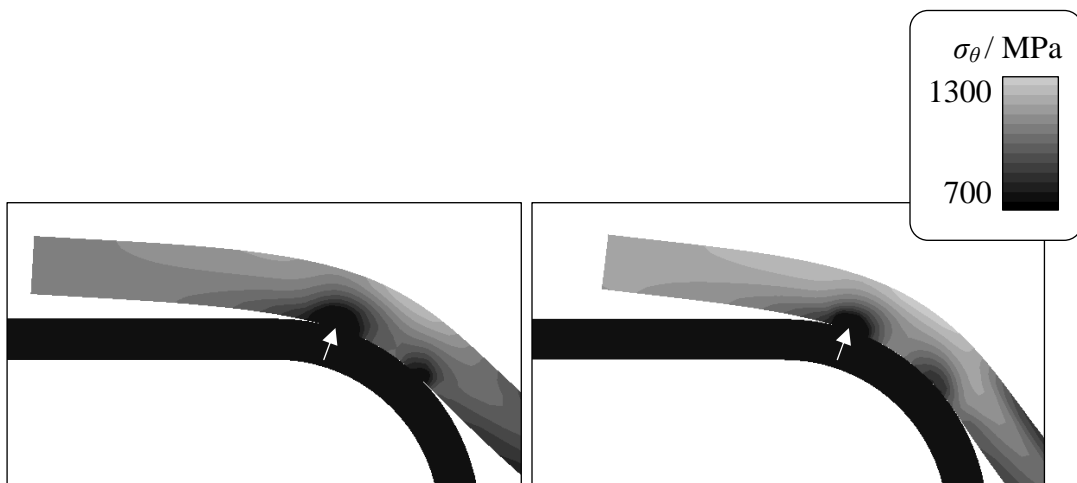
(a) $\lambda=60\%$ (b) $\lambda=90\%$

Fig.3-13. Distributions of circumferential stress, σ_θ .
(With flat-bottomed cylindrical punch, $d_0=22\text{mm}$)

3.5 結 言

本章では、第2章で得られた破断発生メカニズムの普遍性について検証することを目的として、前章でも検討した伸びフランジ成形部位が面外変形する円錐穴広げ成形試験に加えて、面内変形が主体となる円筒穴広げ成形試験を実施し、これら成形形態が異なる両試験における穴縁の、すなわち伸びフランジ端部の破断限界を比較した。また、第2章と同様に、FEMによる数値解析を用いて、応力の勾配に及ぼす成形形態の影響について明らかにするとともに、この応力の勾配が破断限界および穴縁の変形均一性に及ぼす作用について検討した。得られた知見を以下に示す。

- (1) 円錐穴広げ成形においては、パンチ頂角 θ によらず縁割れが生じる。また、パンチ頂角 θ が鋭角であるほど、穴広げ率 λ は増大する。
- (2) 円筒穴広げ成形の場合、初期穴径 d_0 の増大に伴って、破断形態が内割れから縁割れへと変化すると共に、穴広げ率 λ は増大する。
- (3) 縁割れ時の破断限界は、面内および面外伸びフランジ成形のような成形形態の違いによって変化する変形勾配によらず、概ね一意に決まる。一方、内割れが生じる場合、破断部位における穴縁際の板厚ひずみ ε_t は伸びフランジ内部の破断挙動に影響され、縁割れ時の破断限界と比較して低くなる傾向を示す。
- (4) 破断形態が同様の縁割れであっても、円筒穴広げ成形と比較して、成形中の応力勾配が急峻である円錐穴広げ成形の方が、伸びフランジ端部が均一に変形するため、高い穴広げ率を示す。
- (5) 以上の結果より、第2章にて確立した破断発生メカニズムは、面外および面内伸びフランジ成形に関わらず、伸びフランジ端部で破断が生じた場合であれば、適用可能であることを明らかにした。

参考文献

- 1) 益田森治, 戸沢 康寿, “成形加工限度としての曲げ破壊 : (第2報, 円すい工具による穴広げ限度)”, 日本機械学会論文集, 27-178(1961), pp776-782.
- 2) 山田嘉昭, “二, 三の成形性試験における応力とひずみのこうばいについて”, 塑性と加工, 4-24(1963), pp885-896.
- 3) 新田淳, 吉田亨, 橋本浩二, 栗山幸久, “薄板のプレス成形における伸びフランジ割れの実用評価試験法の開発”, 平成19年度塑性加工春季講演会, (2007), pp343-344.

- 4) 新田淳, 吉田亨, 橋本浩二, 栗山幸久, “薄板のプレス成形における伸びフランジ割れの実用評価試験法の開発 第2報 数値解析による割れ限界の検討”, 第58回塑性加工連合講演会講演論文集, (2007), pp115-116.
- 5) ト部正樹, 豊田大介, 玉井良清, 吉武明英, 佐藤義人, “薄鋼板の伸びフランジ割れ予測技術 (第1報 FEM解析による予測精度の検証)”, 第58回塑性加工連合講演会講演論文集, (2007), pp535-536.
- 6) 豊田大介, ト部正樹, 玉井良清, 佐藤義人, 吉武明英, “薄鋼板の伸びフランジ割れ予測技術 (第2報 試作段階における量産可否の見極め手法)”, 第58回塑性加工連合講演会講演論文集, (2007), pp537-538.
- 7) 藤中真吾, 中田匡浩, 野村茂樹, “高強度鋼板の伸びフランジ特性に及ぼす金型形状の影響”, 材料とプロセス, 23-1(2010), pp293.
- 8) 中川威雄, 吉田清太, “金属薄板の穴広がり限の寸法効果による一考察”, 理化学研究所報告, 44-2(1968), pp91-106.
- 9) 後藤學, 林哲録, 三沢正幸, “板材の穴広げにおける変形限界ひずみ”, 日本機械学会論文集, 59-565(1993), pp2855-2862.
- 10) 宅田裕彦, 小澤慶祐, 浜孝之, 吉田亨, 新田淳, “延性破壊条件式と有限要素解析による穴広げ成形限界予測”, 塑性と加工, 49-572(2008), pp886-890.
- 11) 吉田博司, 吉田亨, 佐藤浩一, 高橋雄三, 松野崇, 新田淳, “伸びフランジ成形性の評価方法と対策技術”, 新日鉄技報, 393(2012), pp18-24.
- 12) 飯塚栄治, ト部正樹, 山崎雄二, 稲積透, “薄鋼板の伸びフランジ変形限界に及ぼすひずみ勾配の影響”, 塑性と加工, 51-594(2010), pp700-705.
- 13) 日野隆太郎, 葛飾剛士, 松田尚人, 吉田総仁, “面内引張曲げにおける高張力鋼板の伸びフランジ成形性”, 平成28年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2016), pp43-44.
- 14) 吉田清太監修, 薄鋼板成形技術研究会[編], プレス成形難易ハンドブック, 日刊工業新聞社, (1987), pp32-34.
- 15) 西村隆一, 中澤嘉明, 広瀬洋三, 伊藤耿一, 植村元, “破断限界に及ぼす変形経路の影響とその予測技術”, 平成20年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2008), pp71-72.
- 16) 伊藤耿一, 佐藤浩一, 呉屋守章, 吉田亨, “塑性変形の3次元局所分岐解析による板材の破断限界ひずみの測定”, 塑性と加工, 39-445(1998), pp158-162.

第4章 円筒穴広げ成形における 破断挙動に及ぼす初期穴径の影響

4.1 緒言

前章では、面内伸びフランジ成形に相当する円筒穴広げ成形試験、および面外伸びフランジ成形に相当する円錐穴広げ成形試験を実施し、成形形態の異なる両試験より得られた破断限界を比較することで、第2章にて得られた破断発生メカニズムの普遍性について検証した。その結果、縁割れ時の破断限界は、幾何形状因子や成形形態によって変化する応力勾配によらず、素材によって一意に決まることを明らかにした。一方で、局所変形挙動は、成形形態に応じた応力勾配によって変化し、その結果として、穴縁の変形均一性および穴広げ率に影響を及ぼす。以上より、第2章にて確立した破断発生メカニズムは、面外および面内伸びフランジ成形に関わらず、伸びフランジ端部で破断が生じた場合であれば、適用可能であることを明らかにした。

一方、円筒穴広げ成形において、初期穴径 d_0 が小さい場合には内割れが生じた。縁割れが生じる場合と比較して、内割れが発生する場合、破断部位における穴縁際の板厚ひずみは、伸びフランジ内部の破断挙動に影響されて低くなる傾向を示した。そのため、第2章で得られた縁割れを対象とする破断発生メカニズムは適用できない。このようなことから、内割れの発生条件を把握するために、伸びフランジ成形部位の変形挙動に着目して検討する必要があると考えられる。

内割れの発生については、過去の研究においても報告例が見られる。例えば、益田らは、アルミニウム板を用いた成形試験を実施した結果、内割れが生じた円筒穴広げ成形においては、伸びフランジ成形部位に生じる半径方向の伸びひずみが大きいことを指摘している¹⁾。後藤らは、内割れは平面ひずみ変形下にて生じていることを指摘しており、益田らの「半径方向の伸びひずみが大きい場合」に一致する。また、内割れする場合には、ひずみ勾配の影響による変形限界ひずみの増加は生じないことを報告している²⁾。また、幾何形状因子としては、フランジ幅が大きいほど、内割れが生じやすいことが報告されている^{3), 4)}。これは、第3章で示した初期穴径が小さい場合に相当するものと考えられる。このように、過去の研究においても、内割れの発生に関する報告がなされている。しかしながら、縁割れおよび内割れのような破断形態の変化について、伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動に及ぼす幾何形状因子の影響について着目した研究は少ない。また、円筒穴広げ成形における破断挙動は、深絞り成形のフランジ部におけるイヤリングと同様、材料の有する面内異方性に影響されることが

示されている^{5)~7)}. 最近では, 異方性降伏関数が数値解析精度に及ぼす影響に関する研究が報告されている⁸⁾. このことから, 面内異方性についても伸びフランジ成形部位の破断形態に影響を及ぼすもの考えられる. しかしながら, 前述の塑性変形挙動および面内異方性の相互影響の観点から, 破断形態の変化について詳細に検討した研究はなく, 特に n 値, r 値がともに低い高強度鋼板に関する研究はない.

そこで, 本章では, 幾何形状因子に応じて変化する伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動が, 第3章にて生じた破断形態の変化に及ぼす影響について明らかにするべく, 数種の初期穴径を用いて円筒穴広げ成形試験を実施した. また, FEMによる数値解析を実施し, 伸びフランジ成形部位の変形様式に及ぼす初期穴径の影響について明らかにするとともに, 成形試験の結果と比較することで, 変形様式が破断形態に及ぼす影響について検討した. さらに, 変形様式と材料の有する面内異方性の相互影響が, 伸びフランジ成形部位の破断形態に及ぼす作用について考察を加えた.

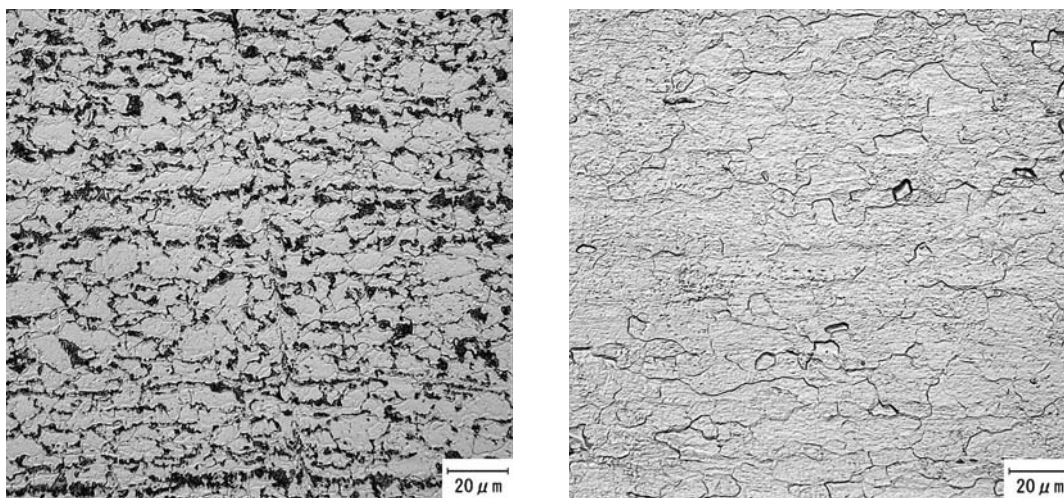
4.2 実験および数値解析条件

4.2.1 供試材

本研究には, 公称板厚が1.6mm, 引張強度が440MPa級相当であり, 金属組織ならびに引張特性が異なる2種の高強度鋼板を用いた. 図4-1に, 圧延方向に沿った板厚断面について, ナイタル腐食液を用いて腐食した後に光学顕微鏡で撮影した供試材の金属組織を示す. JSC440W(以下, 440W)はフェライト-パーライト組織を, JSC440P(以下, 440P)はフェライト単相組織を有する.

表4-1に, 供試材の圧延方向の引張特性値と3方向の平均 r 値ならびに面内異方性指標の Δr を示す. なお, 下付きの0は圧延方向(0° 方向), 45は圧延 45° 方向, 90は圧延方向と直行する方向, aveは平均値をそれぞれ意味する. それぞれの金属組織を反映して, 440Pは440Wに比べて高い n 値および r 値を示す. また, Δr の絶対値は同じであるが, 異方性の方向が異なる.

図4-2に, 供試材の圧延方向に対して 22.5° ピッチでJIS5号試験片を作成し, 引張試験により求めた n 値および r 値の面内の分布を示す. 440Wは, n 値および r 値共に 45° 方向で最小値, 90° 方向で最大値を示す. 一方, 440Pは, n 値は 22.5° で最大値, 90° で最小値を示す. また, r 値は 45° で最大値, 0° で最小値を示す.



(a) JSC440W

(b) JSC440P

Fig.4-1. Microstructure of material used in this study.

Table 4-1. Mechanical properties of used materials in this study.

Steel	YS ₀ (MPa)	TS ₀ (MPa)	EL ₀ (%)	n ₀ (5-15%)	r ₀ (15%)	r _{ave}	Δr
JSC440W	302	461	38.0	0.175	1.04	1.04	0.33
JSC440P	298	444	36.3	0.190	1.27	1.74	-0.33

$$* r_{ave} = (r_0 + 2 \times r_{45} + r_{90}) / 4, \quad \Delta r = (r_0 - 2 \times r_{45} + r_{90}) / 2$$

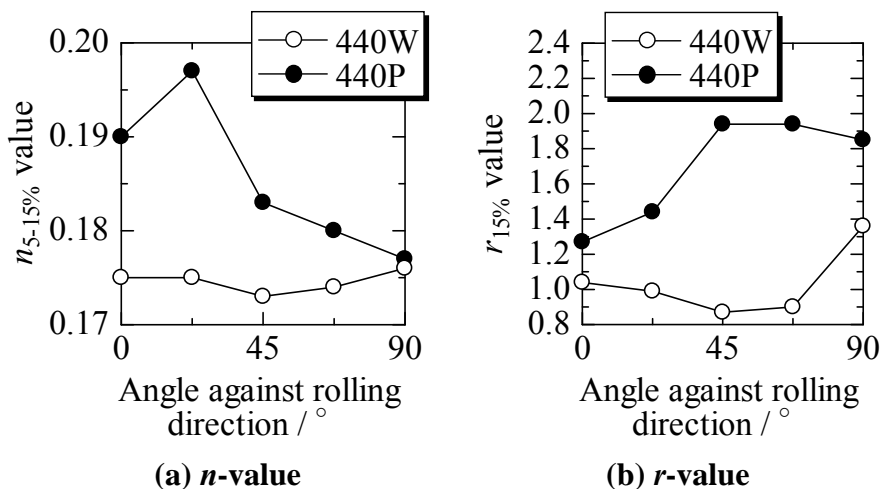


Fig.4-2. Variation of n-value and r-value with orientation from rolling direction.

4.2.2 円筒穴広げ成形試験条件

図4-3に、円筒穴広げ成形試験に用いた金型の模式図を示す。試験片には、切削加工によって直径 d_0 の穴を設けた、100mm×100mmサイズの正方形ブランクを用いた。切削加工後の穴縁に対しては、リーマ仕上げ加工を施していない。本試験では、直径50mm、肩Rが5mmの円筒パンチを速度20mm/minで上昇させることで成形した。初期穴径 d_0 は10～20mmの範囲で変化させ、伸びフランジ成形部位に破断が生じた時点で成形を終了させた。成形部位の周囲からの材料流入を抑制するため、金型にはビードを設け、しわ押さえ力は98kNとした。なお、破断判定は目視にて行い、目視判定のバラツキを考慮して同一条件での試験数は3回とした。また、穴広げ率 λ は、式(4-1)にて初期穴径 d_0 と破断穴径 d から算出した。

$$\lambda = (d - d_0) / d_0 \times 100 \quad (4-1)$$

さらに、初期穴径 d_0 による塑性変形挙動の変化を把握するために、成形品の穴縁の周方向ひずみ ε_θ の分布もあわせて評価した。ひずみ測定は、図4-4に示すような初期穴径 d_0 の円周を24分割するステンシルを鋼板表面に転写した後、成形前後のデジタル画像を解析し、ステンシルの線長変化より周方向のひずみを算出した。なお、周方向ひずみ ε_θ を評価した成形高さは、数値解析結果との比較を行うために、伸びフランジ成形部位にて破断が生じる直前の条件とした。

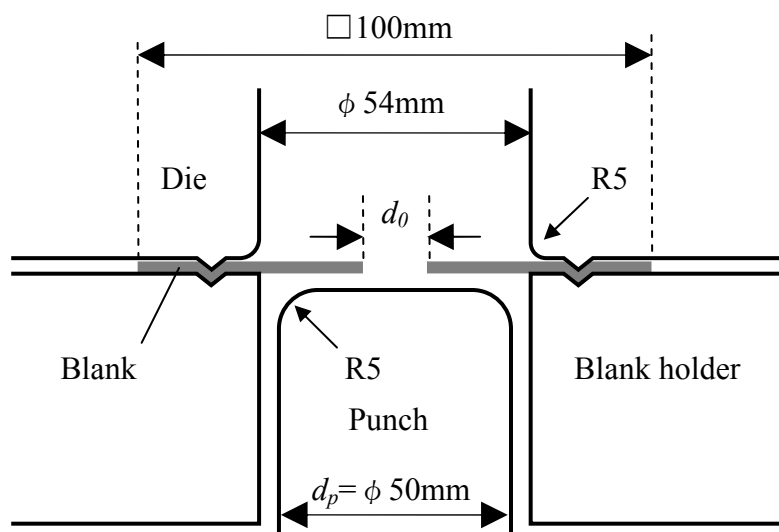


Fig.4-3. Schematic drawing of used geometry for hole expansion test.

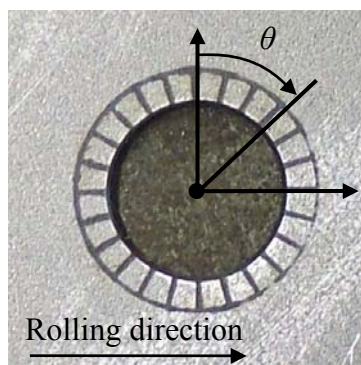


Fig.4-4. Evaluation of circumferential strain, ε_θ on hole edge.

