

有限要素法逆解析を用いた切欠付丸棒引張試験における

大ひずみ域の流動応力同定

Flow stress identification in large strain range using FEM inverse analysis
on notched round bar tensile test

2018年3月

村田 真伸

目 次

第 1 章 序論	1
1.1 緒言	1
1.2 既存の流動応力同定方法	7
1.2.1 引張試験	7
1.2.2 硬化則	9
1.2.3 Bridgman 法を用いた応力補正方法	10
1.2.4 逆解析を用いた方法	13
1.3 延性破壊予測モデルおよびそのパラメータ同定方法	15
1.3.1 延性破壊のメカニズム	15
1.3.2 各種の延性破壊予測モデル	17
1.3.3 延性破壊パラメータの同定方法	20
1.4 本論文の目的と構成	22
参考文献	25
第 2 章 切欠付丸棒引張試験を用いた流動応力同定手法の開発	28
2.1 緒言	28
2.2 実験方法	29
2.2.1 供試材および試験片形状	29
2.2.2 引張試験方法	31
2.3 数値実験方法	32
2.4 応力補正方法	33
2.4.1 Bridgman 法による応力補正（従来法）	33
2.4.2 逆解析による応力補正（提案法）	34
2.5 結果と考察	37
2.5.1 数値実験を対象とした応力補正とその考察	37
2.5.2 SS400 引張試験を対象とした応力補正とその考察	42
2.6 結言	46
参考文献	47
第 3 章 切欠付丸棒引張試験を用いた延性破壊パラメータ同定	48
3.1 緒言	48
3.2 実験方法	49
3.2.1 供試材および試験片形状	49

3.2.2	引張試験方法	51
3.3	提案手法による応力補正方法	52
3.4	提案手法による流動応力曲線および延性破壊パラメータの同定結果	53
3.4.1	流動応力曲線の同定結果	53
3.4.2	限界ダメージ値の同定結果	55
3.5	応力評価の方法が限界ダメージ値の同定結果に及ぼす影響	57
3.5.1	Bridgman 法による限界ダメージ値の同定結果	57
3.5.2	考察	59
3.6	結言	61
	参考文献	62
第 4 章	曲げ試験と切欠付丸棒引張試験を用いた冷間据込み加工の表面割れ予測	63
4.1	緒言	63
4.2	実験方法	65
4.2.1	供試材および試験片形状	65
4.2.2	切欠付丸棒引張 (NBT) 試験方法	65
4.2.3	3 点曲げ (3-PB) 試験方法	67
4.3	FEM 解析方法	69
4.3.1	切欠付丸棒引張 (NBT) 試験解析による流動応力曲線の補正方法	69
4.3.2	3 点曲げ (3-PB) 試験解析方法	71
4.4	実験および FEM 解析結果	73
4.5	端面拘束圧縮試験による検証実験	76
4.5.1	端面拘束圧縮 (UPSET) 試験方法	76
4.5.2	端面拘束圧縮 (UPSET) 試験の FEM 解析方法	77
4.5.3	FEM 解析結果	78
4.5.4	ディンプル寸法測定結果および考察	81
4.6	結言	85
	参考文献	86
第 5 章	総括	87
	関連論文目録	90
	謝辞	92

記号

A	変形中の断面積
A	指数関数型延性破壊モデルのパラメータ
a	くびれ底における最小断面半径
a_f	破断時のくびれ底断面半径
a_v	Voce 則のパラメータ
A_0	初期断面積
a_0	くびれ底における初期最小断面半径
B	指数関数型延性破壊モデルのパラメータ
b_v	Voce 則のパラメータ
C	Ludwik 則のパラメータ
C_A	Ayada モデルにおける限界ダメージ値
C_{CL}	Cockcroft and Latham モデルにおける限界ダメージ値
C_M	McClintock モデルにおける限界ダメージ値
C_{RT}	Rice and Tracy モデルにおける限界ダメージ値
c_v	Voce 則のパラメータ
d	ディンプルの近似円直径
d_{ave}	ディンプルの近似円直径の平均
$d\varepsilon$	相当塑性ひずみ増分
D_0	円柱試験片の初期直径
E	ヤング率
e	P_i と $F_i(\mathbf{x})$ の間の平均二乗誤差
F	塑性係数 (F 値)
$F_i(\mathbf{x})$	逆解析の荷重の計算点
H	線形硬化則のパラメータ
L_f	破壊判定時の試験片高さ
L_0	変形前の原標点距離
L_0	円柱試験片の初期高さ
L	変形後の標点距離
N	流動応力曲線の分割数
n	$P - (a_0 - a)$ 曲線の分割数
n	加工硬化指数 (n 値)
P	引張荷重
P_i	引張荷重の実験点
R	くびれ底における曲率半径
r	くびれ底断面中心からの半径方向の距離

R_0	くびれ底における初期曲率半径
t	3点曲げ試験片厚み
w	3点曲げ試験片幅
$\mathbf{x} = \mathbf{x}_I$	応力補正係数 (最適化計算の設計変数)
Y	初期降伏応力
Y_0	くびれ計測時の半径方向の基準距離
ε_E	弾性ひずみ
ε_{eq}	相当ひずみ
ε_f	破断相当塑性ひずみ
ε_N	公称ひずみ
ε_0	Swift 則のパラメータ
ε_p	相当塑性ひずみ
ε_T	真ひずみ (対数ひずみ)
ε_u	一様伸び限界の相当ひずみ
$\bar{\varepsilon}$	相当ひずみ
$\bar{\varepsilon}_f$	破断相当塑性ひずみ
$\bar{\varepsilon}^*$	η が正の場合のみ累積した相当塑性ひずみ
$\bar{\varepsilon}_f^*$	η が正の場合のみ累積した破断相当塑性ひずみ
η	応力三軸度
η_f	破壊判定時の応力三軸度
$\bar{\theta}$	平均 Lode 角
σ	相当応力
σ_{flow}	流動応力
σ_{flowI}	流動応力
σ_r	半径方向応力
σ_{ref}	数値実験に使用する参照流動応力曲線
$\sigma_{ref}^{(swift)}$	数値実験に使用する参照流動応力曲線 (Swift 型)
$\sigma_{ref}^{(voce)}$	数値実験に使用する参照流動応力曲線 (Voce 型)
σ_m	平均応力
σ_{max}	最大主応力
σ_N	公称応力
σ_z	引張方向応力
σ_{zave}	平均引張応力 (真応力)
σ_{zavel}	平均引張応力
σ_θ	周方向応力

第1章 序 論

1.1 緒言

鋼の鍛造部品の生産量は 1960 年代から急激に増加し 2007 年には 2,500 千トンを超えた¹⁻¹⁾。Fig. 1-1 に示すように、その約 7 割を自動車用途が占めている。Fig. 1-2 には、日系メーカーの自動車生産台数の長期推移を示すが、鍛造部品の生産量の増加に呼応するように、わが国における自動車の生産台数は、1960 年代から急激に増加し、1980 年代には国内生産が年間 1000 万台を超えている¹⁻²⁾。国内生産は 1990 年頃を境に横ばいとなるが、1985 年頃からは、海外生産が本格化することで、日系メーカーの自動車生産台数としては、2004 年に 2000 万台を超えている。鍛造部品の製造は、1960 年代から始まった自動車の大量生産を支える重要な基盤技術であることは疑いようがない。

鍛造は素材の再結晶温度以上で成形する熱間鍛造と、主に室温で成形する冷間鍛造に大別される。熱間鍛造は材料を加熱するため材料の変形抵抗が小さく加工性に優れるが、表面性状や寸法精度は劣る。一方、冷間鍛造は成形後の表面性状や寸法精度に優れ、部品によっては切削等の仕上げ工程を必要としないネットシェイプ成形、ないしは仕上げ工程をほとんど必要としないニアネット成形が可能となる¹⁻³⁾。切削が不要であれば無駄な使用材料を削減でき、またメタルフローを切断しないことで、高強度化が期待できるなどメリットが大きい。Fig. 1-3 はトヨタ自動車において乗用車に搭載される冷間鍛造品の変遷を示したものであるが、1965 年以降冷間鍛造の適用範囲が急速に拡大していることがわかる¹⁻⁴⁾。

その反面、冷間鍛造では、①加工に必要な荷重が相当に大きい、②材料の延性不足に伴う割れ（延性破壊）が発生する、などの問題点もある。

①に関して、通常は相応に能力の高いプレス機を用いるが、加工荷重の見積りを見誤れば、工程設計の大幅な見直しを迫られ、最悪プレス機械の能力不足により成形できないなどの問題を生じる。また、ワークが接する金型（ダイインサート）には非常に高い負荷が加わるため、一般にはシメ代を設けた補強リングに圧入もしくは焼バメするなどし、予圧縮応力をかけて金型破損を防ぐなどの工夫が施される¹⁻⁵⁾。しかしながら、成形により金型に発生する引張応力が予圧縮応力を超えて降伏応力以上に達すると金型破損を生じる。

②に関して、冷間鍛造の初期工程である据込みでは、Fig. 1-4 に示すような表面割れが生じる¹⁻⁶⁾。また、アスクルシャフトのような段付シャフトの前方押出しでは、Fig. 1-5 に示すようなシェブロンクラックが生じる¹⁻⁷⁾。もし、試作の段

階で割れが生じた場合には、工程や金型の大幅な見直しを強いられ、大幅な工期の遅延やコスト増を招く。すなわち、冷間鍛造の分野においては、いずれの問題に対しても、工期短縮やコスト削減を実現するためには、工程設計時に、成形荷重、ワークの材料流動、ワークの割れ、金型の応力など、予測しうる不具合に関して、事前に予測することが非常に重要であるといえる。

1980年以降、塑性加工の工程設計に有限要素法（FEM：Finite Element Method）をベースとしたシミュレーション技術（CAE：Computer Aided Engineering）が本格的に活用されるようになってきた。高機能なCAEソフトウェアが相次いで市販されたことも企業におけるCAEの活用を後押しした。汎用の非線形構造解析ソフトウェアにはLS-DYNA（米Livermore Software Technology Corporation）、ABAQUS（仏Dassault Systems）、MARC（米MSC Software Corporation）などがあり、解析対象は鍛造にとどまらない。また、プリおよびポストプロセッサを鍛造工程に特化させた、いわゆる鍛造専用ソフトウェアには、DEFORM-2D/3D（米Scientific Forming Technologies Corporation）、Simfact Forming（米MSC Software Corporation）、FORGE（仏Transvalor）などがあげられる。これらCAEソフトウェアを用いることで、例えば、鍛造素材の流れと成形荷重の予測、金型の磨耗問題対策、材料割れ、金型の割れ問題対策などをシミュレーションベースで検討できるようになってきた^{1-8), 1-9)}。

CAEソフトウェアの普及初期においては、その導入は大企業が中心であったが、2000年以降になるとワークステーションのような安価な計算システムでも実用的な解析が実行可能となったことで、中小企業へもCAEソフトウェアが普及し始める。これは、中小企業自身が自ら技術力向上を目的に導入しただけでなく、親企業からの要請によるところも少なからずあるようである。しかしながら中小企業がCAEソフトウェアを導入し、工程設計に十分活用できるまでには、いくつかのハードルがあると考えられる。

中小企業が直面する初めのハードルは、CAEソフトウェアの高額な導入費用およびその後の保守費用などを含めたコスト面である。ただし、これについては、2006年に成立した中小企業のものづくり基盤技術の高度化に関する法律¹⁻¹⁰⁾を基にした、政府の戦略的基盤技術高度化支援事業（いわゆるサポイン事業）¹⁻¹¹⁾を活用することで、解決できる場合がある。一方で、産業競争力懇談会（COCN）が2011年に行った企業アンケートによると、中小企業がCAEソフトウェアを導入できたとしても、うまく活用できるかどうかはむしろ導入した後の運用面が重要であることが指摘されている¹⁻¹²⁾。①問題の本質を見抜き適切なモデル化ができる人材をどのように育成するか、②材料パラメータを始めとする適切な解析条件の取り扱いができるようにするか、などがそれにあたる。

①の人材育成に関しては、本論文の主題から外れるためここでは国内におけ

る各種団体の取り組みの一端を紹介するにとどめる。例えば、NPO 法人 CAE 懇話会では、関西、中部、関東、北陸、広島などの各地で解析塾を開催している¹⁻¹³⁾。NPO 法人非線形 CAE 協会では、年 2 回非線形 CAE 勉強会を開催している¹⁻¹⁴⁾。NPO 法人 CAE 支援ネットでは、主に金型を製造する中小企業に対して、ソフトウェアの操作訓練や塑性加工に関する基礎知識を講習するための勉強会等を実施している¹⁻¹⁵⁾。その他にも、地方自治体の公設研究機関や CAE のソフトウェアベンダーが主催する講習会など多数ある。

②に関して、前述のような冷間鍛造特有の問題を CAE で精度よく再現するためには、材料の変形抵抗を表現する流動応力曲線や、材料の延性限界を予測するための各種の延性破壊予測モデルのパラメータ（延性破壊パラメータ）などが非常に重要な役割を果たす。一方、それらのデータベースに関して CAE ソフトウェアの対応は十分とは言えない。汎用の非線形 CAE ソフトウェアにはほとんどの場合で、そもそも材料のデータベースが備わっていない。例えば、プレス成形解析専用ソフトの JSTAMP や鍛造の専用ソフトウェアの DEFORM 等には一部の材料について、流動応力曲線のデータベースが準備されているが、化学成分や熱処理条件も含めて網羅されているわけではなく、精度面の補償もない。延性破壊パラメータに関しては、Cockcroft and Latham¹⁻¹⁶⁾、Ayada¹⁻¹⁷⁾等の積分型延性破壊条件式を始めとする各種の延性破壊予測モデル自体は多くのソフトウェアに実装されているが、そのパラメータの入力はユーザーにゆだねられているのが現状である。

上記のような状況を鑑み、冷間鍛造解析の予測精度を大きく左右する流動応力曲線や延性破壊パラメータ等の材料パラメータを、中小企業自身で簡便かつ高精度に同定できるような手法を提案したいというのが本研究の動機である。そのため、本研究では、中小企業でもすでに導入されている、もしくは容易に導入が可能な引張試験機を利用することに着目した。

引張試験は簡便に材料試験が実施できる一方で、一様伸び限界を超えた後は試験片にくびれが発生するため、鍛造解析で必要とされる 1.0 を超えるような大ひずみ域の流動応力を直接的に測定することは困難である。ひとたび試験片にくびれが生じると、平均引張応力（真応力）の計測に必要な断面積の測定が困難になる問題に加え、たとえ平均引張応力が計測できたとしても、くびれ底は多軸応力状態にさらされ、計測される平均引張応力は材料の流動応力とは一致しないからである。

本研究では上記のような背景から、平均引張応力に対して有限要素法逆解析に基づく応力補正を適用することで、くびれ発生以降の流動応力曲線を同定する手法の開発に取り組んだ。さらに、とりわけ破壊までの流動応力曲線を同定することは、破壊起点における各種の応力成分やひずみ成分の負荷履歴も同時に

同定でき、各種の延性破壊予測モデルのパラメータを決定することも可能となるため、破壊予測に関しても検証を行った。

本章では、まず、引張試験におけるくびれ発生以降の流動応力同定手法および各種延性破壊基準とそのパラメータ同定手法に関する過去の研究を概観した後、本研究の具体的な目的と構成について述べる。