4.2.3 数値解析条件

FEMによる数値解析では、動的陽解法汎用FEMコードLS-DYNA ver.971により、実験と同様の形状を有する金型モデルを用いた円筒穴広げ成形解析を実施した。数値解析では、材料の有する面内異方性の影響を検討するためにHillの2次降伏関数(1948年)を適用し、塑性流れ則はJ2F、硬化則は等方硬化とした。また、材料と工具間にはクーロン摩擦を仮定し、その摩擦係数は0.15とした。要素分割は、塑性変形が集中する穴縁端の変形を定量的に把握するため半径方向は1mmピッチとし、周方向に120分割した放射状の形態とした。解析に用いたブランク材のメッシュを図4-5に示す。なお、完全積分のシェル要素を用いており、板厚方向に7つ積分点を設けた。

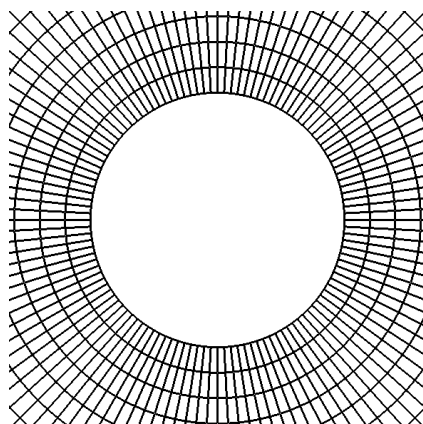


Fig.4-5. FEM model printed near the initial hole on blank sheet.

4.3 実験および数値解析結果

4.3.1 穴広げ率に及ぼす初期穴径の影響

図4-6に、穴広げ率 λ に及ぼす初期穴径 d_0 の影響を示す。ここでは、穴径/パンチ径(d_0/d_p)で整理して図示した。図中のプロットは穴広げ率 λ の平均値を意味しており、中塗りのプロットは穴縁より内側で破断(内割れ)したことを、中空のプロットは穴縁で破断(縁割れ)したことを意味する。また、誤差バーはその標準偏差を示す。

鋼種によらず、 d_0/d_p が小さい場合は内割れし、 $d_0/d_p \geq 0.32$ では縁割れする傾向を示す。また、鋼種および破断位置によらず、 d_0/d_p の増加に伴って、穴広げ率 λ は増大する。また、440Wと比較して、 n 値および r 値が共に高い440Pの方が、全ての d_0/d_p 条件において大きい穴広げ率 λ を示す。

以上の結果から、円筒穴広げ成形の伸びフランジ成形部位における塑性変形挙動は初期穴径 d_0 によって変化し、結果として、穴広げ率 λ に影響を及ぼす。

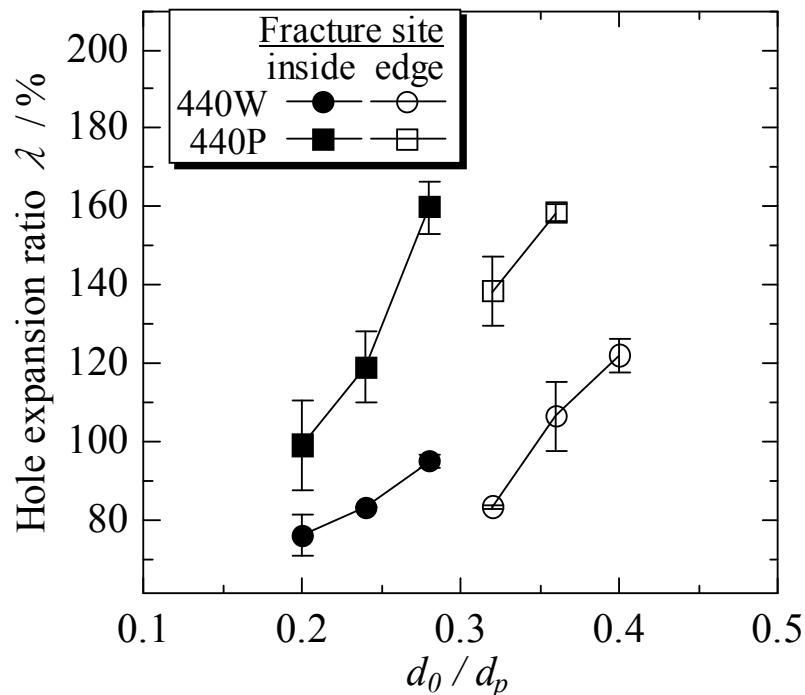


Fig.4-6. Effect of the ratio of the initial hole diameter, d_0 to the punch diameter, d_p on hole expansion ratio, λ .

4.3.2 破断位置に及ぼす初期穴径の影響

図4-7に、440Wおよび440Pの成形後の外観の代表例を示す。同図において、実線の矢印は破断位置を、破線の矢印は圧延方向を意味する。440Wは、 d_0/d_p によらず、圧延 45° 方向が最大主応力(周方向応力)方向と一致する箇所にて破断している。一方、440Pは、 $d_0/d_p = 0.20$ では圧延 90° 方向が、 $d_0/d_p = 0.28$ では圧延 0° および 90° 方向が、 $d_0/d_p = 0.36$ では圧延方向が最大主応力方向と一致する箇所にて破断しており、初期穴径 d_0 に応じて破断位置が変化している。また、両材料ともに、 $d_0/d_p = 0.20$ では穴縁より内側から、 $d_0/d_p = 0.36$ では穴縁から破断している。

以上の結果から、円筒穴広げ成形における伸びフランジ変形の破断位置は、初期穴径 d_0 と材料特性の両影響を受けると言える。換言すれば、円筒穴広げ成形における伸びフランジ部の塑性変形挙動に及ぼす面内異方性の影響は、初期穴径 d_0 によって変化することを示唆する。

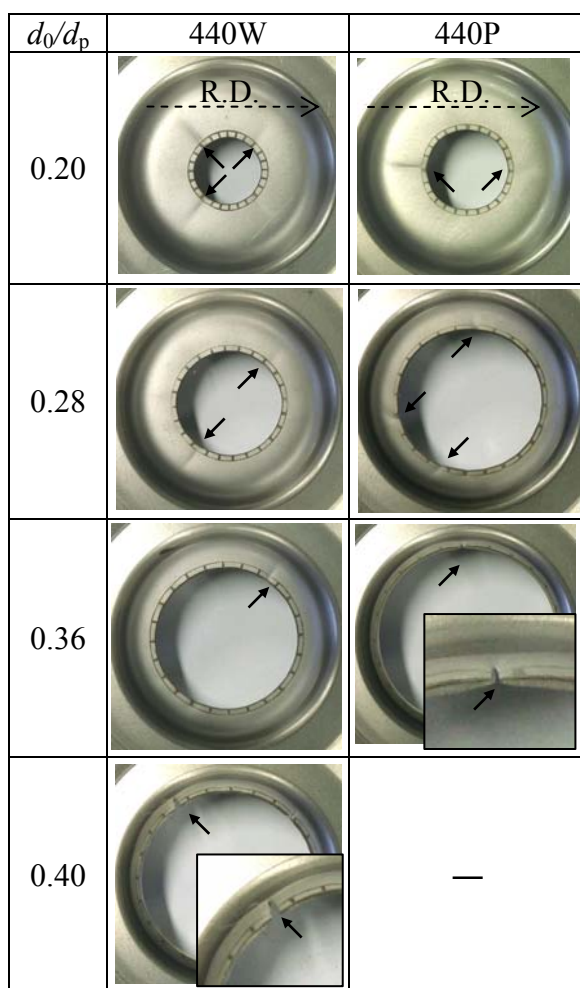
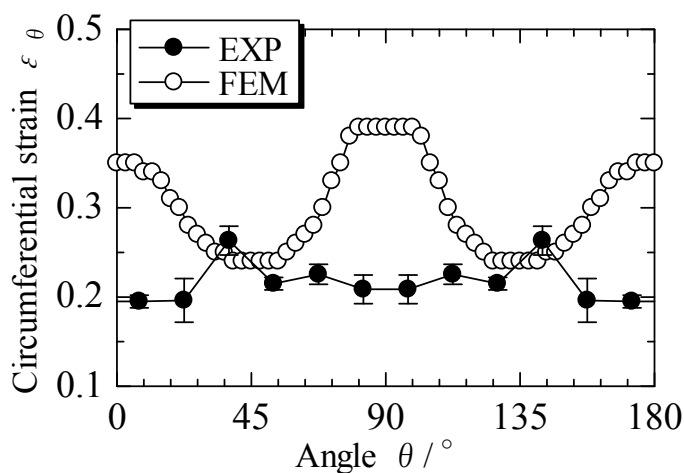


Fig. 4-7. Typical appearance of fracture or necking site in various conditions of d_0/d_p .

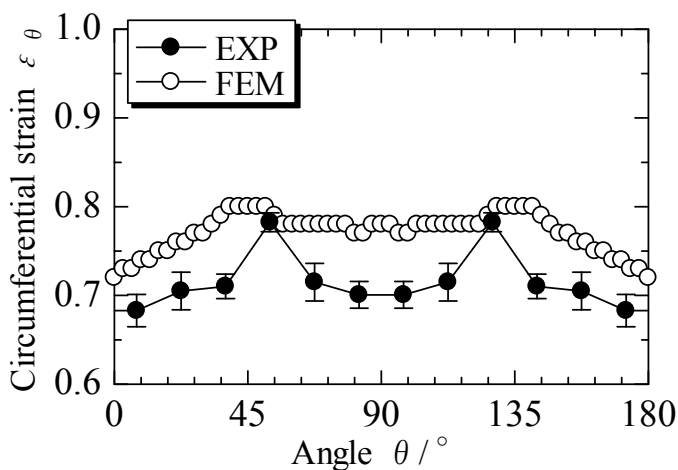
4.3.3 穴縁の周方向ひずみ分布に及ぼす初期穴径の影響

図4-8に440Wの、図4-9に440Pの穴広げ成形後の穴縁における周方向ひずみ ε_{θ} の分布について、実験と数値解析の結果を比較して示す。それぞれ図中の実験値からわかるように、両材料とも初期穴径 d_0 の増大に伴い、穴縁の周方向ひずみ ε_{θ} の値が大きくなり、図4-6で示した穴広げ率 λ の結果と対応する。次に、実験結果と数値解析結果を比較すると、図4-8(a)に示す440Wの $d_0/d_p = 0.20$ では、実験が $\theta = 45^\circ$ 、 135° 近傍で高い周方向ひずみ ε_{θ} を示すが、数値解析では $\theta = 0^\circ$ および 90° 方向が高くなる。しかし、図4-8の(b)および(c)に示すように、数値解析結果において極大値を示す方向は、 d_0/d_p の増大に伴い、 $\theta = 0^\circ$ および 90° から、 $\theta = 45^\circ$ および 135° へ変化する。その結果、図4-8(c)に示すように、 $d_0/d_p = 0.40$ では、数値解析におけるひずみ分布は実験結果に定量的に一致する。一方、440Pの場合は、図4-9(a)に示すように、 $d_0/d_p = 0.20$ では、実験が $\theta = 0^\circ$ および 90° 方向で周方向ひずみ ε_{θ} が高いが、数値解析では $\theta = 45^\circ$ および 135° 方向が高くなっている。しかしながら、440Wと同様、 d_0/d_p の増大と共に解析での極大値を示す方向は、 $\theta = 45^\circ$ および 135° から、 $\theta = 0^\circ$ および 90° へ変化する。その結果、図4-9(b)に示すように、 $d_0/d_p = 0.36$ での数値解析におけるひずみ分布は実験結果に定量的に一致する。

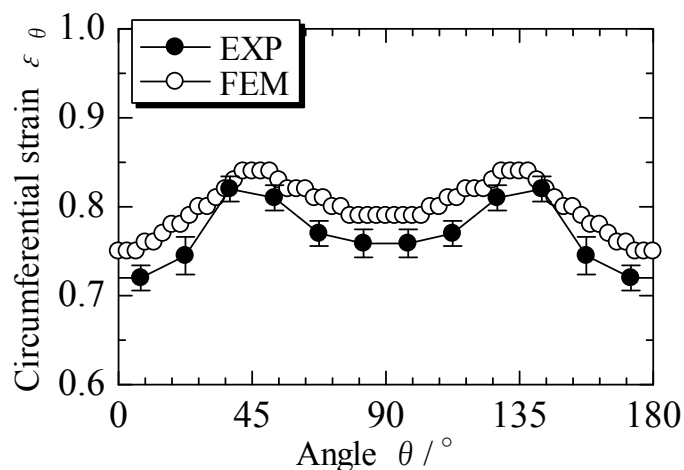
以上の結果より、穴縁の周方向ひずみ ε_{θ} の分布は、初期穴径 d_0 と面内異方性の影響を受けて変化する。また、実験結果とHillの2次降伏関数を用いて面内異方性を反映した数値解析結果との相関は、初期穴径 d_0 によって変化する傾向を示す。特に、初期穴径 d_0 が大きい場合、実験および数値解析から得られる周方向ひずみ ε_{θ} の分布は定量的に一致する。



(a) $d_0/d_p=0.20$ ($d_0=10\text{mm}$)



(b) $d_0/d_p=0.36$ ($d_0=18\text{mm}$)



(c) $d_0/d_p=0.40$ ($d_0=20\text{mm}$)

Fig.4-8. Comparison of obtained circumferential strains of 440W between experiment and numerical analysis.

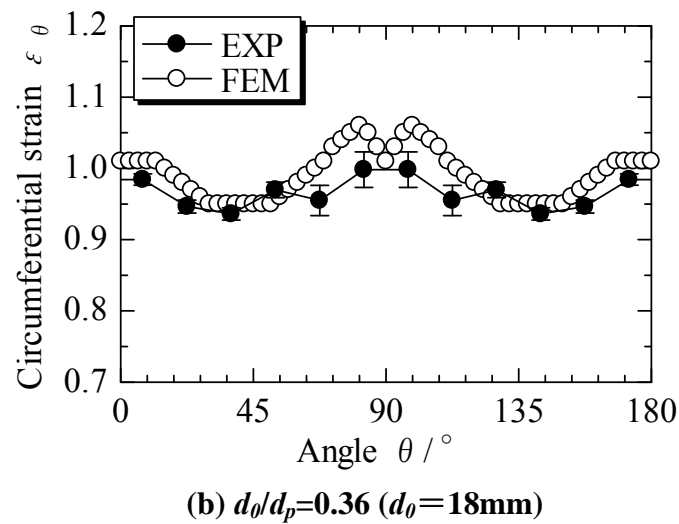
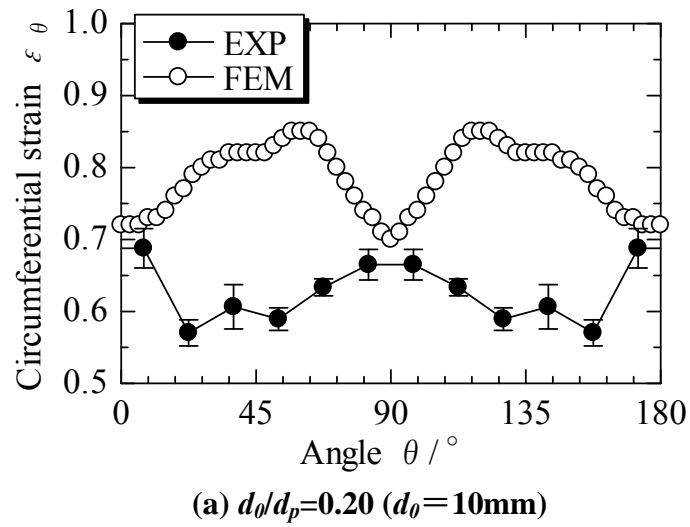


Fig.4-9. Comparison of obtained circumferential strains of 440P between experiment and numerical analysis.

4.4 考察

4.4.1 周方向応力および応力比分布に及ぼす d_0/d_p の影響

以上に示したように、円筒穴広げ成形においては、初期穴径 d_0 による変形挙動の変化に伴って、穴縁の周方向ひずみ分布に及ぼす面内異方性の影響が変化し、その結果として、穴広げ性に影響を及ぼす。本節では、440Pの解析結果を用い、周方向の r 値が低い方向(圧延方向)である $\theta = 0^\circ$ 方向と、周方向の r 値が高い方向(圧延 45° 方向)である $\theta = 45^\circ$ 方向の半径方向に沿った周方向応力分布に着目し、伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動について考察する。

図4-10に、 $d_0/d_p = 0.20$ および 0.36 の場合の最大主応力(周方向応力) σ_θ と応力比 α の $\theta = 0^\circ$ および 45° 方向の分布をそれぞれ示す。同図で、横軸は穴中心からの距離 R をあらわす。なお、本数値解析結果は、実験にて破断が生じていない穴広げ率 $\lambda = 70.0\%$ 時点でのものである。図4-10に示すように、初期穴径 d_0 によって周方向応力 σ_θ の絶対値および分布形態が大きく変化する。 $d_0 = 0.20$ の場合、●で示す $\theta = 0^\circ$ の周方向応力 σ_θ は、穴縁からやや内側の位置Aで極小値を有するが、○で示す $\theta = 45^\circ$ 方向の周方向応力 σ_θ は、穴中心からの距離 $R = 15\text{mm}$ 近傍の位置Bで極大値を有する。一方、 $d_0/d_p = 0.36$ の場合の▲で示す $\theta = 0^\circ$ の周方向応力 σ_θ は、 $d_0 = 0.20$ の場合と同様に、穴縁からやや内側の位置Cで極小値を有し、△で示す $\theta = 45^\circ$ 方向の周方向応力 σ_θ は穴縁からパンチ肩にかけて単調に増加している。応力比 α の分布は、面内方向によらず、初期穴径 d_0 のみによって異なる。応力比 α は穴縁からパンチ肩にかけて単調に増加し、●、○で示す $d_0/d_p = 0.20$ では単軸引張($\alpha = 0$)～等2軸引張出し変形($\alpha = 1.0$)場、▲、△で示す $d_0/d_p = 0.36$ では単軸引張($\alpha = 0$)～平面ひずみ($\alpha = 0.6$)場となっている。すなわち、 $d_0/d_p = 0.20$ の場合、周方向応力 σ_θ は平面ひずみ変形条件下(B')の穴縁より内側の位置Bで最大となっており、 $d_0/d_p = 0.36$ の場合は単軸引張変形条件下(D')の穴縁Dで高くなっている。また、周方向応力 σ_θ が最大となる面内方向は、 $d_0/d_p = 0.20$ の場合は r 値が大きい $\theta = 45^\circ$ 方向であり、 $d_0/d_p = 0.36$ の場合は r 値が小さい $\theta = 0^\circ$ 方向となっている。これは、Hillの2次降伏関数(1948年)の表現により、 $d_0/d_p = 0.20$ の場合は、周方向および半径方向の r 値が大きい $\theta = 45^\circ$ 方向の平面ひずみ変形下($\alpha = 0.6$)における最大主応力が高くなるためと考えられる。また、 $d_0/d_p = 0.36$ の場合は、応力比 $\alpha < 0.6$ の範囲の最大主応力が $\theta = 0^\circ$ 方向で最大と表現されるためと推察される。

図4-11に、高い周方向応力 σ_θ を示した $d_0/d_p = 0.20$ の場合の $\theta = 45^\circ$ 方向と $d_0/d_p = 0.36$ の場合の $\theta = 0^\circ$ 方向の $\lambda = 15.7\%$ 、 70.0% 時点の周方向応力 σ_θ および応力

比 α をそれぞれ比較して示す. $d_0/d_p = 0.20$ の場合, 伸びフランジ変形量によらず, 穴縁より内側の A_1, A_2 で極大値を有する同様の形態を示す. また, $\lambda = 15.7\%$ 時点は, 穴中心からの距離 $R = 10\text{mm}$ の極大値を示す位置 A_2 とパンチ肩部で同等の応力値を示すが, 伸びフランジ変形が進行した $\lambda = 70.0\%$ 時点では, A_1 の周方向応力 σ_θ が最大となる. 一方, $d_0/d_p = 0.36$ の場合, 伸びフランジ変形の進行に伴う穴縁の周方向応力 σ_θ の増加が著しい. また, 応力比 α と比較すると, $d_0/d_p = 0.20$ の場合, 周方向応力 σ_θ が極大値を示す穴縁より内側は平面ひずみ変形下 (A'_1, A'_2) となっており, $d_0/d_p = 0.36$ の場合, 穴縁は単軸引張変形下 (B'_1, B'_2) となっている.