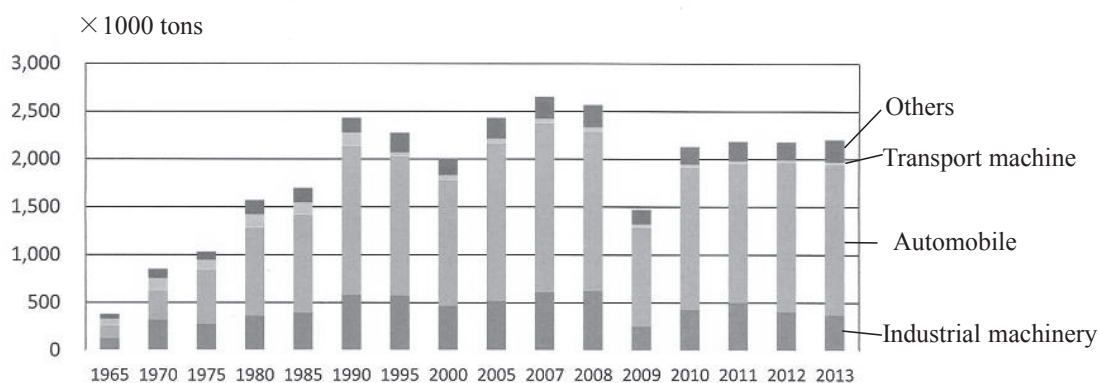


Fig. 1-1 Long-term trend of production of forged products in Japan ¹⁻¹⁾

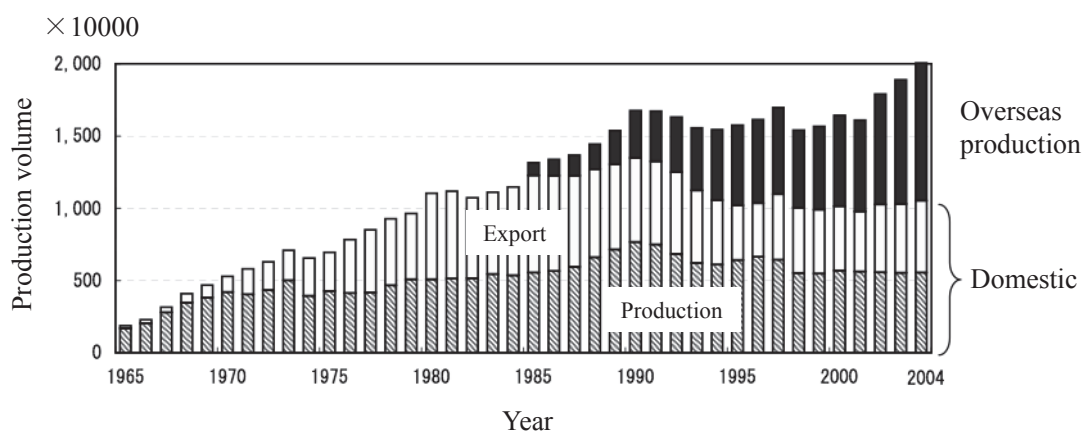


Fig. 1-2 Long-term trend of automobile production volume by Japanese manufacturers ¹⁻²⁾

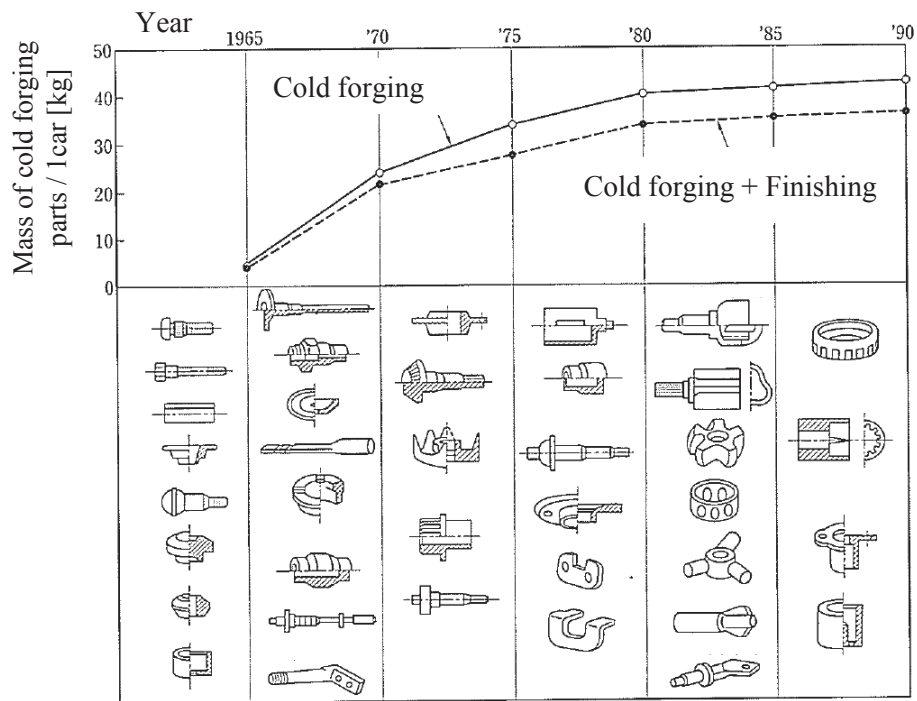


Fig. 1-3 Long-term trend of cold forged products used for passenger cars in Japan ¹⁻⁴⁾

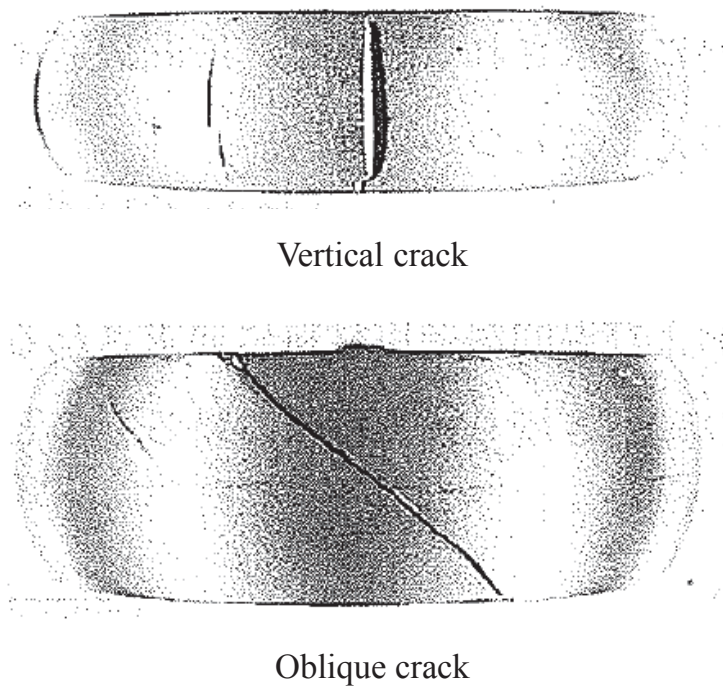


Fig. 1-4 Examples of upset fracture ¹⁻⁶⁾

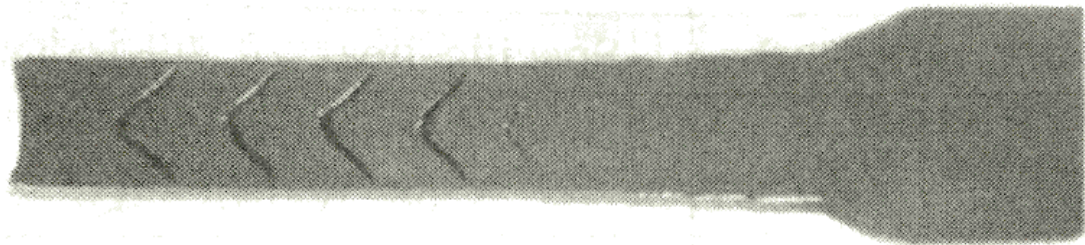


Fig. 1-5 Appearance of chevron cracks in cold multi stage extrusion ¹⁻⁷⁾

1.2 既存の流動応力同定方法

1.2.1 引張試験

金属材料を対象とした一般的かつ最も簡便な流動応力同定方法は、JIS Z 2241¹⁻¹⁸⁾に規定される引張試験によるものである。鍛造素材の場合、棒材もしくは線材が支給される場合が多く、試験片には、円形、長方形等の断面形状を有した **Fig. 1-6** に示すようなダンベル状のものが一般的に利用される。試験片の両端を引張試験機のチャックでつかんで引張を与え、試験片平行部における標点距離の伸びと引張荷重から各種の応力と各種のひずみを導出する。一般に、伸びはひずみゲージ式の接触式伸び計で計測され、一様伸びの範囲内においては、一様変形を仮定し式(1-1)によって真ひずみ（対数ひずみ） ε_T が計算される。

$$\varepsilon_T = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right) \quad (1-1)$$