以上の結果から, $d_0/d_p = 0.20$ の場合における伸びフランジ変形限界は, r 値が高い方向において生じる平面ひずみ変形下に, $d_0/d_p = 0.36$ の場合は, r 値が低い方向において生じる単軸引張変形下での塑性変形挙動に影響されるものと推察される.

4.4.2 実験と数値解析における変形挙動の比較

4.3.2節および4.3.3節で示したように, 円筒穴広げ成形試験において, 440Wは初期穴径 d_0 によらず $\theta = 45^\circ$ および 135° 方向に周方向ひずみ ε_θ が集中し, 圧延 45° 方向で破断を生じた. 一方, 440Pは, $\theta = 0^\circ, 90^\circ$ 方向に周方向ひずみ ε_θ が集中し, 初期穴径 d_0 が小さい場合は圧延方向, 初期穴径 d_0 が大きい場合は圧延直角方向に平行に亀裂が生じて破断した. この結果と図4-1で示した n 値および r 値の面内異方性を比較すると, 440Wの場合, 破断方向は初期穴径 d_0 によらず, いずれも n 値および r 値が小さい方向 ($\theta = 45^\circ$) に合致した. また, 440Pの場合は, 初期穴径 d_0 が小さい場合は n 値が小さい方向 ($\theta = 90^\circ$) で, 初期穴径 d_0 が大きい場合は r 値が小さい方向 ($\theta = 0^\circ$) に合致した. 一方, 数値解析結果では, 440W, 440Pともに, 初期穴径 d_0 が小さい場合は r 値の高い方向に, 穴径が大きい場合は r 値の低い方向に周方向ひずみ ε_θ が集中した. 初期穴径 d_0 が小さい場合の実験と解析結果の乖離の原因の一つとして, 実材料の異方硬化特性と解析に適用した等方硬化則の差が考えられる. 特に, 伸びフランジ変形限界が平面ひずみ変形挙動に影響され, 破断の生じる方向が加工硬化指数である n 値に律則される場合にその差が大きいものと推察される.

以上の結果から, 実験と解析における伸びフランジ変形挙動は初期穴径 d_0 によって差異を生じ, 特に, 初期穴径 d_0 が小さく, 伸びフランジ変形限界が平面ひずみ変形下での変形挙動に支配される場合にその差が大きい.

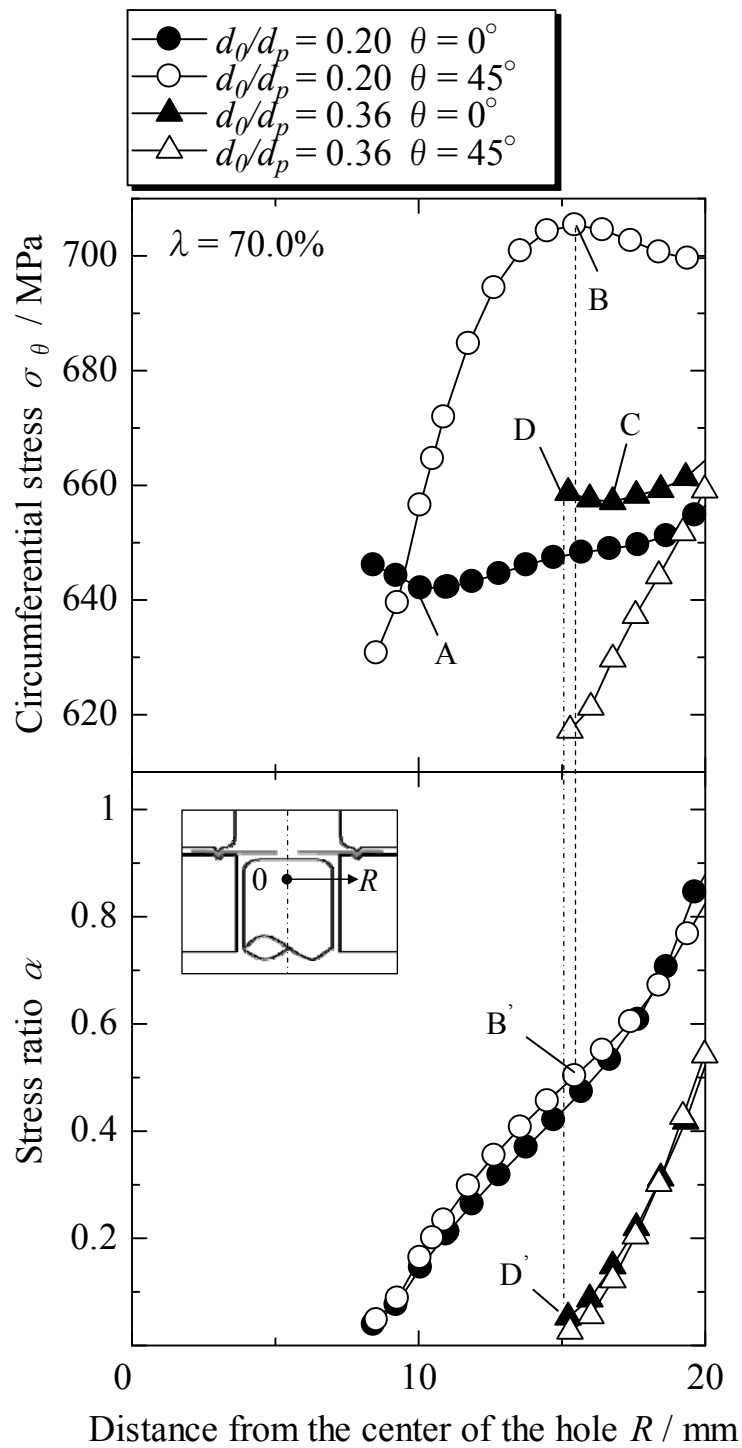


Fig.4-10. Comparison of circumferential stress, σ_θ distributions and stress ratio, α (σ_θ/σ_r) distributions between $d_0/d_p=0.20$ and $d_0/d_p=0.36$.

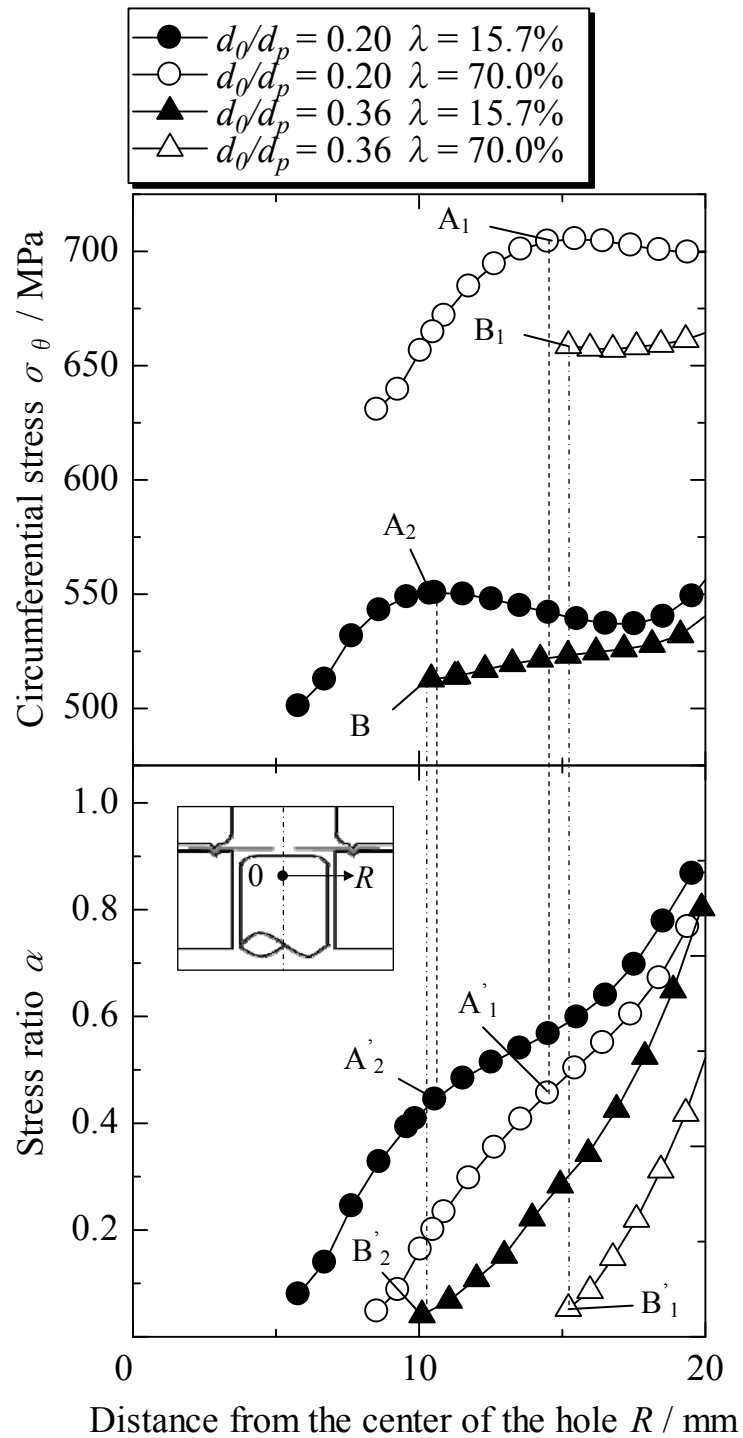


Fig.4-11. Comparison of circumferential stress, σ_θ change and stress ratio change between $\theta=45^\circ$ with $d_0/d_p=0.20$ and $\theta=0^\circ$ with $d_0/d_p=0.36$.

4.5 結 言

本章では、幾何形状因子に応じて変化する伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動が、第3章にて生じた破断形態の変化に及ぼす影響について明らかにするべく、数種の初期穴径を用いて円筒穴広げ成形試験を実施した。また、FEMによる数値解析を実施し、伸びフランジ成形部位の変形様式に及ぼす初期穴径の影響について明らかにするとともに、成形試験の結果と比較することで、変形様式が破断形態に及ぼす影響について検討した。さらに、変形様式と材料の有する面内異方性の相互影響が、伸びフランジ成形部位の破断形態に及ぼす作用について考察を加えた。得られた結果は以下のとおりである。

- (1) 初期穴径 d_0 によって伸びフランジ部の塑性変形挙動は変化し、その結果、穴広げ率 λ は変化する。
- (2) 初期穴径 d_0 が小さい場合は高 r 値方向の平面ひずみ変形下、初期穴径 d_0 が大きい場合は低 r 値方向の単軸引張変形下での変形挙動に支配される。
- (3) 破断位置は初期穴径 d_0 と材料特性に影響されて変化し、初期穴径 d_0 が小さい場合は低 n 値方向で、初期穴径 d_0 が大きい場合は低 r 値方向で破断する。
- (4) 内割れが、平面ひずみ変形下における板厚くびれ限界が低い低 n 値方向にて生じることは、内割れ時の伸びフランジ成形性が、板厚くびれ限界に律則される可能性を示唆する。
- (5) 440Wと比較して、 n 値および r 値が高く、平面ひずみ変形および単軸引張変形の両方に対する破断限界が高い440Pは、全ての d_0/d_p 条件で大きい穴広げ率 λ を示す。
- (6) 実験と数値解析における伸びフランジ変形挙動は初期穴径 d_0 によって差異を生じ、特に平面ひずみ変形下での変形挙動に支配される場合にその差が大きい。

参考文献

- 1) 益田森治, 戸沢 康寿, “成形加工限度としての曲げ破壊 : (第2報, 円すい工具による穴広げ限度)”, 日本機械学会論文集, 27-178(1961), pp776-782.
- 2) 後藤學, 林哲録, 三沢正幸, “板材の穴広げにおける変形限界ひずみ”, 日本機械学会論文集, 59-565(1993), pp2855-2862.
- 3) 中川威雄, 吉田清太, “金属薄板の穴広がり限の寸法効果による一考察”, 理化学研究所報告, 44-2(1968), pp91-106.

- 4) 中川威雄, 阿部邦雄, 林豊, 薄板のプレス加工, 実教出版株式会社, (1977), pp101-105.
- 5) 福井伸二, 工藤英明, “深絞り加工に於る耳と引張試験に於る一異方性”, 東京大学理工学研究所報告, 4-1, 2(1950), pp33-39.
- 6) 神場敬, “深絞り円筒容器の耳の研究－深絞り加工のすべり線場理論による解析・第2報”, 塑性と加工, 11-117(1970), pp707-710.
- 7) 黒崎靖, 海野芳弘, “穴広げ試験における金属薄板の塑性異方性挙動”, 日本機械学会論文集, 51-462(1985), pp409-416.
- 8) 桑原利彦, 橋本一真, 飯塚栄治, YOON Jeong-Whan, “穴広げ成形シミュレーションの解析精度に及ぼす異方性降伏関数の影響”, 塑性と加工, 50-585(2009), pp925-930.

第5章 円筒穴広げ成形における 破断挙動に及ぼす初期穴加工条件の影響

5.1 緒言

前章では、初期穴径 d_0 の影響を受けて変化する伸びフランジ成形部位の変形様式および塑性変形挙動が、破断形態に及ぼす影響について明らかにすることを試みた。また、破断形態に及ぼす伸びフランジ部位の変形様式と、材料の有する面内異方性の相互影響についてもあわせて検討した。その結果、初期穴径 d_0 の増大に伴う伸びフランジ部の塑性変形挙動の変化により、破断位置は、平面ひずみ変形下にて生じる内割れから、単軸引張変形下にて生じる縁割れへと変化することを明らかにした。また、平面ひずみ変形下にて内割れが生じる初期穴径 d_0 が小さい場合は低 n 値方向で、単軸引張変形下にて縁割れが生じる初期穴径 d_0 が大きい場合は低 r 値方向で破断することが明らかとなった。

ところで、本章に至るまでは切削加工、あるいは切削加工後にリーマ仕上げ加工することで初期穴を設けた試験片を使用して穴広げ成形試験を実施してきた。すなわち、せん断加工によって穴を設けた際に生じるような予変形の影響は小さい条件である。しかしながら、自動車車体部品の多くは、主にせん断加工によって輪郭線の形状を適切に整えた素材(ブランク)をプレス成形することで製造される。伸びフランジ端部もせん断加工によって予変形が施されたブランク端部の一部であり、プレス成形時には本部位が周方向に伸ばされることになる。このとき、伸びフランジ端部の変形能は、せん断加工条件に応じて変化する。そのため、せん断加工条件が伸びフランジ成形性に及ぼす影響について様々な研究がなされている。それらの中で、伸びフランジ部の破断限界は、せん断加工により生じた加工硬化、破断面の微視的・巨視的な凹凸、あるいは金属組織中に生じたマイクロ・ボイドに影響されることが示されている^{1)~6)}。また、伸びフランジ成形性の向上を目的として、せん断加工後の端面性状の改善を図るべく、様々なせん断加工方法が考案されている^{7)~12)}。

一方、伸びフランジ成形性は、金型形状など幾何形状因子によって変化する伸びフランジ部位の変形挙動や変形勾配(連続体力学における変形勾配テンソルではないことに注意)に影響される。特に、前章にて示したように、円筒穴広げ成形において、パンチ径 d_p に対して初期穴径 d_0 が小さい場合は内割れし、初期穴径 d_0 が大きい場合には単軸引張変形場の縁割れを生じる。このことから、伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動とせん断加工条件の相互作用についても伸びフランジ成形性に影響を

及ぼすと考えられるが、過去の研究では、この点について詳細に検討した例はない。中川らは、切削穴を用いた場合と比較して、せん断加工穴を用いた場合の穴広げ率に及ぼす寸法効果の影響は小さいことを示している。また、その理由として、せん断加工穴端部の変形能が小さいことをあげている⁵⁾。しかしながら、伸びフランジ成形部位の変形挙動とせん断加工条件の相互作用の観点から詳細に検討されてはいない。以上より、せん断加工条件が伸びフランジ成形性に及ぼす影響について明らかにすることを目的として、上述のせん断加工条件と伸びフランジ成形部位の変形挙動の相互作用が伸びフランジ成形性に及ぼす影響について着目した研究を行う必要があると考えられる。

そこで、本章では、第4章にて明らかとなった初期穴径に応じて変化する伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動、および初期穴の加工条件の相互作用が、伸びフランジ成形性に及ぼす影響について明らかにすることを目的として、数種の初期穴径を機械加工および打抜き加工の両方で作製して円筒穴広げ成形試験を実施した。また、フェライト単相組織の極低炭素IF鋼およびフェライト-パーライト複相組織鋼の2鋼種を用い、初期穴加工条件の影響の調査に適した条件にて成形試験を行うことで、伸びフランジ成形性に及ぼすせん断加工条件の影響、ならびにせん断加工後の伸びフランジ成形性支配因子に及ぼす金属組織の影響について明らかにすることを試みた。

5.2 実験条件

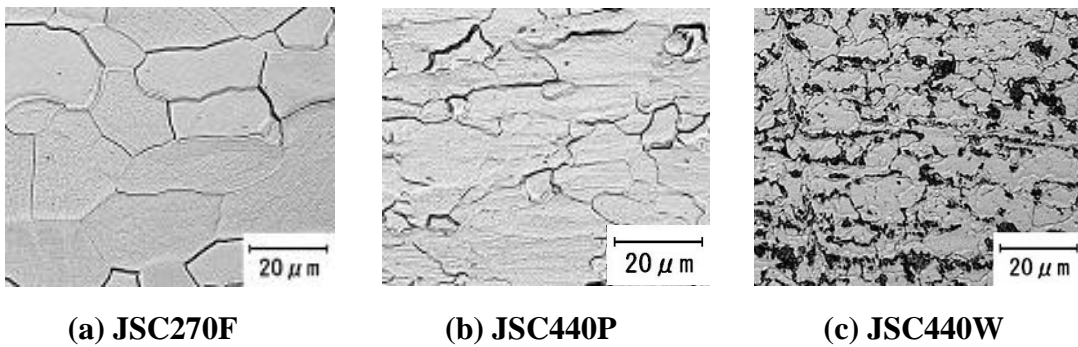
5.2.1 供試材

本研究には、引張強度が270MPa級の軟鋼板と、440MPa級で化学組成、金属組織および引張特性が異なる2種の高強度鋼板を用いた。公称板厚は全て1.6mmである。表5-1に、JIS5号試験片による引張試験より得られた圧延方向の機械特性値および平均 r 値を示す。また、図5-1に、圧延方向に沿った板厚断面について、ナイトール腐食液を用いて腐食した後に光学顕微鏡で撮影した供試材の金属組織を示す。JSC270F(以下270F)とJSC440P(以下440P)は、含有する炭素量が少ない極低炭素系のフェライト単相組織鋼であり、高い平均 r 値を有する。一方、JSC440W(以下440W)は、軟質のフェライト相中にパーライト相が分散した複相組織鋼である。また、加工硬化指数である n 値は各供試材の有する金属組織を反映して、270Fが最も高く、次いで440P、440Wの順である。

Table 5-1. Mechanical properties of used materials in this study.