ここで、 L_0 は変形前の原標点距離、 L は標点の変形後の距離である。また、平均引張応力（真応力） σ_{zave} は、一様変形および塑性後の体積一定を仮定することによって、式(1-2)で計算することができる。

$$\sigma_{zave} = \frac{P}{A} = \frac{P}{A_0} \cdot \frac{L}{L_0} = \sigma_N(1 + \varepsilon_N) \quad (1-2)$$

ここで、 P は引張荷重、 A_0 は初期断面積、 A は変形中の断面積、 σ_N は公称応力、 ε_N は公称ひずみである。次式により ε_T から弾性ひずみ ε_E を除去することで相当塑性ひずみ ε_p を算出する。

$$\varepsilon_p = \varepsilon_T - \varepsilon_E = \varepsilon_T - \frac{\sigma_{zave}}{E} \quad (1-3)$$

ここで、 E はヤング率である。単軸応力状態であれば、平均引張応力と相当応力 σ が一致するため、相当応力 - 相当塑性ひずみの関係が得られる。一般にこれを材料の流動応力曲線（Flow stress curve）と呼ぶ。すなわち、一般的な引張試験では一様伸びの範囲内であれば、引張荷重と平行部標点距離の伸びを測定するだけで流動応力曲線が同定できる。

その一方で、一様伸び限界を超えた後はくびれを生じるため、単軸応力状態から多軸応力状態へ移行する。そのため、伸び計標点間における一様変形の仮定も成り立たず流動応力の測定は困難となる。炭素鋼の一様伸びは、**Table 1-1** に示

すように、軟鋼材 (S10C) の場合でもせいぜい 0.33 程度である¹⁻¹⁹⁾。

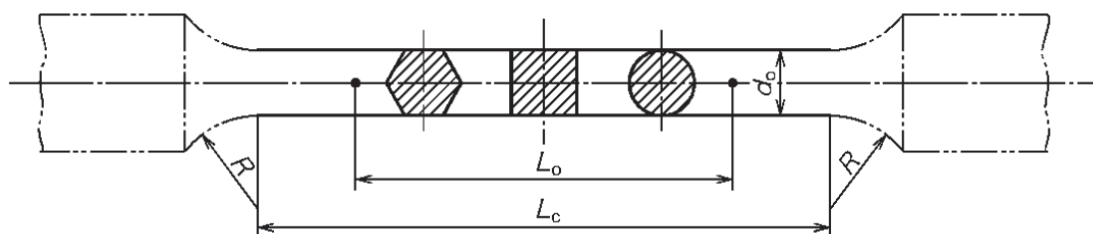


Fig. 1-6 JIS14A type tensile test specimen¹⁻¹⁸⁾

Table 1-1 Mechanical properties of carbon steel¹⁻¹⁹⁾

Japan (JIS)	Germany (DIN) USA (AISI)	Chemical compositions	Forging method	Hardness (HB)	Y. S. (kg/mm ²)	T. S. (kg/mm ²)	El. (%)	Drawing
Carbon steel								
S 10 C	C 10 E (DIN) 1010 (AISI)	C:0.08±0.13; Si:0.15±0.35; Mn:0.30±0.60	Cold	101/156	>21	>32	>33	>
S 15 C	C 15 E (DIN) 1015 (AISI)	C:0.13±0.18; Si:0.15±0.35; Mn:0.30±0.60	Cold	109/161	>24	>38	>30	>
S 20 C	C 22 (DIN) 1020 (AISI)	C:0.18±0.23; Si:0.15±0.35; Mn:0.30±0.60	Cold	116/174	>25	>41	>28	>
S 25 C	C 25 (DIN) 1025 (AISI)	C:0.22±0.28; Si:0.15±0.35; Mn:0.60±0.90	Cold	123/183	>27	>45	>27	>
S 30 C	C 30 (DIN) 1030 (AISI)	C:0.27±0.33; Si:0.15±0.35; Mn:0.60±0.90	Cold	137/197	>29	>48	>25	>
S 35 C	C 35 (DIN) 1035 (AISI)	C:0.32±0.38; Si:0.15±0.35; Mn:0.60±0.90	Cold	149/207	>31	>52	>23	>
S 40 C	C 40 (DIN) 1040 (AISI)	C:0.37±0.43; Si:0.15±0.35; Mn:0.60±0.90	Cold	156/217	>33	>55	>22	>
S 45 C	C 45 (DIN) 1045 (AISI)	C:0.42±0.48; Si:0.15±0.35; Mn:0.60±0.90	Cold	167/229	>35	>58	>20	>
S 50 C	C 50 (DIN) 1050 (AISI)	C:0.47±0.53; Si:0.15±0.35; Mn:0.60±0.90	Cold	179/235	>37	>62	>18	>
S 55 C	C 55 (DIN) 1055 (AISI)	C:0.52±0.58; Si:0.15±0.35; Mn:0.60±0.90	Cold	183/255	>40	>66	>15	>

1.2.2 硬化則

ほとんどの鍛造加工において、被加工材には引張試験の一樣伸びを超える大ひずみが付与される。そのため、その範囲の流動応力は、硬化則と呼ばれる関数によって外挿予測された後、CAE 解析に使用される。代表的な硬化則近似には、式(1-4)に示す線形硬化則、式(1-5)に示す Ludwik 則¹⁻²⁰⁾、式(1-6)に示す Swift 則¹⁻²¹⁾等がある。

$$\sigma = Y + H \varepsilon_{eq} \quad (1-4)$$

$$\sigma = Y + C \varepsilon_{eq}^n \quad (1-5)$$

$$\sigma = F (\varepsilon_0 + \varepsilon_{eq})^n \quad (1-6)$$

ここで、 σ は相当応力、 Y は初期降伏応力、 H 、 C 、 n 、 F 、 ε_0 は材料によって異なるパラメータであり、そのうち F は塑性係数 (F 値)、 n は加工硬化係数 (n 値)とも呼ばれる。アルミニウム合金のようなひずみの増加に伴い n 値が減少する傾向がある材料には、式(1-7)に示す Voce 則¹⁻²²⁾を選択したほうが実際の加工硬化挙動に近い場合がある。

$$\sigma = a_v - b_v \exp(-c_v \varepsilon_{eq}) \quad (1-7)$$

ここで、 a_v 、 b_v 、 c_v はパラメータである。

いずれの硬化則を選択する場合においても、その各パラメータは一樣伸びの範囲での流動応力を用いて同定されるため、大ひずみ域の流動応力の妥当性は保証されていない。

1.2.3 Bridgman 法を用いた応力補正方法

(a) Bridgman 法の基本原理

くびれ発生以降の流動応力を直接的に同定する手法として、Bridgman¹⁻²³⁾が導出したくびれ底における応力分布の解析結果を利用する方法(以後 Bridgman 法)がある。なお、類似の解析は、Davidenkov¹⁻²⁴⁾によっても行われている。Bridgman は、丸棒引張試験におけるくびれ底断面の応力状態を、i) 軸対称問題として取り扱う、ii) 材料は von-Mises の降伏条件に従う、iii) 相当応力と相当ひずみがくびれ部断面において一定である、等の仮定の下で、初等解法により解析した。それによれば、くびれ底断面における垂直応力成分は次式によって求められる。

$$\sigma_r = \sigma_\theta = \sigma_{flow} \cdot \ln\left(\frac{a^2 + 2aR - r^2}{2aR}\right) \quad (1-8)$$

$$\sigma_z = \sigma_{flow} \cdot \left\{1 + \ln\left(\frac{a^2 + 2aR - r^2}{2aR}\right)\right\} \quad (1-9)$$

ここで σ_r は半径方向応力、 σ_θ は周方向応力、 σ_z は引張方向応力、 σ_{flow} は流動応力を示す。 a および R はくびれ底における最小断面半径および曲率半径であり、 r はくびれ底断面中心からの半径方向の距離である。また、 σ_z をくびれ底断面にわたって積分した値が P と等しくなることから、次式を導出することができる。

$$\sigma_{flow} = \frac{1}{\left(1 + 2\frac{R}{a}\right) \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right)} \sigma_{zave} \quad (1-10)$$

式(1-10)右辺の σ_{zave} にかかる項が、 σ_{zave} を σ_{flow} に応力補正する係数(以後、Bridgman の補正係数と称する)である。ここで、 σ_{zave} は次式で定義される平均引張応力(真応力)であり計測可能な応力である。

$$\sigma_{zave} = P/(\pi a^2) \quad (1-11)$$

さらに、くびれ底断面積の変化から、断面内の平均的な相当ひずみ ε_{eq} は次式で表すことができる。

$$\varepsilon_{eq} = 2 \ln (A_0/A) \quad (1-12)$$

ここで、 A_0 および A はくびれ底の初期および変形後の断面積である。すなわち、式(1-10)、式(1-11)および式(1-12)より、丸棒引張試験において、 P および、くびれ底における時々刻々の a および R を測定することで、くびれ発生以降の相当ひずみと流動応力の関係を同定することができる。Fig. 1-7 に、Bridgman 法における垂直応力分布および相当ひずみ分布の模式図を示す¹⁻²⁵⁾。

さらに、式(1-8)および(1-9)から、多軸応力状態を表す指標として平均応力（静水圧）と相当応力の比で定義される応力三軸度 η を次式によって導出することができる。

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\sigma} = \frac{1}{3} + \ln \left(\frac{a}{2R} + 1 \right) \quad (1-13)$$

ここで、 σ_m は平均応力（静水圧）、 σ は相当応力である。なお、上式はくびれ底断面中心における応力三軸度を示している。

(b) くびれ形状の計測方法

Bridgman の補正係数を決定するためには、くびれ底における時々刻々の a と R の実測値が必要となる。榎並と永井^{1-26), 1-27)}は、引張試験中に一旦試験を中断し、時々刻々の a と R を実測する断続引張試験を提案している。なお、断続引張試験における R の測定は、Fig. 1-8 に示すようにくびれ底から一定距離 Y_0 離れた X_0 の距離を光学顕微鏡により計測し、幾何学的な関係から導出される図中の式を利用することで行う¹⁻²⁶⁾。また、土田ら¹⁻²⁸⁾は、断続引張試験を様々な金属材料に適用し、真ひずみで 1.0 を超える流動応力曲線を同定することに成功した。しかしながら、引張試験を中断して、 a と R を測定するのには、相当の手間を必要とする。また、Fig. 1-8 のような計測法では、半径方向の基準距離 Y_0 のとり方によって決定される R が異なってしまう問題もある。

(c) Bridgman 法の問題点

Bridgman 法を用いるには、時々刻々変化する a と R を計測しなければならず、計測が煩雑である問題がある。また、くびれ形状が計測できたとしても、Bridgman 法は式の導出過程において多くの仮定を用いているため、応力三軸度の予測や応力補正後の流動応力については相当の誤差が含まれることが、例えば、Alves と Jones¹⁻²⁹⁾、La Rosa ら¹⁻³⁰⁾または Bao と Wierzbicki¹⁻³¹⁾等から報告されている。

Mirone¹⁻³²⁾は、引張試験結果と FEM 解析結果とを詳細に比較することで、応力補正にはくびれ部曲率半径が必ずしも必要ないことを指摘した。また、Bridgman 法より高精度な応力補正の実験式を提案したが、すべての材料に適用できる保証はない。

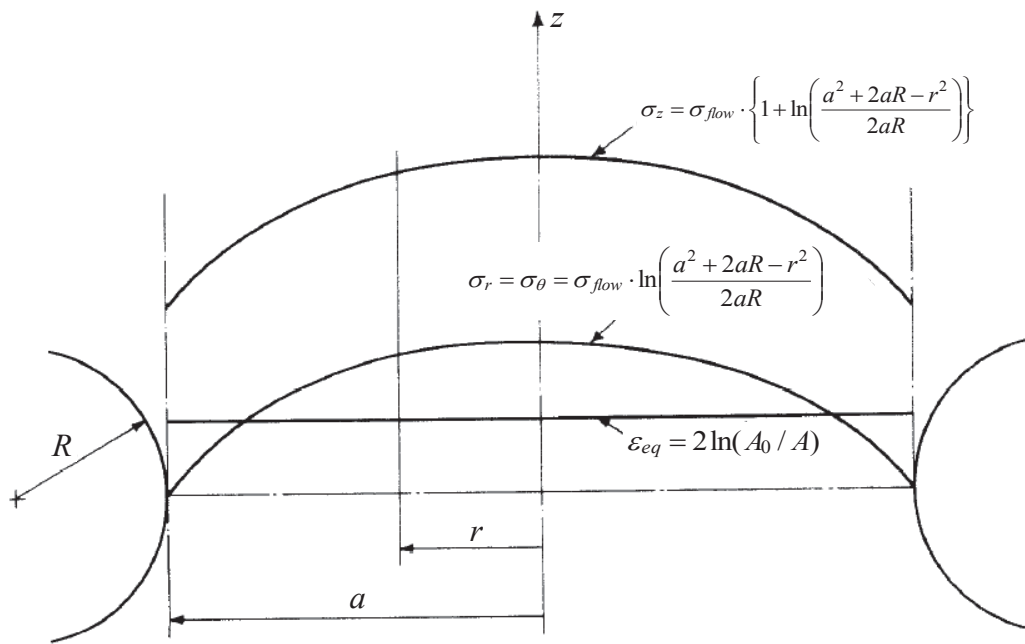


Fig. 1-7 Stress and strain distributions on Bridgman's method¹⁻²⁵⁾

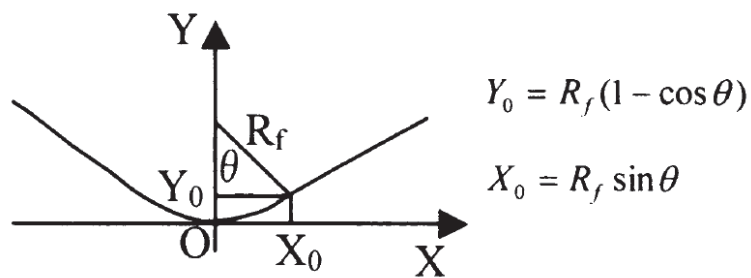


Fig. 1-8 Measurement method of radius of curvature R in the neck bottom¹⁻²⁶⁾

1.2.4 逆解析を用いた方法

Bridgman 法はくびれ以降の流動応力を直接的に同定できる反面、くびれ形状の測定で R が一意に定まらない問題、および補正精度が悪いという問題を抱えている。近年では、大ひずみ域の流動応力の同定に、FEM による解析結果と実験結果を付き合わせる逆解析的な手法が用いられることも多い。例えば、Koc と Štok¹⁻³³⁾は、板材試験片に対して、引張荷重と伸びの関係が実験と FEM で一致するように、Swift 則、Voce 則を始めとする各種の硬化則のパラメータを同定している。Hasegawa ら¹⁻³⁴⁾は α 黄銅焼鈍板、りん青銅調質板および高張力鋼板に対して、引張荷重と伸びの関係が実験と FEM で一致するように逆解析を行い、 n 乗硬化則の n 値をひずみに対して線形または 2 次関数とすることで、実験と FEM が良好に一致することを示した。Roth と Mohr¹⁻³⁵⁾は、高張力鋼板の高速引張試験結果を対象に、Swift 則と Voce 則に重みをつけて線形結合したうえで、両者の硬化則のパラメータおよび重み係数を逆解析により同定している。また、高温の変形抵抗の同定について、Yanagida ら¹⁻³⁶⁾が、動的再結晶下の流動応力曲線を表す関数式を提案し、熱間での圧縮試験の荷重と変位の関係を FEM で再現することを目的に、関数式の各パラメータを同定した。

上記の逆解析の事例は、いずれも引張もしくは圧縮試験におけるマクロな試験荷重と変形量の関係のみを FEM で再現することを目的としており、くびれの変形が実験と一致しているどうかまでは確認がされていない。最近では、DIC (Digital Image Correlation)等によるひずみ分布計測結果を利用し、くびれの形状まで考慮した逆解析的アプローチも増えてきている。例えば、Coppieters ら¹⁻³⁷⁾は深絞り用軟鋼板を対象に、くびれ部のひずみ分布を DIC により計測し、それをもとに計算するくびれ部における内部仕事と、くびれ部に加わる外部仕事の比較から、Swift 則と Voce 則の各パラメータを同定した。また Kim ら¹⁻³⁸⁾は、仮想変位場を利用した逆解析方法である VFM (Virtual Field Method) を利用することで、Swift と修正 Voce のパラメータを同定している。ただし、ひずみ分布全体を評価対象とする方法は、DIC 等の高度な計測装置を必要とするだけでなく、専用のアルゴリズムが必要になるなど、簡便な同定手法とはいえない。