Steel	Thickness (mm)	YS (MPa)	TS (MPa)	EL (%)	n (5-15%)	r_{ave} (15%)
JSC270F	1.58	148	288	55.6	0.266	1.88
JSC440P	1.58	298	444	36.3	0.190	1.74
JSC440W	1.61	302	461	38.0	0.175	1.04

$$* r_{ave} = (r_0 + 2 \times r_{45} + r_{90}) / 4$$

**Fig.5-1. Micro structure of used materials in this study.**

5.2.2 穴の加工条件

本研究では、100mm×100mmの正方形ブランクの中央に、直径 $d_0 = 10 \sim 18$ mmの穴を設けた試験片を用いた。表5-2に穴の加工条件を示す。打ち抜き加工穴は、表5-2に示す寸法の金型を用いて設けており、初期穴径 d_0 は打ち抜きパンチ径に等しい。また、打ち抜きクリアランス比(以下CL)は、パンチ径とダイ径の差の半分の値を、供試材の公称板厚1.6mmで除した値であり、片側の打ち抜きCLを意味する。一方、リーマ仕上げ穴は、切削加工によって設けた穴の縁をリーマ仕上げし、初期穴径 d_0 となるよう加工した。

Table 5-2. Conditions of piercing.

Initial hole diameter d_0 (mm)	Die hole diameter (mm)	Clearance (%)
10 ~ 18 (= Punch diameter of piercing)	$d_0 + 0.2$	6.3
	$d_0 + 0.4$	12.5
	$d_0 + 0.6$	18.8
10 ~ 18	reamer	

5.2.3 円筒穴広げ成形試験条件

図5-2に、円筒穴広げ成形に用いた金型およびブランクの模式図を示す。穴を加工した際に生じたバリはダイ側となるように試験片を配置し、直径 d_p が50mm、肩Rが5mmの円筒パンチを速度20mm/minで上昇させることで穴広げ成形を実施した。そして、伸びフランジ成形部位に破断が発生した時点で成形を終了させた。成形部位の周囲からの材料流入を抑制するため、金型にはビードを設け、しわ押さえ力は98kNとした。なお、破断判定は目視にて行い、目視判定のバラツキを考慮して同一条件での試験数は3回とした。穴広げ率 λ は、式(5-1)にて初期穴径 d_0 と破断穴径 d から算出した。

$$\lambda = (d - d_0) / d_0 \times 100 \quad (5-1)$$

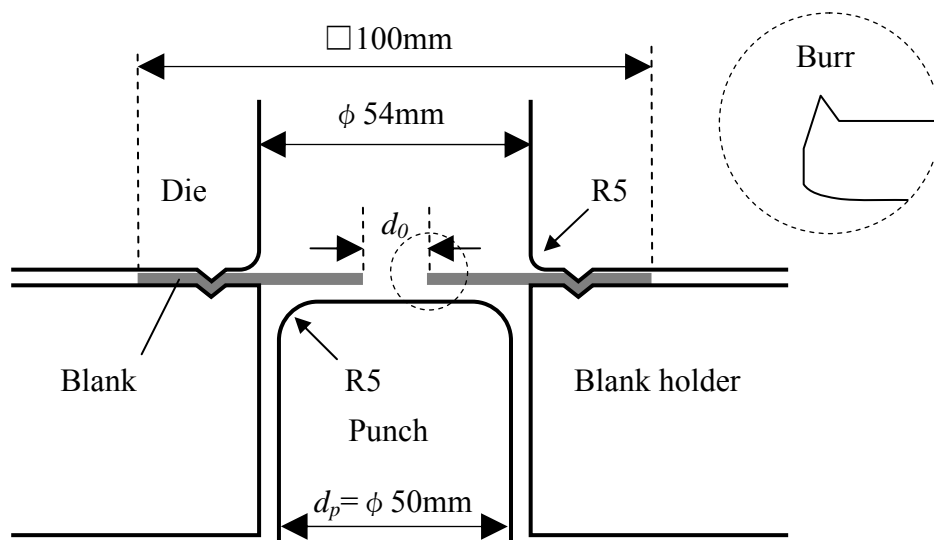


Fig.5-2. Schematic drawing of geometry for hole expansion test.

5.3 実験結果

図5-3に、各鋼種の $d_0/d_p = 0.20$ ($d_0 = 10\text{mm}$) および $d_0/d_p = 0.36$ ($d_0 = 18\text{mm}$) における成形後の代表的な外観写真を示す。穴の加工条件は、リーマ仕上げ、打ち抜きCL6.3%、CL18.8%の3種である。なお、表中の実線矢印は破断の起点を、破線の矢印は圧延方向(Rolling direction(以下, R.D.))を意味する。

270Fの場合、 $d_0/d_p = 0.20$ では、リーマ仕上げおよび打ち抜き加工によらず縁割れしており、破断部の開口幅は穴縁で最大となっている。また、 $d_0/d_p = 0.36$ の場合は、CL6.3%では、成形中に伸びフランジ成形部位に破断が生じないまま、パンチが絞り抜けた。440Pの場合、 $d_0/d_p = 0.20$ において、リーマ仕上げおよびCL6.3%では内割れしており、破断部の開口幅は穴縁より内側で最大となるが、CL18.8%の場合は縁割れしており、破断形態は穴の加工条件によって変化する。また、CL6.3%において $d_0/d_p = 0.20$ では内割れするが、 $d_0/d_p = 0.36$ では縁割れしており、破断形態は初期穴径 d_0 によって変化する。440Wの場合、 $d_0/d_p = 0.20$ では、リーマ仕上げおよび打ち抜き加工によらず内割れする。また、440Pと同様に、CL6.3%において $d_0/d_p = 0.20$ から $d_0/d_p = 0.36$ への変化に伴い、破断形態は内割れから縁割れへと変化する。更に、各鋼種の破断形態に着目すると、 $d_0/d_p = 0.20$ において、270Fは全ての加工条件下で縁割れするが、高強度鋼板の440P、440Wは内割れする傾向を示す。

以上の結果から、円筒穴広げ成形における破断形態は、穴の加工条件の影響によって変化する。また、同一の加工条件であっても、初期穴径 d_0 および鋼種によって変化する。特に、初期穴径 d_0 が小さいほど、あるいは高強度鋼板ほど、内割れしやすい傾向を示す。

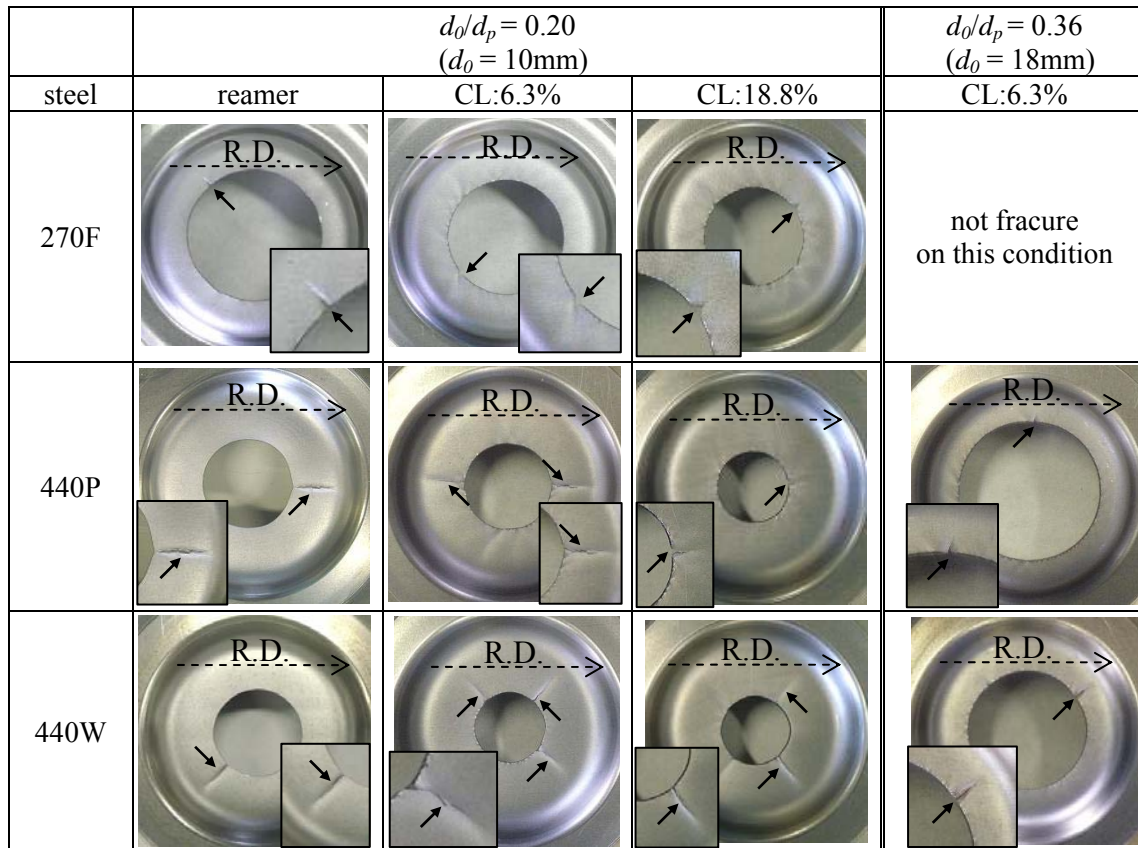
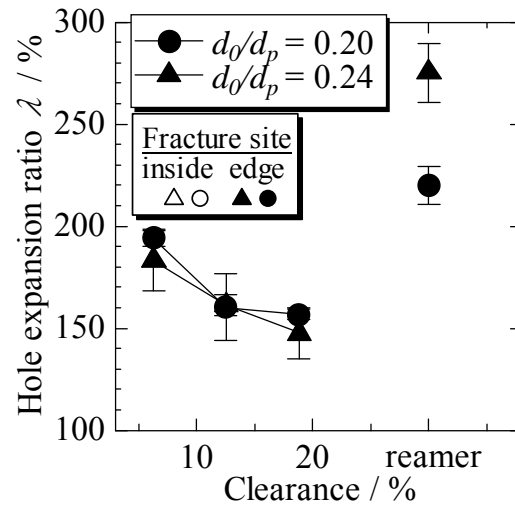


Fig.5-3. Typical appearance of fracture site in $d_0/d_p = 0.20, 0.36$.

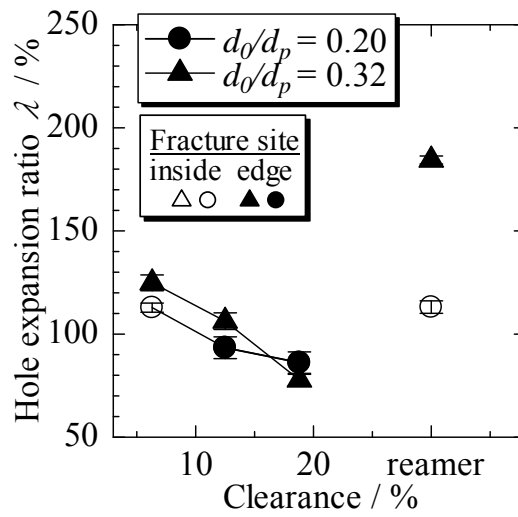
次に、図5-4に各鋼種の穴広げ率 λ に及ぼす穴の加工条件の影響を示す。同図では、穴広げ率 λ と穴の加工条件の関係を d_0/d_p 毎に整理しており、内割れ傾向を示す初期穴径 d_0 が小さい条件(●: $d_0/d_p = 0.20$)と、縁割れ傾向を示す初期穴径 d_0 が大きい条件(▲)を選んだ。ここで、初期穴径 d_0 が大きい条件とは、リーマ仕上げ穴を用いた円筒穴広げ成形において、パンチが絞り抜けることなく伸びフランジ成形部位に破断が発生する d_0/d_p が最大の条件であり、270Fでは $d_0/d_p = 0.24$ 、440Pでは $d_0/d_p = 0.32$ 、440Wでは $d_0/d_p = 0.36$ である。なお、図中のプロットは穴広げ率 λ の平均値を、誤差バーはその標準偏差を意味する。また、破断形態は穴の加工条件および初期穴径 d_0 に影響されて変化することから、中空のプロットは内割れ、中塗は縁割れとして区別している。

穴広げ率 λ に及ぼす穴の加工条件の影響は、鋼種および初期穴径 d_0 によって異なる傾向を示す。270Fの場合、 d_0/d_p および穴の加工条件によらず全て縁割れとなり、穴広げ率 λ は、打ち抜きCLの増加に伴って単調減少する傾向を示す。また、リーマ仕上げ条件下で最大値を示す。440Pの穴広げ率 λ においては、 $d_0/d_p = 0.20$ では、リーマ仕上げおよびCL6.3%では内割れし、CL12.5%および18.8%では縁割れする。内割れしたリーマ仕上げとCL6.3%の穴広げ率 λ に差は見られない。また、穴広げ率 λ は、270Fと同様に、打ち抜きCLの増加に伴って単調減少する。一方、 $d_0/d_p = 0.32$ では、穴の加工条件によらず縁割れとなり、穴広げ率 λ は、打ち抜きCLの増加に伴って単調減少する。また、リーマ仕上げ条件下で最大値を示す。440Wの場合、 $d_0/d_p = 0.20$ では、穴の加工条件によらず内割れしており、穴広げ率 λ に及ぼす穴の加工条件の影響はほとんど見られない。一方、 $d_0/d_p = 0.36$ では、穴の加工条件によらず縁割れする。この場合、穴広げ率 λ は、打ち抜きCLの増大に伴って増加しており、270F、440Pとは異なる傾向を示す。また、リーマ仕上げ条件下で最大値を示す。

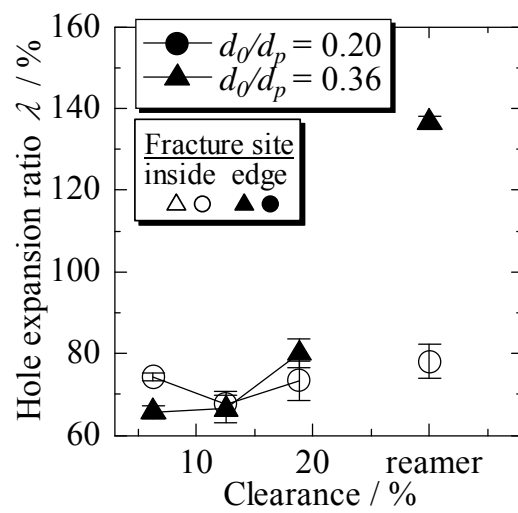
以上の結果より、円筒穴広げ成形において、穴広げ率 λ に及ぼす穴の加工条件の影響は、初期穴径 d_0 および鋼種によって変化する破断形態に依存する。初期穴径 d_0 が小さい場合や高強度鋼板を用いて成形試験を行う場合、破断形態は内割れ傾向となり、穴広げ率 λ に及ぼす穴の加工条件の影響はほとんど見られない。一方、初期穴径 d_0 の増大に伴い、伸びフランジ成形部位の応力場が変化し、破断形態は縁割れとなる。縁割れ条件下では、穴広げ率 λ に及ぼす打ち抜きCLの影響は鋼種によって異なる傾向を示す。フェライト単相組織を有する270Fおよび440Pの場合、CLの増大に伴い、穴広げ率 λ は単調減少する。一方、フェライト-パーライト複相組織を有する440Wの場合、CLの増大に伴い、穴広げ率 λ は増大する傾向を示す。



(a) 270F



(b) 440P



(c) 440W

Fig.5-4. Effect of piercing condition on hole expansion ratio, λ .

5.4 考察

5.4.1 破断形態に及ぼす応力場および材料特性の影響

円筒穴広げ成形において、穴広げ率 λ に及ぼす初期穴加工条件の影響は、初期穴径 d_0 および鋼種によって変化する破断形態に依存することを示した。本節では、破断形態の変化について、伸びフランジ成形部位の応力場および材料特性の観点から考察を加える。

図5-3に示すように、高強度鋼板である440Pおよび440Wの場合、CL6.3%条件下では、 $d_0/d_p=0.20$ では内割れするが、 $d_0/d_p=0.36$ では縁割れし、初期穴加工条件が同一であっても、破断形態は初期穴径 d_0 によって変化した。これは、前章にて述べたように、初期穴径 d_0 によって伸びフランジ部の応力場が変化し、初期穴径 d_0 が小さい場合は平面ひずみ変形下である穴縁より内側の破断挙動に、初期穴径 d_0 が大きい場合は単軸引張変形下の穴縁での破断挙動に律則されるためである。さらに、 $d_0/d_p=0.20$ において、270Fは全ての加工条件下で縁割れするが、高強度鋼板の440Pおよび440Wは内割れする傾向を示しており、同一の初期穴径 d_0 であっても、鋼種によって破断形態が異なった。この理由について、表5-1に示す機械特性値に着目して考察すると、内割れが生じる平面ひずみ変形下での板厚くびれ限界に劣る低 n 値材ほど、すなわち440Pおよび440Wのような高強度鋼板ほど内割れしやすい傾向を示す^{13), 14)}。このことは、内割れが生じる場合の伸びフランジ成形性が、板厚くびれ限界に律則される可能性を示唆する。

以上の結果より、円筒穴広げ成形における破断形態は、初期穴径 d_0 によって変化する伸びフランジ成形部位の変形挙動に影響される。また、同一の初期穴径 d_0 であっても、 n 値が低い高強度鋼板ほど、内割れが生じやすい。

5.4.2 硬度分布に及ぼす打ち抜きクリアランスの影響

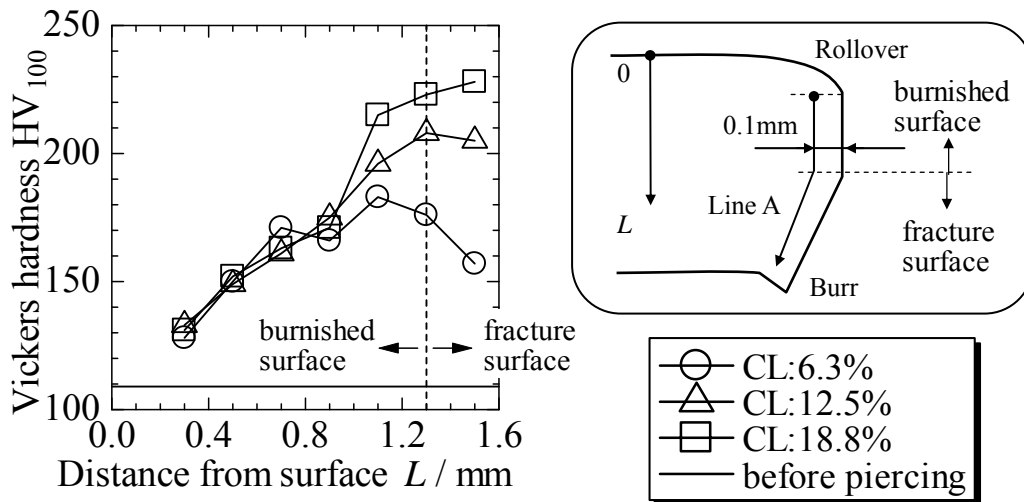
打ち抜き加工条件が穴広げ率 λ に影響を及ぼす要因として、加工硬化による穴縁近傍の変形能の低下が考えられる。そこで、打ち抜き加工後の穴縁近傍の硬度に及ぼす打ち抜きCLの影響を調査した。図5-5に、硬度分布の測定結果を示す。縦軸は硬度、横軸は鋼板表面から板厚方向への距離 L である。なお、硬度測定は、穴縁より0.1mm内側のラインAに沿って行った。だれとせん断面の境界を測定開始点とし、鋼板表面から板厚方向への距離 L の方向に平行に0.2mmピッチで測定した。