また、これまで上げたほとんどの事例は、関数としての硬化則を仮定し、その硬化則のパラメータを逆解析の同定対象としているため、表現できる流動応力曲線は選択した硬化則の表現能力に限定されるという問題を抱えている。もし、材料の加工硬化挙動が選択した硬化則の関数としての表現能力を超えた場合は、逆解析を行っても実験と FEM との誤差が埋まらない問題がある。

加工硬化挙動の表現に硬化側を用いずに、流動応力曲線を多直線近似する取り組みもある。Dunand と Mohr¹⁻³⁹⁾は低延性のアルミニウム合金板を対象に、実験により得られた引張荷重と変位の関係が FEM で再現されるように、3 分割

された多直線近似の流動応力曲線の各区間の傾きを同定した。多直線近似の流動応力曲線を用いた類似の取り組みは、Kajberg と Lindkvist¹⁻⁴⁰⁾によっても行われており、こちらの分割数は 4 である。両者の方法は延性の小さい流動応力曲の同定には適用できたが、例えば軟鋼等の高延性材料には、より多くの分割数にして区分近似しないと表現能力が不足して適用できない。

1.3 延性破壊予測モデルおよびそのパラメータ同定方法

1.3.1 延性破壊のメカニズム

金属材料の破壊は、素材の特性や破壊に至る環境によって、延性破壊、疲労破壊、脆性破壊、クリープ破壊、応力腐食割れなどに大別されるが、主に塑性加工における非加工材の破壊（割れ）は、大きな変形を伴った後に最終破断に至る現象であるため延性破壊が支配的である。延性破壊は **Fig. 1-9** に示すメカニズムとして理解されている¹⁻⁴¹⁾。塑性変形が生じると材料中の介在物、第二相粒子、結晶粒界などの界面に転位や局部応力の影響で微小空孔（ボイド）が発生する。変形の進行とともにその空孔が成長、合体し、最終的な破壊に至る。その際の破面は、**Fig. 1-10** に示すようなディンプル破面となる¹⁻⁴²⁾。また、微小ボイドの成長を抑制するのに静水圧が果たす役割は大きく、静水圧とともに破壊ひずみが増加することが知られている（**Fig. 1-11**）¹⁻⁴³⁾。

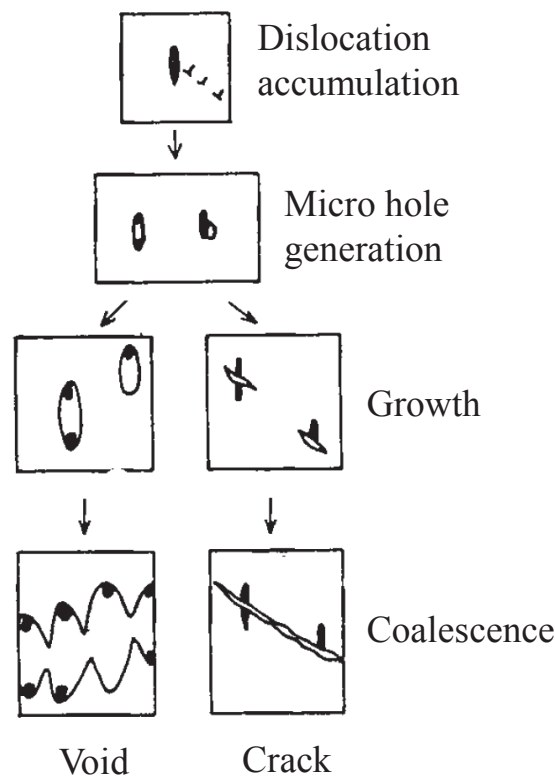


Fig. 1-9 Schematic illustration of mechanism of ductile fracture¹⁻⁴¹⁾

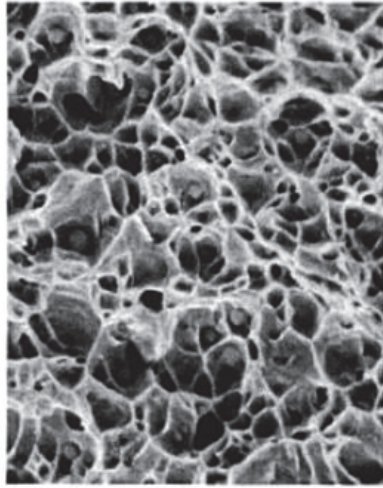


Fig. 1-10 Examples of SEM image of fractured surface ¹⁻⁴²⁾

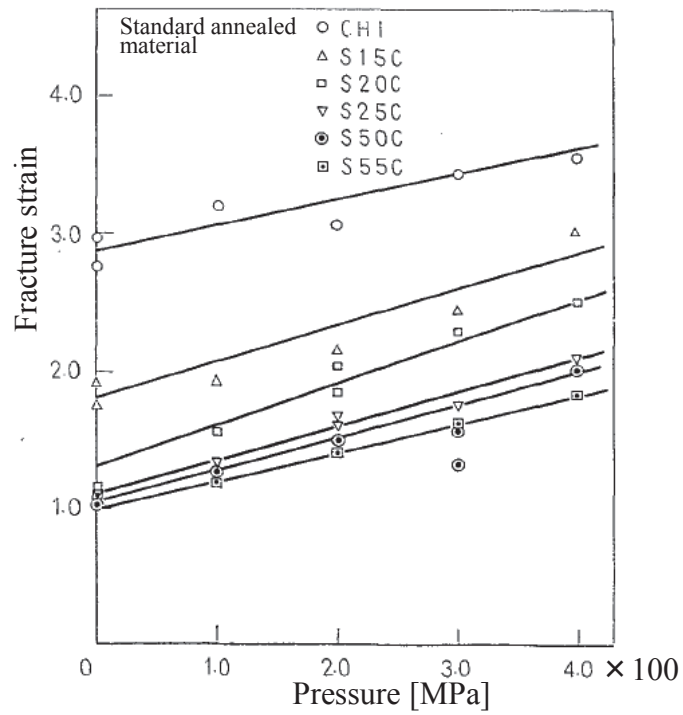


Fig. 1-11 Effect of hydrostatic pressure on fracture strain in carbon steel ¹⁻⁴³⁾

1.3.2 各種の延性破壊予測モデル

延性破壊予測モデルは、主に微小ボイドの成長および合体過程を考慮して様々な観点から多数のモデルが提案されている。ここでは、代表的な延性破壊予測モデルについて、理論背景と、そのモデル式を示す。なお、 C_M , C_{RT} , C_{CL} , C_A は各延性破壊予測モデルにおける材料固有のパラメータで、限界ダメージ値と呼ばれる。

(a) ボイドの成長および合体条件に基づくモデル

McClintock¹⁻⁴⁴⁾は円柱状のボイドのあるユニットセルが規則的に並んでいる材料を考え、ボイドの初期直径がボイドの平均間隔まで成長した段階で破断が生じるとした理論解析により、次式の条件式を提案している。

$$\int^{\varepsilon_f} \left[\frac{\sqrt{3}}{2(1-n)} \sinh \left\{ \frac{\sqrt{3}(1-n)}{2} \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{\bar{\sigma}} \right\} + \frac{3}{4} \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\sigma} \right] d\varepsilon = C_M \quad (1-14)$$

ここで、 $d\varepsilon$ は相当塑性ひずみ増分、 ε_f は破断相当塑性ひずみ、 n は加工硬化指数、 σ_1 および σ_2 は主応力、 σ は相当応力である。

Rice and Tracy¹⁻⁴⁵⁾は McClintock とは異なり球形のボイドを仮定し、高応力三軸度場におけるボイドの成長をモデル化した。その結果から平均垂直応力 σ_m が引張側に増加するにつれて破壊限界が急速に小さくなることを明らかにした。このモデルは次式で表される。

$$\int^{\varepsilon_f} \exp \left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_m}{\sigma} \right) d\varepsilon = C_{RT} \quad (1-15)$$

(b) 応力負荷履歴に着目したモデル

加工時の応力負荷履歴に着目したモデルとして、Cockcroft and Latham¹⁻¹⁶⁾は、ボイドの生成および成長に与える影響を最も影響を与える応力を最大主応力と仮定し、以下の現象論的なモデルを提案している。

$$\int^{\varepsilon_f} \sigma_{\max} d\varepsilon = C_{CL} \quad (1-16)$$

ここで、 σ_{\max} は最大主応力である。このモデルは、引張、ねじり、曲げ、押し出し、および圧延の破壊予測に有効であるとされている。

また、Ayada¹⁻¹⁷⁾はシェブロンクラックの研究における実験結果をもとに、応力三軸度のひずみに対する積分値が、ある限界値に達すると破壊するという次式のモデルを提案している。

$$\int^{\varepsilon_f} \frac{\sigma_m}{\sigma} d\varepsilon = C_A \quad (1-17)$$

(c) 構成式にボイドの影響を組み込んだモデル

Gurson¹⁻⁴⁶⁾の降伏条件式に代表されるように、連続体の塑性構成式に微小ボイドの影響を直接取り込んで計算を行うモデルもある。ボイド体積率の変化をボイドの生成と成長の和として表す損傷発展式で表現し、加工中にそのボイド体積率が材料固有の限界値に達した時点で破壊を判定するものである。

(d) 応力三軸度に対する破断相当ひずみをしきい値としたモデル

加工中の平均応力三軸度と破断相当ひずみとの関係に着目したモデルもある。Bao と Wierzbicki¹⁻⁴⁷⁾は、圧縮、せん断、引張せん断および引張の複数の応力状態を変化させた実験を行い、実験結果と同様の FEM 解析の結果から、平均応力三軸度に対する破断相当ひずみの変化を調査し、**Fig. 1-12** に示すように整理している。最近では、平均応力三軸度に加え、応力状態を表す指標として Lode 角も考慮し、**Fig. 1-13** に示すように、平均応力三軸度と平均 Lode 角 $\bar{\theta}$ に対して破断相当ひずみを三次元表現して破壊を予測するモデルもある¹⁻⁴⁸⁾。

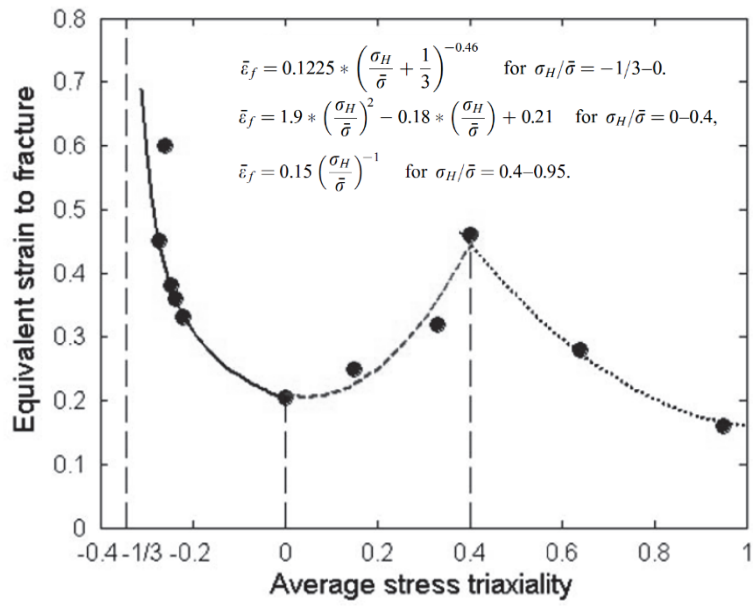


Fig. 1-12 Relationship between equivalent strain to fracture and average stress triaxiality on 2024-T351 aluminum alloy¹⁻⁴⁷⁾

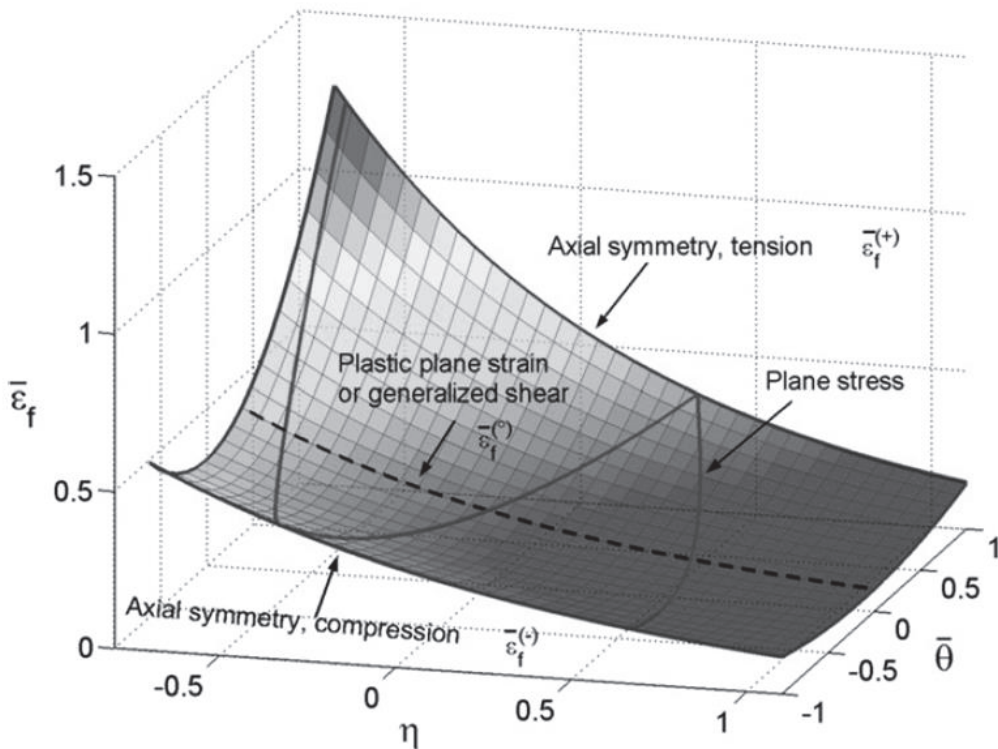


Fig. 1-13 3D asymmetric fracture locus¹⁻⁴⁸⁾

1.3.3 延性破壊パラメータの同定方法

いずれの破壊条件を用いるにしても延性破壊予測モデル中には1個ないしは、複数のパラメータが存在するため、破壊を伴う何かしらの材料試験によって、これらを事前に同定しておかねばならない。多くのモデルにおいて、各モデルで定義される損傷値(ダメージ値)を破断までのひずみで積分する形になっているため、パラメータを同定するためには、破壊までの応力とひずみの負荷履歴が明確になっている必要がある。

吉田ら¹⁻⁴⁹⁾は、切欠付丸棒引張試験を用いた限界ダメージ値の同定法を提案している。切欠付丸棒引張試験では、変形部を切欠部に集中できるためくびれ部の寸法計測が容易であり、初期切欠半径を変えることで簡便に応力三軸度の負荷履歴を変えられるメリットがある。吉田らの画像解析付引張試験システムを**Fig. 1-14**に示す。くびれ部をCCDカメラで撮影し、画像解析により時々刻々の a と R を計測し、1.2.3節で示したBridgman法を利用して、くびれ底断面中心における応力三軸度および相当ひずみの履歴を計測する。この方法で同定された3種類の鋼材のAyadaの限界ダメージ値を**Fig. 1-15**に示す。同定される限界ダメージ値は応力三軸度に対して一定ではないことが分かる¹⁻⁵⁰⁾。