図5-5に示すように、鋼種によらず、せん断面の硬度分布に及ぼす打ち抜きCLの影響はほとんど見られないが、せん断面と破断面の境界近傍から破断面にかけては、打ち抜きCLの増加に伴い、硬度は増大する傾向を示す。

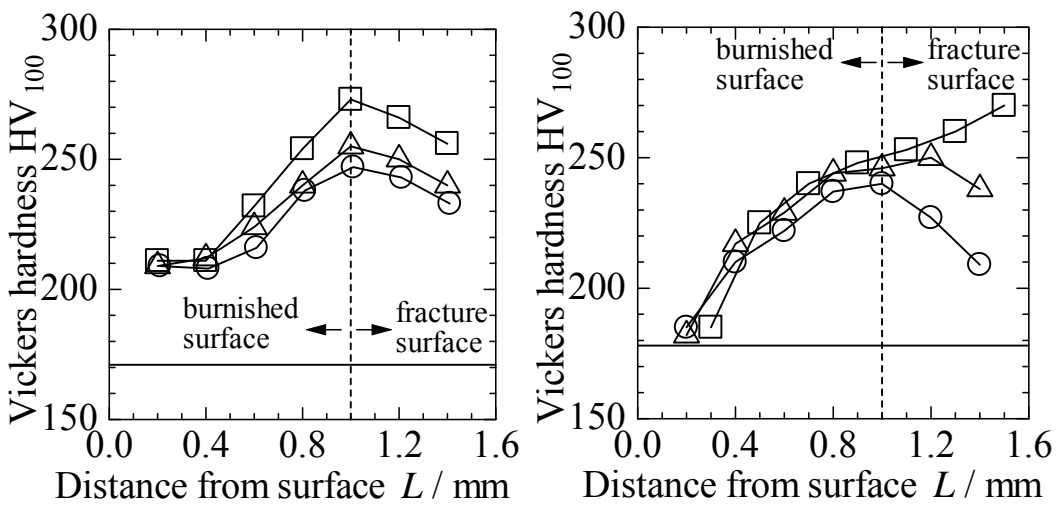
一方、打ち抜き加工後の穴縁における破断の起点を調査したところ、主にせん断面と破断面の境界近傍で亀裂が生じ、破断面へと進展しており、せん断面と破断面の境界近傍から破断面にかけての硬度が穴広げ率 λ に影響すると考えられる。そこで、穴広げ率 λ に及ぼす硬度の影響を調査した結果を図5-6に示す。同図の縦軸は、図5-4に示す初期穴径 d_0 が大きい条件での穴広げ率 λ であり、横軸はせん断面と破断面の境界から破断面にかけての硬度の平均値である。また、リーマ仕上げ穴については、穴縁の硬度の増加は無いものとして、母材硬度と穴広げ率 λ の関係をプロットし、打ち抜き加工条件のプロットとは点線で結んだ。

フェライト単相組織を有する270F、440Pの場合、硬度の増大に伴い、穴広げ率 λ は単調減少する。これは、打ち抜きCLの増加に伴って、穴縁近傍が加工硬化し、変形能が低下するためと推察される。一方、フェライト-パーライト複相組織を有する440Wの場合、リーマ仕上げ穴と打ち抜き加工穴を比較すると、硬度の増大に伴って穴広げ率 λ は減少する。しかし、打ち抜きCLの増加に伴う硬度の増大によっては穴広げ率 λ は単調減少しない。また、270Fと440Pの穴広げ率 λ と硬度の関係はほぼ同一線上にあるが、440Wについてはこの線上にない。そのため、270Fおよび440Pと440Wの穴広げ率 λ を比較すると、同一硬度であっても440Wの穴広げ率 λ は小さく、270Fおよび440Pとは異なる傾向を示す。

以上の結果より、穴広げ率 λ に及ぼす加工硬化の影響は、材料の金属組織によって異なると言える。フェライト単相組織鋼は、せん断面と破断面の境界から破断面にかけての硬度の増大に伴って、穴縁近傍の変形能が低下し、穴広げ率 λ は単調減少する。一方、フェライト-パーライト複相組織鋼の場合、穴広げ率 λ は、硬度の増大に伴って単調減少せず、フェライト単相組織鋼とは異なる傾向を示す。



(a) 270F



(b) 440P

(c) 440W

Fig.5-5. Comparison of Vickers hardness distribution near the hole edge along Line A.

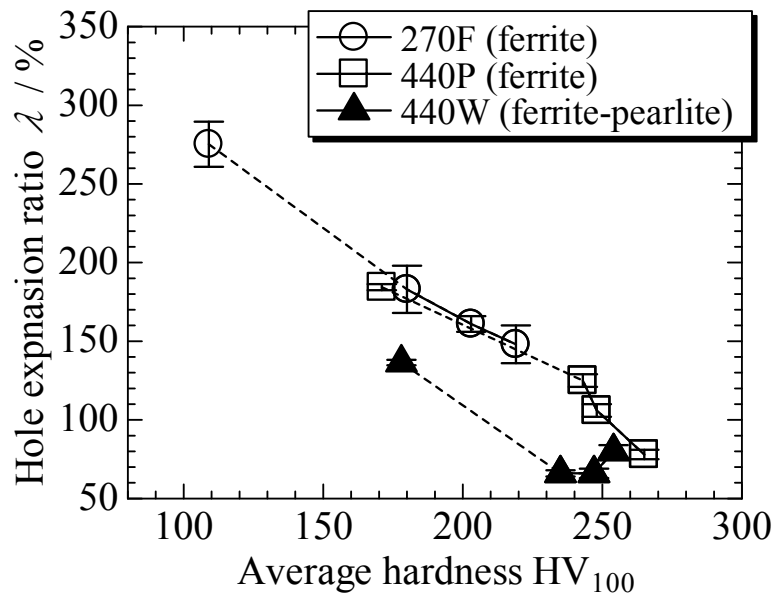


Fig.5-6. Effect of average Vickers hardness of fracture surface near the hole edge on hole expansion ratio, λ .

5.4.3 ボイドの数に及ぼす打ち抜きクリアランスの影響

フェライト-パーライト複相組織を有する440Wの場合、打ち抜き加工の影響によって生じる穴縁近傍の加工硬化と穴広げ率 λ の相関は見られなかった。したがって、440Wの穴広げ率 λ は、加工硬化による穴縁近傍の変形能の低下以外の要因に影響されるものと考えられる。そこで、打ち抜き加工時に穴縁近傍に生じるマイクロ・ボイド（以下ボイド）に着目した。図5-7に、SEMを用いて撮影した打ち抜き後の穴縁近傍の代表的な断面写真を示す。写真は、破断の起点であったせん断面と破断面の境界近傍のものである。なお、打ち抜き用パンチの移動方向は、写真の上から下である。

270F、440Pの場合、打ち抜きCLによらず、ボイドはほとんど見られない。換言すれば、フェライト単相組織を有する270F、440Pの穴広げ率 λ に及ぼすボイドの影響は小さいと言える。一方、440Wの場合、270Fおよび440Pと比較して、打ち抜き加工により生じるボイドの数は多い。また、打ち抜きCLの増加に伴い、せん断面と破断面の境界近傍におけるボイドの数は減少する傾向を示す。換言すれば、フェライト-パーライト複相組織を有する440Wは、打ち抜きCLの増加に伴うボイドの減少により、ボイド同士の連結による亀裂の伝播が抑制されるものと考えられる。そのため、図5-4(c)に示すように、打ち抜きCLの増加に伴って、穴広げ率 λ は増大するものと推察される。

以上の結果より, 打ち抜き加工時に穴縁近傍に発生するボイドの数は, 鋼種および打ち抜きCLに依存して変化すると言える. フェライト単相組織鋼の場合, 打ち抜きCLによらず, せん断面と破断面の境界近傍にはボイドがほとんど発生しないため, 穴広げ率 λ に及ぼすボイドの影響は小さいと推察される. 一方, フェライト-パーライト複相組織鋼の場合, 穴広げ率 λ は, 打ち抜き加工に伴う加工硬化と比較して, ボイドの数に律則される傾向を示す. 打ち抜きCLの増加に伴って, せん断面と破断面の境界近傍のボイドの数が減少し, ボイド同士の連結が抑制されるため, 穴広げ率 λ が増大するものと考えられる.

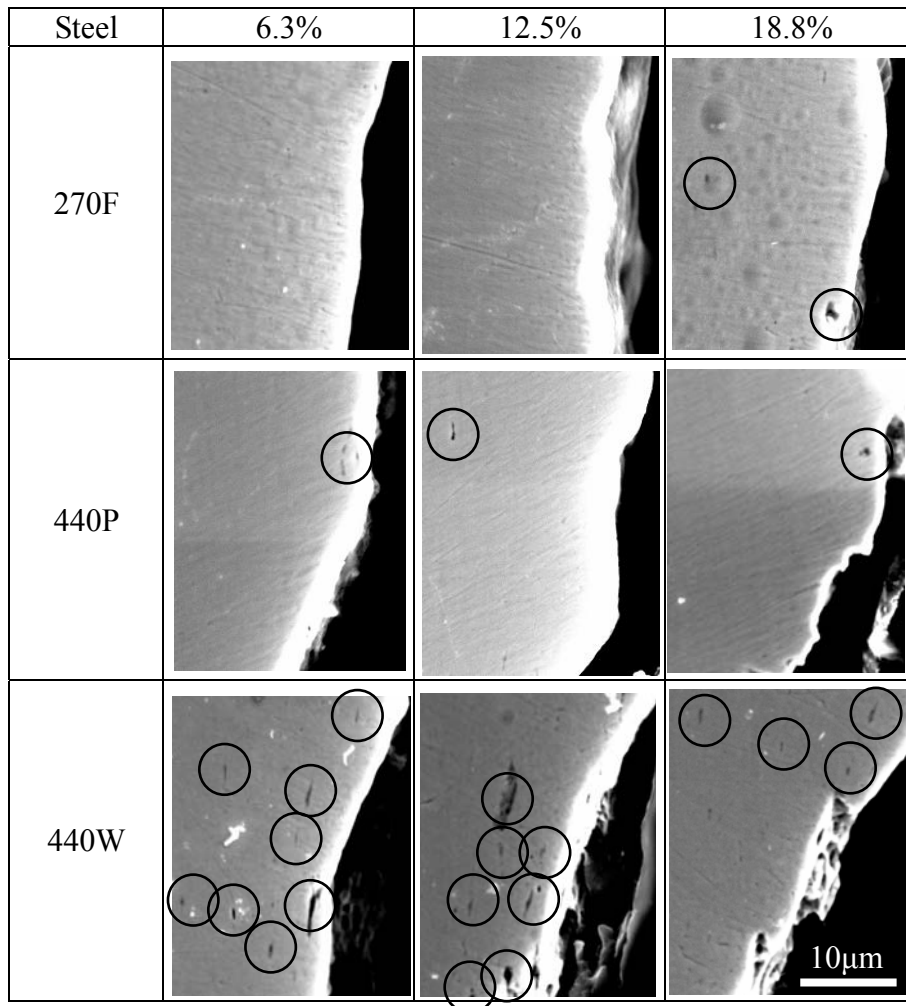


Fig.5-7. SEM pictures with respect to the void around the hole.

5.5 結 言

本章では、第4章にて明らかとなった初期穴径に応じて変化する伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動、および初期穴の加工条件の相互作用が、伸びフランジ成形性に及ぼす影響について明らかにすることを目的として、数種の初期穴径を機械加工および打抜き加工の両方で作製して円筒穴広げ成形試験を実施した。また、フェライト単相組織の極低炭素IF鋼およびフェライト-パーライト複相組織鋼の2鋼種を用い、初期穴加工条件の影響の調査に適した条件にて成形試験を行うことで、伸びフランジ成形性に及ぼすせん断加工条件の影響、ならびにせん断加工後の伸びフランジ成形性支配因子に及ぼす金属組織の影響について明らかにすることを試みた。得られた結果は以下の通りである。

- (1) 円筒穴広げ成形における破断形態は、初期穴径 d_0 、鋼種および穴の加工条件に影響されて変化する。
- (2) 縁割れ条件下では、穴広げ率 λ は、穴の加工条件によって変化する。一方、内割れ条件下では、穴の加工条件によらず、穴広げ率 λ はほとんど変化しない。
- (3) 初期穴径 d_0 が小さい場合や高強度鋼板の試験を行う場合は内割れ傾向となる。したがって、高強度鋼板の穴広げ率 λ に及ぼす穴の加工条件の影響を調査するためには、初期穴径 d_0 を大きくし、縁割れ条件で試験する必要がある。
- (4) 縁割れ条件下で試験した結果、フェライト単相組織鋼の場合、打ち抜き加工に伴う加工硬化によって穴縁の変形能は低下し、穴広げ率 λ は減少する。
- (5) フェライト-パーライト複相組織鋼の場合、穴広げ率 λ は、打ち抜き加工に伴う加工硬化と比較して、ボイドの数に律則される傾向を示す。打ち抜き加工時に発生するマイクロ・ボイドの数が多いほど、ボイド同士が連結しやすく、穴広げ率 λ は減少する。

参考文献

- 1) 安部洋平, 森謙一郎, 鈴木啓生, “超高張力鋼板の穴広げ性に及ぼす穴抜き加工された切り口面性状の影響”, 塑性と加工, 50-580(2009), pp414-418.
- 2) 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), pp625-629.
- 3) 宅田裕彦, 小澤慶祐, 浜孝之, 吉田亨, 新田淳, “延性破壊条件式と有限要素解析による穴広げ成形限界予測”, 塑性と加工, 49-572(2008), pp886-890.

- 4) 柳生聖司, 長井美憲, 桑田尚, “高強度鋼板の穴あけ加工性”, 塑性と加工, 46-534(2005), pp651-655.
- 5) 中川威雄, 吉田清太, “打抜き伸びフランジ変形限”, 理化学研究所報告, 44-3(1968), pp150-162.
- 6) 広瀬洋三, 中居修二, 福山東成, 上野行一, “高強度鋼板の自動車足回り部品への適用”, 塑性と加工, 35-404(1994), pp1071-1075.
- 7) 岩谷二郎, 岡野洋一郎, 上野行一, “二回打抜きによる薄鋼板の伸びフランジ性向上”, 神戸製鋼技報告, 47-2(1997), pp33-37.
- 8) 高橋雄三, 堀岡聡, 河野治, 小原昌弘, 潮田浩作, “突起付きパンチを用いた張力下の打抜きによる高強度鋼板の打抜き穴広げ性の改善”, 塑性と加工, 53-617(2012), pp569-573.
- 9) 金丸尚信, 大内康司, 特公昭和53-8388.
- 10) 村上碩哉, 笠原延修, 望月佳彦, 金丸尚信, 井村隆昭, “鋼板の精密穴抜き加工におけるPWパンチの耐焼付き性評価”, 塑性と加工, 塑性と加工, 50-577(2009), pp119-123.
- 11) 松野崇, 栗山幸久, 村上碩哉, 米澤翔太, 金丸尚信, “PWパンチを用いた高張力鋼板穴抜き部の穴広げ性と疲労特性”, 塑性と加工, 52-606(2011), pp795-800.
- 12) 松野崇, 水村正昭, 瀬戸厚司, 末廣正芳, “穴抜きダイ刃先面取りによる穴広げ率の向上”, 塑性と加工, 54-627(2013), pp353-357.
- 13) R. HILL, “ON DISCONTINUOUS PLASTIC STATES, WITH SPECIAL REFERENCE TO LOCALIZED NECKING IN THIN SHEETS”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1-1(1952), pp19-30.
- 14) S. STÖREN, J. R. RICE, “LOCALIZED NECKING IN THIN SHEETS”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 23 (1975), pp421-441.

第6章 円筒穴広げ成形における

伸びフランジ成形性に及ぼす金属組織の影響

6.1 緒言

前章では、初期穴径 d_0 に応じて変化する伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動、および初期穴の加工条件の相互作用が、伸びフランジ成形性に及ぼす影響について検討した。また、初期穴加工条件の影響の調査に適した条件にて成形試験を行うことで、伸びフランジ成形性に及ぼすせん断加工条件の影響、ならびにせん断加工後の伸びフランジ成形性支配因子に及ぼす金属組織の影響についてもあわせて検討した。その結果、縁割れ条件下では、初期穴加工条件の影響を受けて穴広げ率 λ が変化するが、内割れ条件下においては、穴広げ率 λ に及ぼす初期穴加工条件の影響は小さいことを明らかにした。このことから、穴広げ率 λ に及ぼす穴の加工条件の影響を調査するためには、初期穴径 d_0 を大きくし、縁割れ条件で試験する必要があると言える。また、縁割れ条件にて実施した穴広げ成形試験結果と、打ち抜き加工端部の性状を比較することで、フェライト単相組織鋼は打ち抜き加工に伴う加工硬化に、フェライト-パーライト複相組織鋼は、加工硬化と比較してボイドの数に、その穴広げ率 λ が律則されることを明らかにした。

第5章までの取り組みにより、伸びフランジ成形部位における破断形態は、幾何形状、材料特性および初期穴の加工条件に影響されることを示すと共に、縁割れを対象として確立した破断発生メカニズムが適用できない内割れの発生条件を明らかにした。一方、内割れが生じた場合の伸びフランジ成形性については明らかになっていない。内割れの発生については、過去の研究においても報告例が見られるが^{1)~4)}、破断発生メカニズムおよび伸びフランジ成形性について詳細に研究した例はない。

そこで、本章では、引張試験から得られる機械特性値が概ね同等だが金属組織が異なる2種の高強度複相組織熱延鋼を用いて、破断位置を縁割れおよび内割れと変化させた円筒穴広げ成形試験を実施し、両鋼種の結果を比較することで、伸びフランジ成形性に及ぼす局所変形挙動および破断限界の影響について明らかにすることを試みた。また、局所変形の開始条件に及ぼす材料特性の影響についてもあわせて検討した。さらに、第5章と同様に、初期穴加工条件の影響の調査に適した条件にて成形試験を行うことで、せん断加工後の伸びフランジ成形性支配因子に及ぼす金属組織の影響について明らかにすることを試みた。

6.2 実験条件

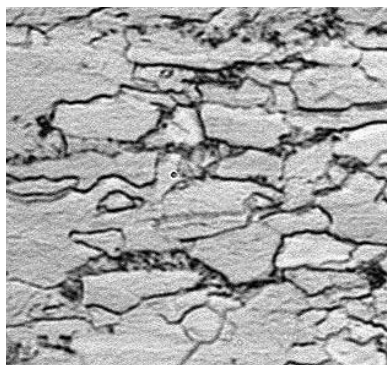
6.2.1 供試材

本研究では、引張強度が590MPa級で金属組織および引張特性が異なる2種の熱延鋼板を用いた。公称板厚は2.9mmである。表6-1に、JIS5号試験片による供試材の引張試験結果を示す。なお、引張試験結果は圧延方向の機械特性値および平均 r 値である。また、表6-1に示す n 値は、引張試験にて最大荷重を示す際の相当塑性ひずみである。図6-1に、圧延方向に沿った板厚断面について、ナイトール腐食液を用いて腐食した後に光学顕微鏡で撮影した供試材の金属組織を示す。JSH590R(以下590R)は、軟質のフェライト相中にパーライト相が分散した複相鋼であり、JSH590B(以下590B)はフェライト-ベイナイト鋼である。

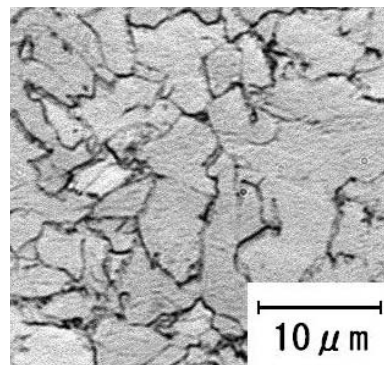
Table 6-1. Mechanical properties of materials used in this study.

Steel	YS [MPa]	TS [MPa]	EL [%]	n	r_{ave} (10%)
JSH590R	513	613	26.4	0.119	0.96
JSH590B	505	606	27.0	0.107	1.01

$$* r_{ave}=(r_0+2 \times r_{45}+r_{90})/4$$



(a) JSH590R



(b) JSH590B

Fig.6-1. Microstructure of materials used in this study.

6.2.2 穴の加工条件

本研究では、230mm×230mmのブランクの中央に直径 d_0 の穴を設けた試験片を用いた。表6-2に穴の加工条件を示す。リーマ仕上げ穴は、切削加工によって設けた穴の縁をリーマ仕上げし、初期穴径 d_0 となるよう加工した。その際、破断形態を制御するため、初期穴径 $d_0=26$ mm(内割れ)および48mm(縁割れ)の2水準を用意した。また、初期穴径 $d_0=48$ mmについては、せん断加工条件の影響を調査する目的で打抜き加工穴も作製した。打抜き加工穴は、表6-2に示す寸法の金型を用いて設けており、初期穴径 d_0 は打抜きパンチ径に等しい。また、打抜きクリアランス比(以下CL)は、パンチ径とダイ径の差の半分の値を供試材の公称板厚2.9mmで除した値であり、片側の打抜きCLを意味する。

Table 6-2. Conditions of piercing.

Initial hole diameter d_0 [mm]	Die hole diameter [mm]	Clearance [%]
26, 48	Reamer	
48 (= Punch diameter of piercing)	$d_0 + 0.6$	10.3
	$d_0 + 0.9$	15.5
	$d_0 + 1.2$	20.7

6.2.3 円筒穴広げ成形試験条件

図6-2に、穴広げ成形に用いた金型およびブランクの模式図を示す。パンチ寸法は直径 $d_p=100$ mm、肩Rが10mmである。打抜き加工により生じたバリは、ダイ側となるように試験片を配置した。円筒パンチは速度10mm/minにて上昇させることで成形し、伸びフランジ成形部位に破断が生じた時点で成形を終了した。材料端部からの流入を抑えるため、金型にはビートを設け、しわ押さえ力は980kNとした。なお、試験におけるバラツキを考慮して同一条件での試験数は3回とした。また、穴広げ率 λ は、初期穴径 d_0 と破断時の穴径 d から式(6-1)にて算出した。

$$\lambda = (d - d_0) / d_0 \times 100 \quad (6-1)$$

本円筒穴広げ成形過程において、伸びフランジ成形部位の周方向の一部にひずみが集中し始める。すなわち、局所変形を開始し、最終的に破断に至る。そこで、局所変形挙動を把握するため、図6-3に示す破断部の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ と破断部を含む周方向平均ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-ave}}$ を測定し、両者の履歴を比較した。ひずみの測定は、図6-3(c)に示す初期穴径 d_0 の円周を96分割、半径方向に1mm間隔で分割した放射状のステンシルを鋼板表面に転写し、成形過程におけるステンシルの線長変化をデジタル画像解析することで評価した。このステンシルのデジタル画像は、成形品の上面より、成形開始から破断に至るまでの穴広げ成形過程を通して逐次撮影しており、撮影した画像群から、破断部およびこの破断部におけるひずみの履歴を評価することが可能である。本手法を用いて、図6-4に示すように、周方向平均ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-ave}}$ に対して周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ が単調な増大傾向を示す $\varepsilon_{\theta\text{-local}} / \varepsilon_{\theta\text{-ave}} \geq 1.05$ となる点を局所変形開始と定義した。また、この点における周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ を局所変形開始の際のひずみとした。なお、周方向ひずみ分布が顕著となる局所変形開始以降の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ の測定値は、標点間距離内のひずみ分布の影響を受けることになる^{5), 6)}。

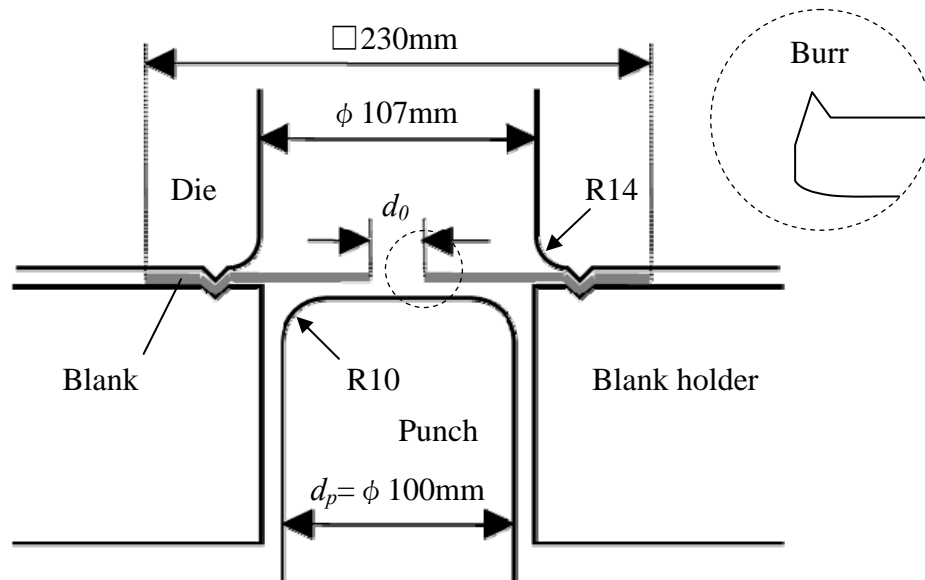


Fig.6-2. Schematic drawing of geometry for hole expansion test.

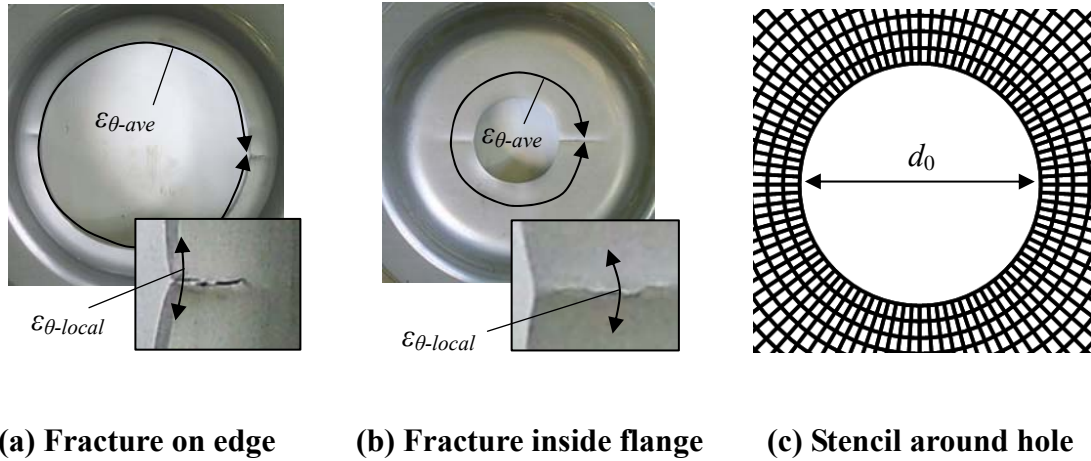


Fig.6-3. Evaluation of strain around hole.

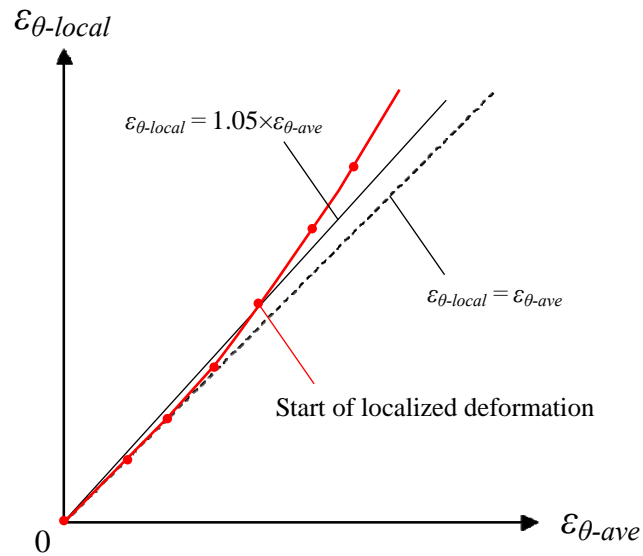


Fig.6-4. Evaluation of start of localized deformation.

6.3 実験結果

図6-5に、初期穴径 $d_0 = 26\text{mm}$ および 48mm における各鋼種の穴広げ率 λ に及ぼす穴の加工条件の影響を比較して示す。図中のプロットは穴広げ率 λ の平均値を、誤差バーはその標準偏差をあらわす。また、破断形態は初期穴径 d_0 に影響されて変化することから、中空のプロットは内割れ、中塗は縁割れとして区別している。

両鋼種の穴広げ率 λ を比較すると、初期穴径 d_0 や穴の加工条件によらず、いずれの試験条件においても $590\text{R} < 590\text{B}$ となる。まず、リーマ仕上げ穴を用いた場合に着目すると、鋼種によらず、初期穴径 $d_0 = 26\text{mm}$ では内割れ、初期穴径 $d_0 = 48\text{mm}$ では縁割れする。また、内割れ時と比較して、縁割れ条件下における穴広げ率 λ の方が大きく、破断形態の変化に伴って穴広げ率 λ は変化する。さらに、両鋼種の穴広げ率 λ の差は、内割れ条件下では約10%であるが、縁割れ条件下では約40%と大きい。

次に、縁割れ条件である初期穴径 $d_0 = 48\text{mm}$ における穴の加工条件の影響について着目する。鋼種によらず、打抜き加工穴を用いた際の穴広げ率 λ は、リーマ仕上げ穴を用いた場合の穴広げ率 λ と比較して減少する。一方、両鋼種の穴広げ率 λ の差については、穴の加工条件によらず約40%である。さらに、穴広げ率 λ は打抜きCLに影響されて変化するが、その依存性は鋼種によって異なる。590Rの場合、穴広げ率 λ に及ぼす打抜きCLの影響は小さいが、590Bの場合、打抜きCLの増大に伴い、穴広げ率 λ は増加する傾向を示す。

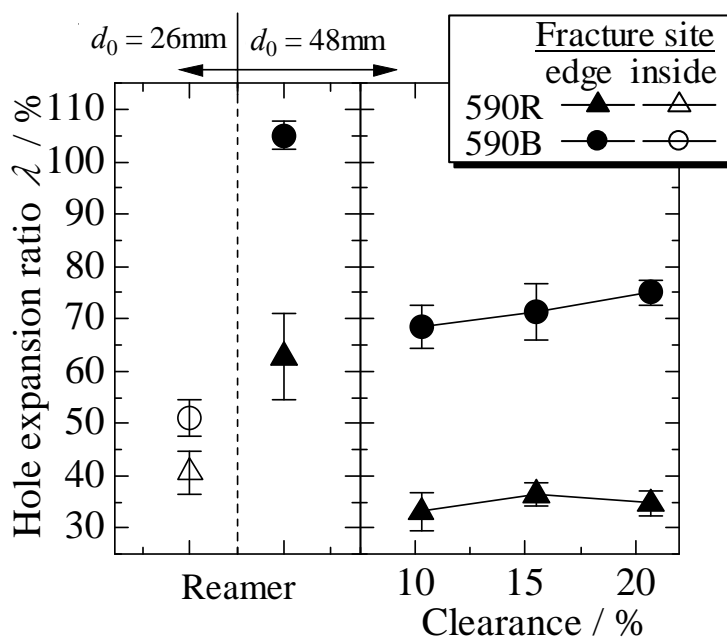


Fig.6-5. Effect of edge condition on hole expansion ratio, λ .

以上の結果より、円筒穴広げ成形試験における穴広げ率 λ は、鋼種、破断形態および穴の加工条件に影響されて変化する。いずれの試験条件においても、フェライト-パーライト鋼である590Rと比較して、フェライト-ベイナイト鋼である590Bの方が高い穴広げ率 λ を示す。リーマ仕上げ穴を用いた場合の穴広げ率 λ およびその鋼種間の差は、内割れ時と比較して縁割れ時の方が大きい。また、縁割れ条件下における穴広げ率 λ は、穴の加工条件によって変化するが、穴広げ率 λ の鋼種間の差については概ね一定である。更に、穴広げ率 λ に及ぼす打抜きCLの影響は鋼種によって異なる。590Rの場合、打抜きCLによらず、穴広げ率 λ は概ね一定であるが、590Bの場合、打抜きCLの増大に伴って、穴広げ率 λ は増加する。

6.4 考察

6.4.1 リーマ仕上げ穴の穴広げ率に及ぼす鋼種の影響

図6-5に示すように、リーマ仕上げ穴を用いた場合の穴広げ率 λ は、破断形態によらず590R<590Bとなる。リーマ仕上げ穴の穴縁には、打抜き加工時に生じるような予加工の影響が無いことから、両鋼種の穴広げ率 λ の差は材料特性の相違によるものと言える。そこで、本節では、伸びフランジ部の局所変形挙動に着目し、リーマ仕上げ穴の穴広げ率 λ に及ぼす鋼種の影響について考察する。

図6-6に、初期穴径 $d_0=26\text{mm}$ とした内割れ条件、および初期穴径 $d_0=48\text{mm}$ とした縁割れ条件下における破断部の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ と、破断部を含む周方向平均ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-ave}}$ の履歴を比較して示す。

まず、局所変形が開始する際の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ について着目する。図6-6(a)に示す内割れ条件下の場合、図中に矢印で示すように、平面ひずみ変形下である穴縁より内側の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ が0.1近傍に達すると、周方向平均ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-ave}}$ に対して、周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ が急激に増加する。すなわち、局所変形を開始する。また、図6-6(b)に示す縁割れ条件下の場合、単軸引張変形下である穴縁の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ が約0.2に到達すると、緩やかに局所変形を開始する。表6-1に示すように、引張試験における最高荷重点に至るまでの機械特性値については、鋼種間の差は僅かであるため、局所変形開始時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ の鋼種間の差は小さい。ここで、第1章でも述べたように、Hillの板厚くびれ条件は次式で表現される⁷⁾。

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = n \quad (6-2)$$

ε_1 は最大主ひずみ, ε_2 は最小主ひずみであり, 伸びフランジ成形部位においては, 周方向ひずみ ε_θ および半径方向ひずみ ε_r に相当する. 590Rおよび590Bの n 値は約0.1であることから, 式(6-2)より, 内割れを生じる平面ひずみ変形下 ($\varepsilon_2=0$) においては最大主ひずみ $\varepsilon_1=n \doteq 0.1$ にて, 単軸引張変形下 ($\varepsilon_2=-\varepsilon_1/2$) にて変形する穴縁においては最大主ひずみ $\varepsilon_1=2n \doteq 0.2$ にて板厚くびれ限界に達する. また, Stören-Rice (SR) の板厚くびれ条件は, Henckyの全ひずみ理論を用いた場合,

$$\varepsilon_1 = \frac{n}{1+\alpha} \left\{ (1-n)/2 + [(1-n)^2/4 - \alpha n/(1+\alpha)^2]^{1/2} \right\}^{-1} \quad (-1 \leq \alpha \leq 0) \quad (6-3)$$

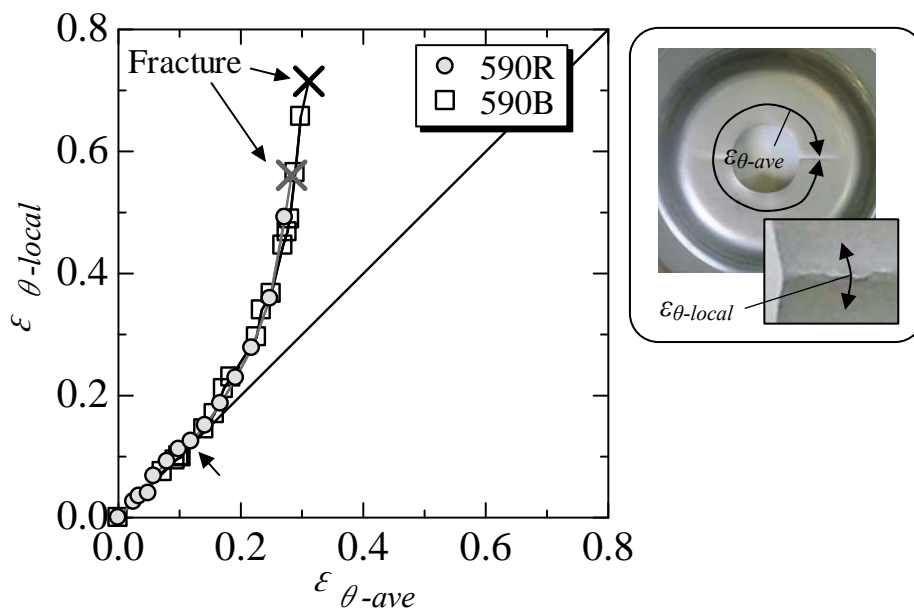
と表される⁸⁾. 本式より, 単軸引張変形下においては最大主ひずみ $\varepsilon_1 \doteq 0.17$, 平面ひずみ変形下においては最大主ひずみ $\varepsilon_1 \doteq 0.1$ となる. 図6-7に, 内割れおよび縁割れ条件下における実験より得られた局所変形開始時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ と, HillおよびSRの板厚くびれ条件より得られる理論くびれ限界ひずみを比較して示す. 内割れが生じる平面ひずみ変形下における理論くびれ限界ひずみは, HillおよびSRの両条件共に板厚くびれ限界ひずみ $\varepsilon_1=n$ となり, 実験より局所変形を開始する際のひずみの値と概ね一致している. 一方, 縁割れが生じる単軸引張変形下における理論くびれ限界ひずみは, Hillの板厚くびれ条件では $\varepsilon_1=2n$, SRの条件においては $\varepsilon_1=1.7n$ となるが, これらの理論値についても, 実験より得られる局所変形を開始する際のひずみと概ね一致している. 以上の結果から, 局所変形が開始する際の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ は, 破断形態によらず, HillおよびSRの板厚くびれ条件に概ね一致すると言える. また, このことは, 変形勾配(連続体力学における変形勾配テンソルではないことに注意)を有する伸びフランジ成形部位においても, 板厚くびれ条件に達した際に局所変形が開始することを意味する.

次に, 破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ に及ぼす鋼種の影響について着目すると, 破断形態によらず, 590Rよりも590Bの方が高い値を示す. 換言すれば, 局所変形開始以降の変形については鋼種間の差が生じている. 一方, 破断形態の影響について着目すると, 内割れ条件下と比較して, 縁割れ条件下における周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ の方が高い. 平面ひずみ変形下で破断する内割れ条件下の場合, くびれ帯内部は板厚方向のみに縮むが, 単軸引張変形下で破断する縁割れ条件下の場合

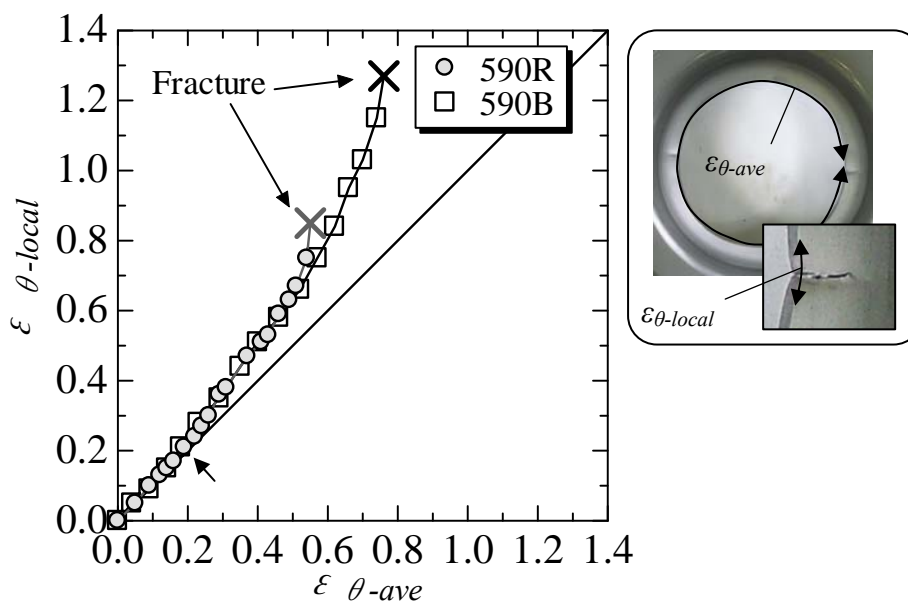
は、くびれ帯は板幅方向にも縮みながら変形する。そのため、内割れ条件下と比較して、周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ は高くなったものと推察される。本傾向は、破断限界に関する過去の研究にて示された内容に一致する^{9), 10)}。

局所変形開始以降の変形挙動については、破断形態によって異なる傾向を示す。内割れ条件下の場合、局所変形は急速に進行する。そのため、破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ については590R<590Bであるにも関わらず、周方向平均ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-ave}}$ の鋼種間の差は小さい。その結果として、図6-5に示すように、穴縁全体の変形量である穴広げ率 λ の鋼種間の差は約10%と僅かであったものと推察される。換言すれば、内割れが生じる場合は、穴広げ率 λ に及ぼす破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ の影響が小さいと言える。また、破断自体は、破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ に到達した際に生じるが、板厚くびれ条件に到達した後に局所変形が急速に進行し、くびれ帯が成長するという点では、深絞り成形や張り出し成形における壁面での破断と同様に、板厚くびれの発生を概ねプレス成形限界と見なせるものと考えられる。一方、縁割れ条件下の場合、局所変形は緩やかに進行する。590Rと比較して、破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ が高い590Bの方が縁割れに至るまでに穴縁全体が変形し、周方向平均ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-ave}}$ は増大する。その結果として、穴広げ率 λ の鋼種間の差は約40%と大きいものと推察される。すなわち、穴広げ率 λ に及ぼす破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ の影響が顕著であることを意味しており、第2章にて得られた知見と一致する。

以上の結果から、円筒穴広げ成形試験において、リーマ仕上げ穴を用いた場合の穴広げ率 λ は、破断形態によって変化する破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ および局所変形挙動に影響される。破断形態によらず、局所変形開始時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ における鋼種間の差は小さいが、破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ は590R<590Bとなる。そのため、590Bの方が、破断に至るまでに穴縁全体がより変形し、穴広げ率 λ が高くなる。また、内割れ条件下と比較して、縁割れ条件下における局所変形は緩やかに進行するため、破断に至るまでに穴縁全体が変形し、穴広げ率 λ における鋼種間の差が大きくなるものと推察される。



(a) Inside fracture ($d_0 = 26\text{mm}$)



(b) Edge fracture ($d_0 = 48\text{mm}$)

Fig.6-6. Comparison between local circumferential strain, $\epsilon_{\theta\text{-local}}$ and average circumferential strain, $\epsilon_{\theta\text{-ave}}$.

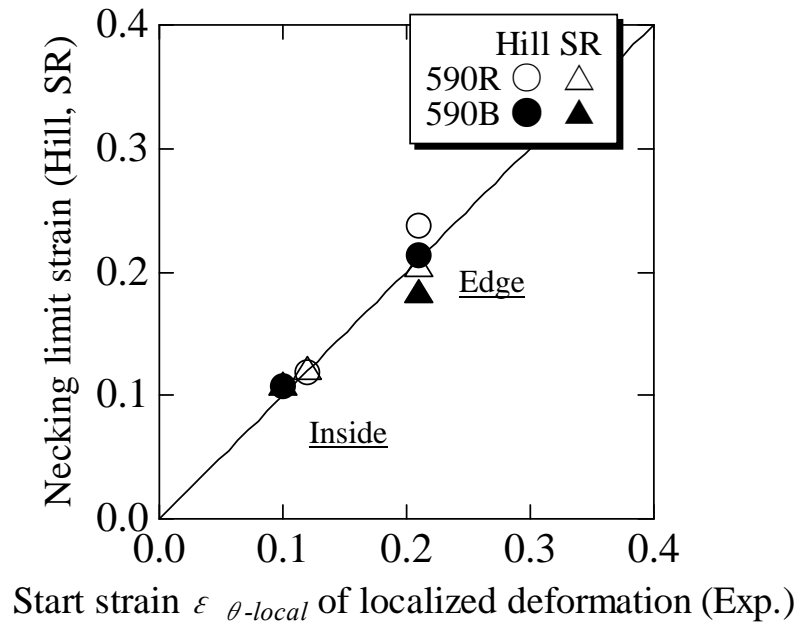


Fig.6-7. Comparison between start strain, $\varepsilon_{\theta-local}$ of localized deformation (Exp.) and necking limit strain (Hill and SR).

6.4.2 打抜き加工穴の穴広げ率に及ぼす鋼種の影響

リーマ仕上げ穴を用いた場合、破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ は590R < 590B となるため、590Bの方が高い穴広げ率 λ を示した。一方、打抜き加工穴を用いた場合、縁割れ条件下における穴広げ率 λ は、材料特性だけでなく、せん断変形による予加工の影響を強く受ける。本節では、せん断加工後の穴縁の変形能に着目し、穴広げ率 λ に及ぼす打抜き加工および金属組織の影響について考察する。

(1) 加工硬化の影響

打抜き加工条件が穴広げ率 λ に影響を及ぼす要因として、加工硬化による穴縁の変形能の低下が考えられる。そこで、打抜き加工後の穴縁の硬度と穴広げ率 λ の関係を調査した。図6-8に、穴広げ率 λ に及ぼす硬度の影響を示す。図中の縦軸は、図6-5に示す初期穴径 $d_0 = 48\text{mm}$ での穴広げ率 λ である。また、横軸はせん断面と破断面の境界から破断面にかけての硬度の平均値である。硬度の測定は、前章と同様に、穴縁から約0.1mm離れた位置について実施している。なお、リーマ仕上げ穴については、穴縁の硬度の増加はないものとして、母材硬度と穴広げ率 λ の関係をプロットし、打抜き加工条件のプロットとは点線で結んだ。

590Bの場合、硬度の増大に伴い穴広げ率 λ は単調減少する。これは、打抜きCLに伴って穴縁近傍が加工硬化し、変形能が低下するためと推察される。一方、590Rの場合、リーマ仕上げ穴と打抜き加工穴を比較すると、硬度の増大に伴い穴広げ率 λ は減少する。しかし、打抜きCLの変化に伴う硬度の増大によらず、穴広げ率 λ は概ね一定である。

以上の結果より、穴広げ率 λ に及ぼす加工硬化の影響は鋼種によって異なると言える。フェライトーベイナイト鋼は、せん断面と破断面の境界から破断面にかけての硬度の増大に伴って穴縁近傍の変形能が低下し、穴広げ率 λ は単調減少する。一方、フェライトーパーライト鋼の穴広げ率 λ は、硬度の増大に伴って単調減少せず、フェライトーベイナイト鋼とは異なる傾向を示す。

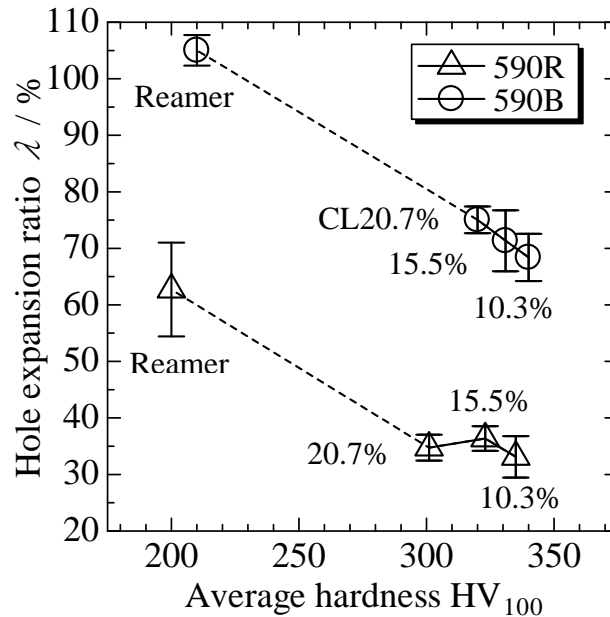


Fig.6-8. Effect of average Vickers hardness of fracture surface near the hole edge on hole expanding ratio, λ .

(2) マイクロ・ボイドの影響

590Rの場合、打抜き加工の影響によって生じる穴縁近傍の加工硬化と穴広げ率 λ の相関は認められなかった。したがって、590Rの穴広げ率 λ は、加工硬化による穴縁近傍の変形能の低下以外の要因に影響されると考えられる。そこで、打抜き加工時に穴縁近傍に生じるマイクロ・ボイド(以下ボイド)に着目した。

図6-9に、SEMを用いて撮影した穴縁近傍の代表的な断面写真を示す。打抜きCL10.3%については、打抜き直後(穴広げ率 $\lambda=0\%$ 時点に相当)および590Rが破断する直前である穴広げ率 $\lambda=20\%$ 時点の場合を、打抜きCL20.7%については、打抜き直後について示している。また、写真は破断起点の1つであったせん断面と破断面の境界近傍のものであり、打抜き用パンチの移動方向は写真の上から下である。590Bの場合、打抜きCLによらず、打抜き直後および穴広げ率 $\lambda=20\%$ 時点にて確認できるボイドは僅かである。一方、590Rの場合、打抜き加工によって穴縁近傍にボイドが生じる。また、穴広げ率 $\lambda=20\%$ 時点では、ボイドがメタルフローに沿って伸展し、穴縁表面へ貫通している。このことから、打抜き加工により生じるボイドは、穴広げ成形に伴って伸展し、亀裂となって穴縁表面へ伝播するものと推察される。そのため、590Rの穴広げ率 λ は、打抜き加工時に穴縁近傍に生じるボイドの発生および成長挙動に影響されると言える。

以上の結果より、打抜き加工によって穴縁近傍に生じるボイドの有無は金属組織に依存して変化する。フェライト-パーライト鋼の場合、打抜き加工に伴って穴縁近傍に生じたボイドが穴広げ成形に伴って伸展し、穴縁へ伝播する。そのため、穴広げ率 λ はボイドの発生および成長挙動に影響される。一方、フェライト-ベイナイト鋼の場合、打抜き加工後もボイドはほとんど発生せず、穴広げ成形時にボイドは伸展しにくいいため、穴広げ率 λ に及ぼす影響は小さい。

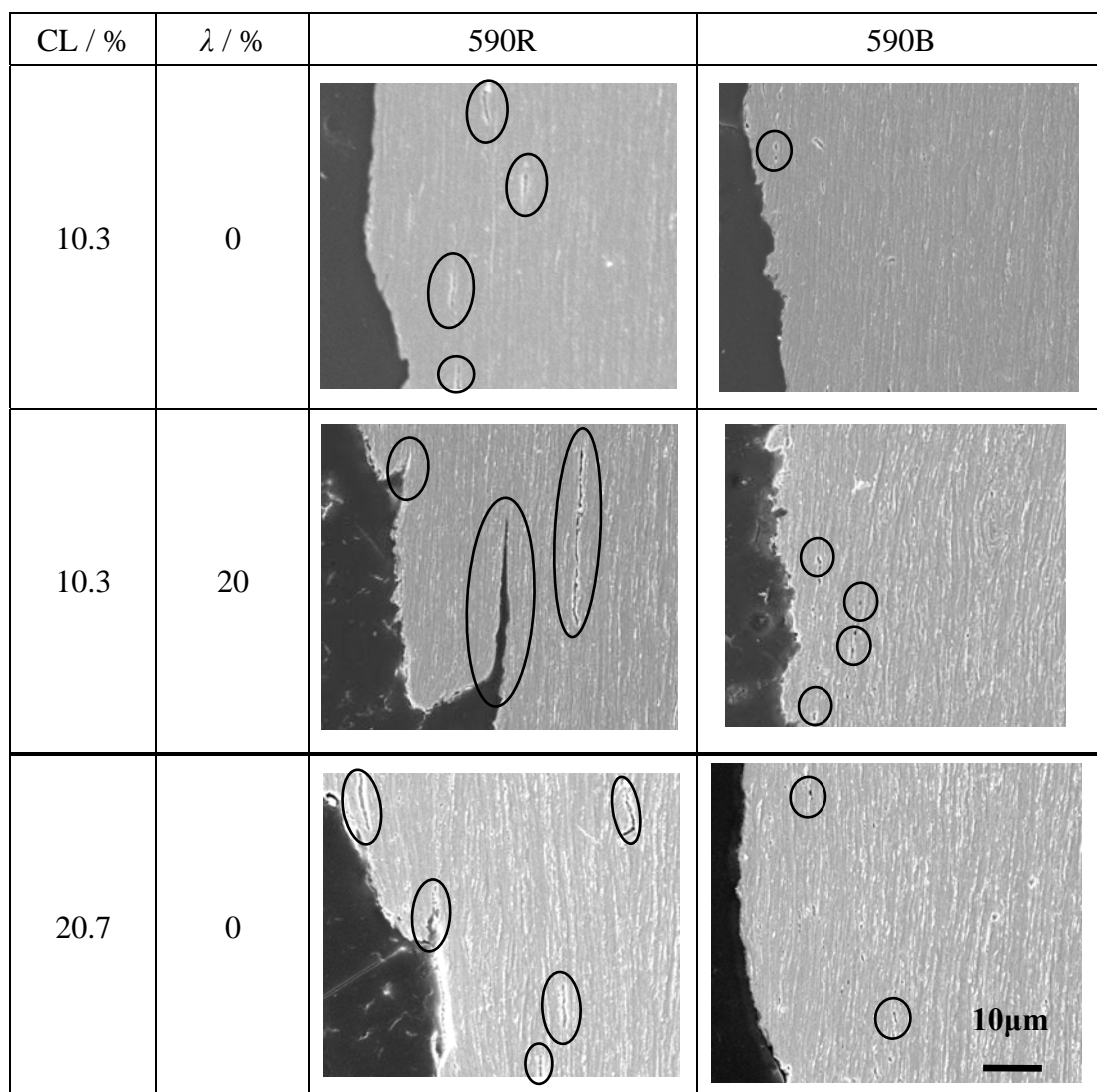


Fig.6-9. SEM pictures with respect to the void around the hole.

6.5 結 言

本章では、引張試験から得られる機械特性値が概ね同等だが金属組織が異なる2種の高強度複相組織熱延鋼を用いて、破断位置を変化させた円筒穴広げ成形試験を実施し、両鋼種の結果を比較することで、伸びフランジ成形性に及ぼす局所変形挙動および破断限界の影響について明らかにすることを試みた。また、局所変形の開始条件に及ぼす材料特性の影響についてもあわせて検討した。さらに、第5章と同様に、初期穴の加工条件の影響の調査に適した条件にて成形試験を行うことで、せん断加工後の伸びフランジ成形性支配因子に及ぼす金属組織の影響について明らかにすることを試みた。得られた結果は以下の通りである。

- (1) リーマ仕上げ穴を用いた際の穴広げ率 λ は、破断形態によって変化する破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ および局所変形挙動に影響される。そのため、フェライト-パーライト鋼と比較して、破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ が高いフェライト-ベイナイト鋼の方が、高い穴広げ率 λ を示す。
- (2) リーマ仕上げ穴を用いた場合、破断形態によらず、局所変形を開始する際の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ は、HillおよびStören-Riceの板厚くびれ条件に概ね一致する。このことは、変形勾配を有する伸びフランジ成形部位においても、局所変形は板厚くびれ条件に達した際に開始することを意味する。
- (3) 縁割れ条件下では、局所変形が緩やかに進行する。そのため、穴広げ率 λ に及ぼす破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ の影響が顕著である。
- (4) 内割れ条件下では、板厚くびれ条件に到達した後に局所変形が急速に進行する。そのため、穴広げ率 λ に及ぼす破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ の影響は小さい。また、破断自体は、破断時の周方向局所ひずみ $\varepsilon_{\theta\text{-local}}$ に到達した際に生じるが、板厚くびれ条件に到達した後に局所変形が急速に進行し、くびれ帯が成長するという点では、深絞り成形や張り出し成形における壁面での破断と同様に、板厚くびれの発生限界を概ねプレス成形限界と見なせるものと考えられる。
- (5) フェライト-パーライト鋼の場合、打抜き加工によって生じたボイドが穴広げ成形に伴って伸展し、亀裂となって穴縁表面へ伝播する。そのため、穴広げ率 λ は、ボイドの発生・成長挙動に影響される。
- (6) フェライト-ベイナイト鋼の場合、打抜き加工によってボイドが生じにくく、穴広げ成形時においてもボイドはほとんど認められない。そのため、穴広げ率 λ は、打抜き加工に伴う加工硬化に律則される。

参考文献

- 1) 益田森治, 戸沢 康寿, “成形加工限度としての曲げ破壊 : (第2報, 円すい工具による穴広げ限度)”, 日本機械学会論文集, 27-178(1961), pp776-782.
- 2) 後藤學, 林哲録, 三沢正幸, “板材の穴広げにおける変形限界ひずみ”, 日本機械学会論文集, 59-565(1993), pp2855-2862.
- 3) 中川威雄, 吉田清太, “金属薄板の穴広がり限の寸法効果による一考察”, 理化学研究所報告, 44-2(1968), pp91-106.
- 4) 中川威雄, 阿部邦雄, 林豊, 薄板のプレス加工, 実教出版株式会社, (1977), pp101-105.
- 5) 吉田清太監修, 薄鋼板成形技術研究会[編], プレス成形難易ハンドブック, 日刊工業新聞社, (1987), pp32-34.
- 6) 西村隆一, 中澤嘉明, 広瀬洋三, 伊藤耿一, 植村元, “破断限界に及ぼす変形経路の影響とその予測技術”, 平成20年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2008), pp71-72.
- 7) R. Hill, “ON DISCONTINUOUS PLASTIC STATES, WITH SPECIAL REFERENCE TO LOCALIZED NECKING IN THIN SHEETS”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1-1(1952), pp19-30.
- 8) S. STÖREN, J. R. RICE, “LOCALIZED NECKING IN THIN SHEETS”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 23 (1975), pp421-441.
- 9) 伊藤耿一, 佐藤浩一, 呉屋守章, 吉田亨, “塑性変形の3次元局所分岐解析による板材の破断限界ひずみの測定”, 塑性と加工, 39-445(1998), pp158-162.
- 10) 宅田裕彦, 蟹江智文, 磯貝栄志, 吉田亨, “延性破壊条件式を用いた高張力鋼板の成形限界予測”, 塑性と加工, 91-6(2005), pp553-559.

第7章 結論

7.1 各章の結論

本研究では、自動車車体部品を高強度薄肉化する上で課題となる伸びフランジ成形性を対象とし、変形勾配(連続体力学における変形勾配テンソルではないことに注意)が存在する伸びフランジ成形部位における破断発生メカニズムの解明を目的とする。すなわち、伸びフランジ成形部位における変形勾配および塑性変形挙動と、幾何形状因子および材料特性の因果関係について詳細に研究し、伸びフランジ成形性を決定する普遍的な支配因子を明らかにすることである。以下に、図7-1に示す局所変形挙動の概略図を用いながら、各章の結論を述べる。

第1章では、自動車業界を取り巻く社会環境について述べ、高強度鋼板の適用による車体部品の薄肉化の必要性について論じた。次に、板材のプレス成形限界と関わりがある板厚くびれの発生に及ぼす変形勾配の影響について述べ、本研究以前になされた伸びフランジ成形性に関する研究内容、ならびに伸びフランジ成形部位の破断発生メカニズムを解明する上での技術課題について論じた。以上の背景をもとに、本研究の着眼点と目的について述べた。

第2章では、円錐穴広げ成形試験にて生じる伸びフランジ端部での破断、すなわち単軸引張変形下にて生じる縁割れを対象として、円錐パンチ頂角などの幾何形状因子によって変化する変形勾配が、破断限界および局所変形挙動に及ぼす影響について明らかにすることを試みた。その結果、図7-2(a)に示すように、破断限界は変形勾配によらず一意に決まる材料固有の値であることを示した。これは、図7-1における破断限界 ϵ_{f-edge} が一定の値になることに相当する。一方、図中の矢印Aに示すように、穴縁の局所変形挙動の緩急は変形勾配によって変化し、穴縁の変形均一性に影響を及ぼすことを示した。また、上述の結果から、伸びフランジ成形性の指標である穴広げ率 λ は、破断限界と、穴縁の変形均一性によって決定されることを明らかにした。

第3章では、第2章で得られた破断発生メカニズムについて検証することを目的として、面外変形を伴う円錐穴広げ成形と、面内変形が主体となる円筒穴広げ成形を実施し、両試験の結果を比較した。その結果、縁割れが生じる場合、破断限界は一意に決まり、破断発生メカニズムは、面内変形および面外変形の違いによらず同様であることを立証した。すなわち、図7-1に示す破断限界 ϵ_{f-edge} は一定の値になることを示し

た。一方、円筒穴広げ成形試験では、伸びフランジ端部より内側にて破断(内割れ)が生じることがあり、その場合は、破断限界として測定した伸びフランジ端部の板厚は両試験間で一致しなかった。

第4章では、第3章にて破断位置が変化する挙動を示した円筒穴広げ成形試験において、初期穴径を種々変更し、幾何形状因子によって変化する変形勾配が伸びフランジ成形部位の破断挙動に及ぼす影響について明らかにすることを試みた。その結果、材料特性、および初期穴径によって変化する伸びフランジ成形部位の変形様式の両影響を受けて変形勾配が変化し、それに伴って、破断位置が変化することを明らかにした。特に、内割れは、伸びフランジ成形部位内側に生じる平面ひずみ変形場にて生じ、かつ板厚くびれ限界の低い低 n 値方向にて破断することから、伸びフランジ成形性が板厚くびれ限界に律則される可能性があることを示した。

第5章では、第4章にて明らかにした円筒穴広げ成形における伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動と、初期穴加工条件の相互作用が、伸びフランジ成形性に及ぼす影響について検討した。その結果、初期穴径に伴う伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動に応じて破断位置が変化し、これにより、伸びフランジ成形性に及ぼす初期穴加工条件の影響が変化することを明らかにした。また、初期穴加工条件の影響が顕著であった縁割れ条件に着目することで、フェライト単相組織鋼の場合はフランジ端部の加工硬化に、フェライト-パーライト複相組織鋼の場合はフランジ端部のマイクロ・ボイドの発生によって、その伸びフランジ成形性が律則されることを示した。

第6章では、第5章と同様、第4章にて明らかにした円筒穴広げ成形における伸びフランジ成形部位の塑性変形挙動と、金属組織の相互作用が伸びフランジ成形性に及ぼす影響について、引張強度が同等で金属組織が異なる2種の熱延鋼板を用いて明らかにすることを試みた。その結果、伸びフランジ成形性は、破断部の変形様式によって変化する破断限界(図7-1における ε_{f-edge} および $\varepsilon_{f-inside}$ に相当)と、図7-2(b)に示すように板厚くびれ限界到達と共に開始する局所変形挙動に影響されることを明らかにした。また、穴広げ率に及ぼす破断限界の影響は、局所変形が緩やかに進行する縁割れ条件で顕著であった。一方、図7-1に示すように、局所変形が急速に進行する内割れ条件では、板厚くびれ限界(図中の $\varepsilon_{n-inside}$)を概ねプレス成形限界と見なせることを示した。

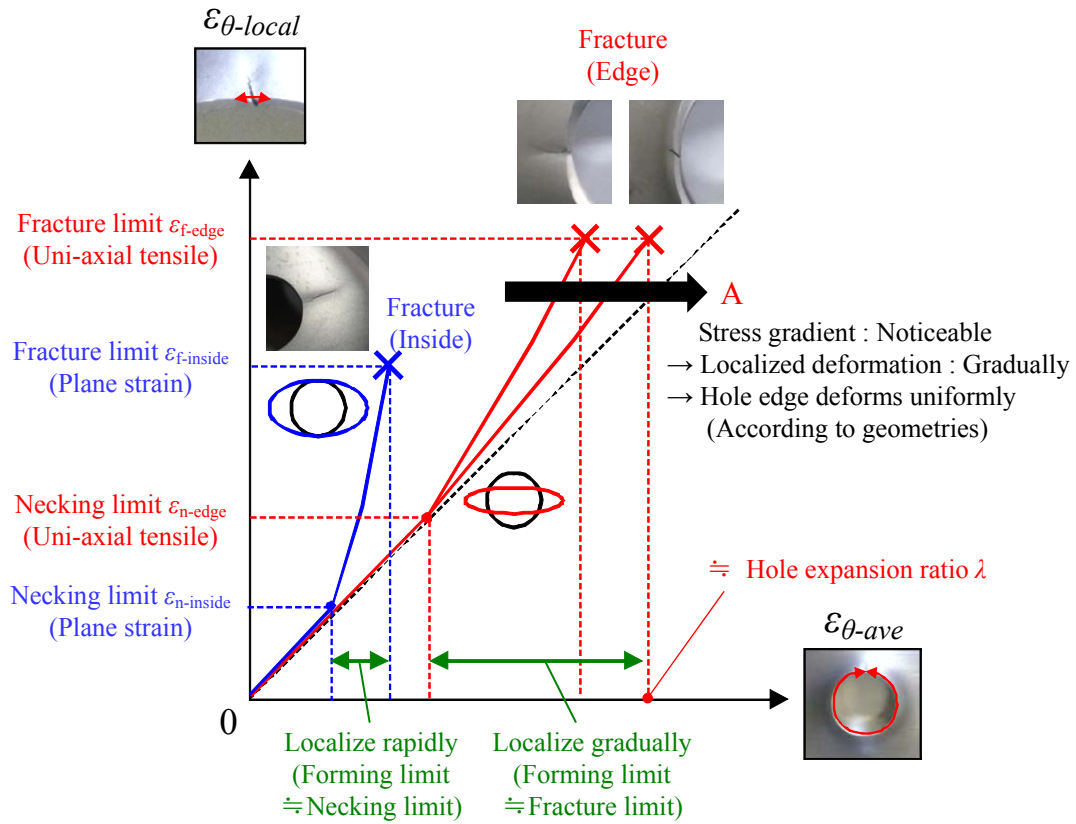


Fig.7-1. Summary for fracture mechanism on stretch flange.

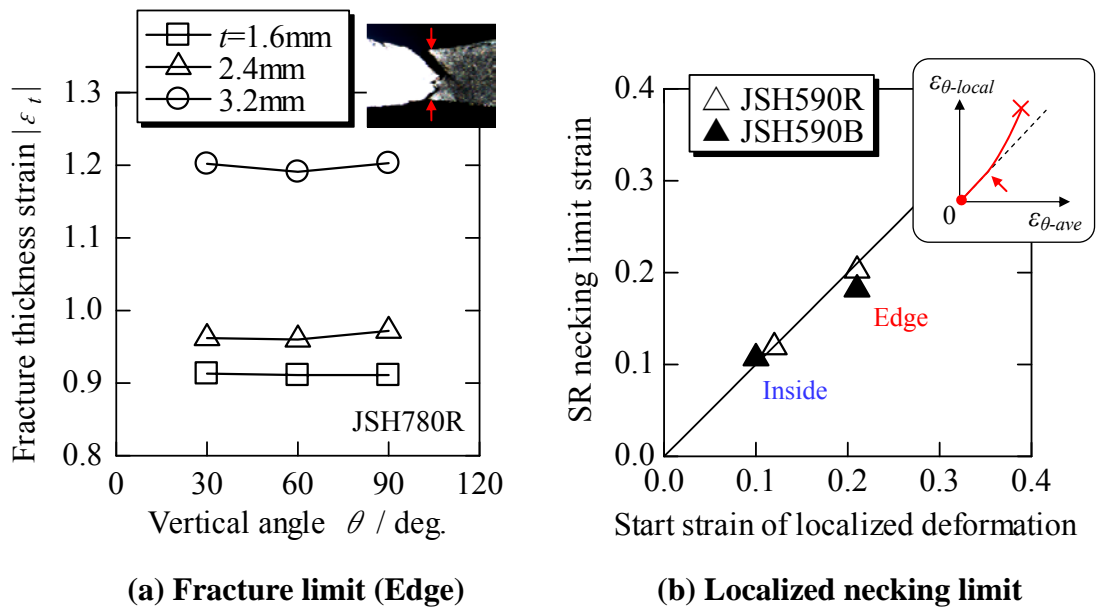


Fig.7-2. Effect of deformation gradient on limit strain.

以上、変形勾配によらず材料によって一意に決まる破断限界と、変形勾配に影響されて変化する局所変形挙動に応じた穴縁の変形均一性によって、伸びフランジ成形性が決定されることを明確化し、伸びフランジ成形部位における破断発生メカニズムを解明した。また、本論文では、伸びフランジ成形部位の変形挙動に及ぼす幾何形状因子の影響について着目しており、鋼板以外の金属材料を用いた場合にも適用可能であると考えられる。

7.2 本研究の成果の活用

7.2.1 伸びフランジ成形部位の破断予測技術への適用

本研究の成果は、自動車車体部品を高強度薄肉化する上で課題となる伸びフランジ成形部位における破断発生メカニズムを解明した点にある。これにより、縁割れが生じる場合、伸びフランジ成形部位に生じる変形勾配に影響されず、破断限界(=単軸引張比例変形における破断限界)に到達した際に生じることを明らかにした。また、伸びフランジ内側の平面ひずみ変形下にて生じ、局所変形が急激に生じる内割れについては、板厚くびれ限界を概ねプレス成形限界と見なせることを示した。これにより、破断判定に必要な明瞭な閾値を得たと言える。本閾値と、例えば、有限要素法を用いて実施したプレス成形解析の結果とを比較することで、伸びフランジ成形部位の破断判定が可能となるものと考えられる。

ただし、有限要素法では、ある有限のサイズを有する要素を用いる。そのため、要素サイズに応じて、要素の応力やひずみの値が鈍されて表現されることになる。特に、破断部近傍の応力やひずみの分布が急峻である場合には、要素の応力やひずみの値に及ぼす要素サイズの影響が顕著となる。そのため、応力やひずみの分布を正確に表現するために、要素サイズを小さくすることが推奨される。また、やむを得ず要素サイズを大きくする場合には、破断部近傍の応力やひずみの分布形態に応じて閾値を変更する必要があるものと考えられる。

7.2.2 難加工材の伸びフランジ成形性向上技術の提案

使用する供試材に応じて破断限界は一意に決まる。しかしながら、高強度鋼板やアルミニウムのような延性の低い材料は破断限界が低い。そのため、伸びフランジ成形

性を向上させるには、伸びフランジ端部近傍の変形勾配を制御し、局所変形を緩やかに進行させることで穴縁の変形均一性を高める必要がある。

例えば、図7-3に示すように、一般的なダイ形状に対してテーパ部を付与すると、第2章および第3章で円筒および円錐パンチの差異として示したように、金型と素材の接触位置が変化し、伸びフランジ端部近傍の変形勾配が増大する。このように、金型形状の最適設計によって変形勾配を制御することで、伸びフランジ端部が均一に変形するため、伸びフランジ成形部位にて生じる破断の危険性を低減できる。従来、このような金型形状の変更は生産現場の経験やノウハウに依存していたが、本論文中で示したように、変形勾配は有限要素法を用いて評価することが可能な指標であり、明瞭な評価値の下に最適な金型形状を設計することができる。

以上、本研究で得られた成果の活用方法について述べた。今後、本研究で得られた知見が有効に活用されることで、自動車車体部品への高強度薄肉材の適用が促進され、社会環境へ貢献することを期待する。

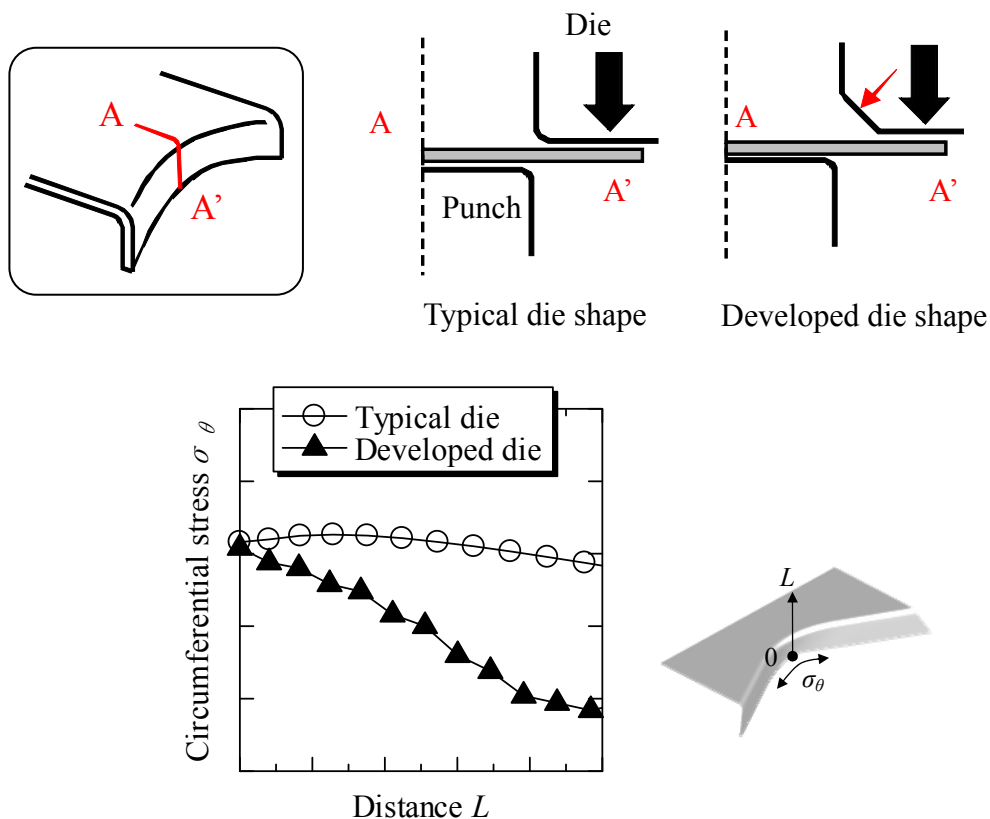


Fig.7-3. Schematic geometry of tool shape and blank for stretch flange.

本研究に関する発表および講演論文

第2章関連

- Yasuhiro Ito, Yoshiaki Nakazawa, Yukihiisa Kuriyama, Katsuyuki Suzuk, Noriyuki Suzuki, “Effects of Vertical Angle of Conical Punch on Stretch Flangeability of High Strength Steel”, IDDRG2015, (2015), pp756-766.
- Yasuhiro Ito, Yoshiaki Nakazawa, Yukihiisa Kuriyama, Katsuyuki Suzuk, Noriyuki Suzuki, “Effects of Vertical Angle of Conical Punch on Stretch Flangeability of High Strength Steel”, Acta Metallurgica Sinica, 28-12(2015), pp1503-1509.
- 伊藤泰弘, 中澤嘉明, 栗山幸久, 鈴木克幸, 鈴木規之, “高強度熱延鋼板の円錐穴広げ性に及ぼすパンチ形状および板厚の影響”, 塑性と加工, 57-660(2016), pp53-59.
- 伊藤泰弘, 中澤嘉明, 栗山幸久, 鈴木克幸, 鈴木規之, “高強度熱延鋼板の円錐穴広げ性に及ぼすパンチ形状および板厚の影響”, 平成28年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2016), pp39-40.
- 伊藤泰弘, 白神聡, 中澤嘉明, 栗山幸久, 鈴木克幸, 樋渡俊二, “伸びフランジ端部のひずみ分布に及ぼす平面視曲率の影響”, 第67回塑性加工連合講演会講演論文集, (2016), pp321-322.

第3章関連

- 投稿論文 作製中

第4章関連

- 伊藤泰弘, 中澤嘉明, “高強度鋼板の円筒穴広げ成形における破断挙動に及ぼす初期穴径の影響”, 塑性と加工, 50-586(2009), pp1039-1043.
- 伊藤泰弘, 中澤嘉明, 西村隆一, 伊藤耿一, 植村元, 森尚達, “高強度鋼板の伸びフランジ部の破断予測技術の開発 -第1報-”, 第60回塑性加工連合講演会講演論文集, (2009), pp9-10.
- Yasuhiro Ito, Yoshiaki Nakazawa, “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”, IDDRG2010, (2010), pp157-165.

第5章関連

- 伊藤泰弘, 中澤嘉明, “円筒穴広げ成形における破断挙動に及ぼす初期穴加工条件の影響”, 塑性と加工, 51-598(2010), pp1063-1067.
- 伊藤泰弘, 中澤嘉明, 西村隆一, “高強度鋼板の伸びフランジ性に及ぼす初期穴加工条件の影響”, 平成25年度塑性加工春季講演会講演論文集, (2013), pp13-14.

第6章関連

- 伊藤泰弘, 中澤嘉明, “高強度熱延鋼板の円筒穴広げ成形における伸びフランジ性に及ぼす金属組織の影響”, 塑性と加工, 54-626(2013), pp272-276.

本研究に関する特許

- (1) 新日鐵住金株式会社, 伊藤泰弘, バーリング加工用パンチおよびバーリング加工方法, 特開 2014-172089.
- (2) 新日鐵住金株式会社, 伊藤泰弘, 公開前特許, 2016-009531.

謝 辞

本論文をまとめるにあたり、御懇篤な御指導と御鞭撻を賜りました東京大学人工物工学研究センター教授 栗山 幸久博士に心より深甚なる謝意を表します。また、多くの有益な御助言と御指導を賜りました東京大学人工物工学研究センター教授 鈴木克幸博士に深く謝意を表します。

予備審査および本審査におきまして、有益な御助言を頂戴致しました東京大学生産技術研究所教授 柳本 潤博士、システム創成学専攻教授 高橋 淳博士、人工物工学研究センター准教授 沖田 泰良博士に深く感謝の意を表します。

本研究の遂行に深い御理解と御支援を賜りました新日鐵住金株式会社 技術開発本部 鉄鋼研究所 利用技術研究部部長 樋渡 俊二博士、利用技術研究部前部長 現・日鉄住金テクノロジー 総合ソリューション推進部部長 鈴木 規之博士、利用技術研究開発部 開発試作グループ総括 中澤 嘉明博士に深く感謝の意を表します。

また、新日鐵住金株式会社 技術開発本部 鉄鋼研究所 利用技術研究部の皆様、技術開発本部 尼崎研究支援室 加工・接合係 薄板成形班、構造解析班の皆様、日鉄住金テクノロジー 尼崎事業所 数値解析ソリューション部 利用技術解析グループの皆様には、実験および数値解析の遂行に関しまして、多大なる御協力を賜りました。深く感謝いたします。

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