吉田らの方法は、引張試験結果から直接応力やひずみの履歴を測定できる一方で、応力の評価にBridgman法を利用しているため、同定精度の面では課題がある。

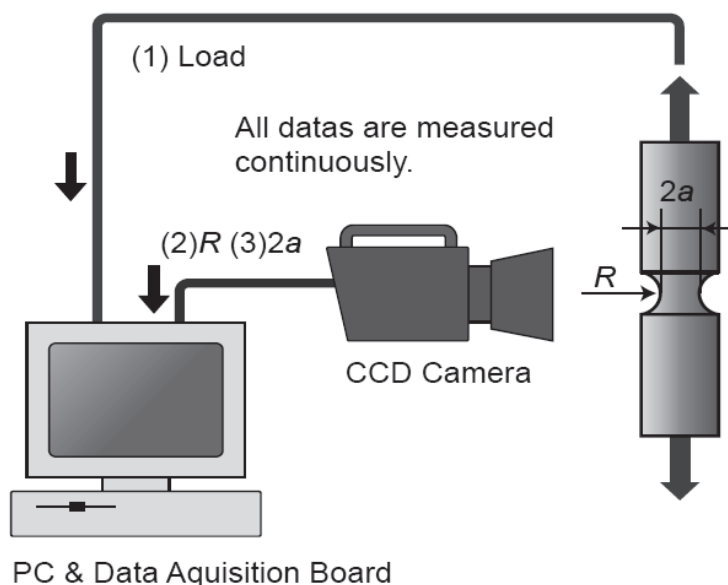


Fig. 1-14 Schematic diagram of tensile test system using image analysis¹⁻⁴⁹⁾

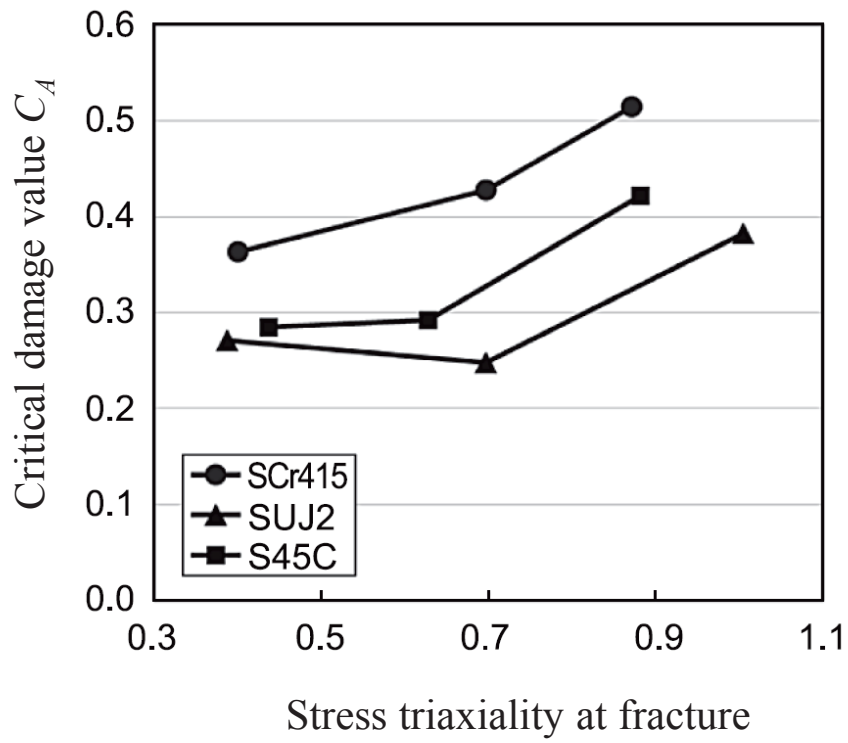


Fig. 1-15 Relationship between critical damage value of Ayada model and stress triaxiality at fracture on 3 type of carbon steel ¹⁻⁵⁰⁾

1.4 本論文の目的と構成

本論文では、引張試験において破断までの流動応力曲線を直接的に同定する新しい手法を提案することを目的とする。1.2節で述べたように、引張試験において Bridgman 法を用いれば、破断までの流動応力曲線を直接的に同定できるが、初等解法での仮定が成立しないと精度が悪化する問題を抱えている。一方、逆解析的な方法では、多くの場合で硬化則のパラメータを同定対象としており、同定される流動応力曲線は選択した硬化則に依存してしまう問題がある。

そこで、提案する手法では Bridgman の応力補正の考え方を踏襲し、実験から得られる平均引張応力を流動応力に補正するが、その補正係数の決定に FEM と最適化手法を用いた逆解析の手法を適用する。この手法であれば、硬化則に依存することなく直接的に流動応力を同定でき、また、実験結果と FEM 解析結果が一致するように補正係数を決定するため、精度面でも Bridgman 法に対して改善が期待できる。硬化則を仮定する場合に比べてパラメータ数は多くなるが、応力補正係数をパラメータとすることで、その探索範囲は絞り込むことができる。

Fig. 1-16 に提案手法の概念図を示す。提案手法の主な特徴を以下にまとめる。

- 1) 引張試験において、くびれ発生から破断に至るまでの大ひずみ域の流動応力曲線を硬化則に依存せずに同定する
- 2) Bridgman 法の応力補正の考え方を踏襲し、応力補正量の決定に FEM と最適化手法を利用した逆解析を適用する。
- 3) 最適化アルゴリズムには逐次近似応答曲面法の一つである SRSM²⁻³⁾を採用する。これは、少ない試行回数で最適化を得ることができる。

上記の手法を提案するのに際し、検証すべき課題を列記する。

- 1) 平均引張応力を測定可能な引張試験システムの構築
- 2) 提案手法による応力補正量の妥当性の検証
- 3) 提案手法が適用可能な材料の明確化

1) に関しては、吉田らが開発した画像解析付引張試験システムを利用する。このシステムに、くびれ位置が明確な切欠丸棒引張試験を組み合わせることで、安価かつ平易に応力補正のベースとなる平均引張応力を計測することができる。2) と 3) に関しては、始めに FEM の解析結果を仮想の実験結果と見立てた数値実験を通じて検証を行う。2) に関しては、初期切欠半径を変化させた、すなわち多軸応力状態を変化させた複数の引張試験の結果から同一の流動応力曲線が同定できるかどうか、3) に関しては、あらかじめ設定した異なる加工硬化挙動の

流動応力曲線がそれぞれ同定可能かどうか、という観点で検証を実施する。検証後、実際の材料に提案手法を適用し、実問題での適用性を検証する。

また、1.3節で述べたように、破断までの流動応力曲線を同定することと、各種の延性破壊予測モデルのパラメータを同定することとは、破断までの応力とひずみの負荷履歴を同定するという意味においては、等価な問題であるといえる。本手法では、流動応力曲線が同定できた時点で、FEMのポスト処理によって任意の場所における各種の応力やひずみの履歴を抽出可能となり各種の延性破壊パラメータが同定可能となる。しかしながら、同定されたパラメータが実用問題に有効であるかどうかは、実証実験を通じて注意深く検証する必要がある。そこで、本論文では、鍛造の初期工程で多用される据込み試験の表面割れを対象にした実証実験を行い、その有効性を検証した。

本論文は5章で構成されており、それぞれの章で取り上げる内容は以下の通りである。

第1章は序論であり、既存の流動応力曲線の同定技術および延性破壊のメカニズムや各種の延性破壊予測モデルを概観するとともに、本論文で取り扱う研究の目的および位置づけを明確にしている。

第2章では、切欠丸棒引張試験に対してFEMと最適化手法を利用した新しい応力補正法を提案するとともに、数値実験および実際の鉄鋼材料を対象とした実験を通じて、提案する応力補正法の妥当性と、従来技術であるBridgman法との比較を行っている。

第3章では、加工硬化挙動の異なる3種類の金属材料に対して、提案手法により各流動応力曲線および2種類の延性破壊条件式の限界ダメージ値を同定している。また、Bridgman法を利用した場合の限界ダメージ値の同定結果との比較を行い、その差異についての考察をしている。

第4章では、炭素鋼S45Cを対象に、冷間鍛造の初期工程で多用される据込みの割れ予測に取り組む。切欠付き丸棒引張試験のみでは、決定できる延性破壊パラメータの応力三軸度範囲が十分でないため、3点曲げ試験も実施し、指数関数型の延性破壊予測モデルのパラメータを決定する。円柱の端面拘束圧縮試験での圧縮限界により、決定した延性破壊パラメータの妥当性を検証した。

第5章は総括であり、本研究で得られた成果についてまとめている。

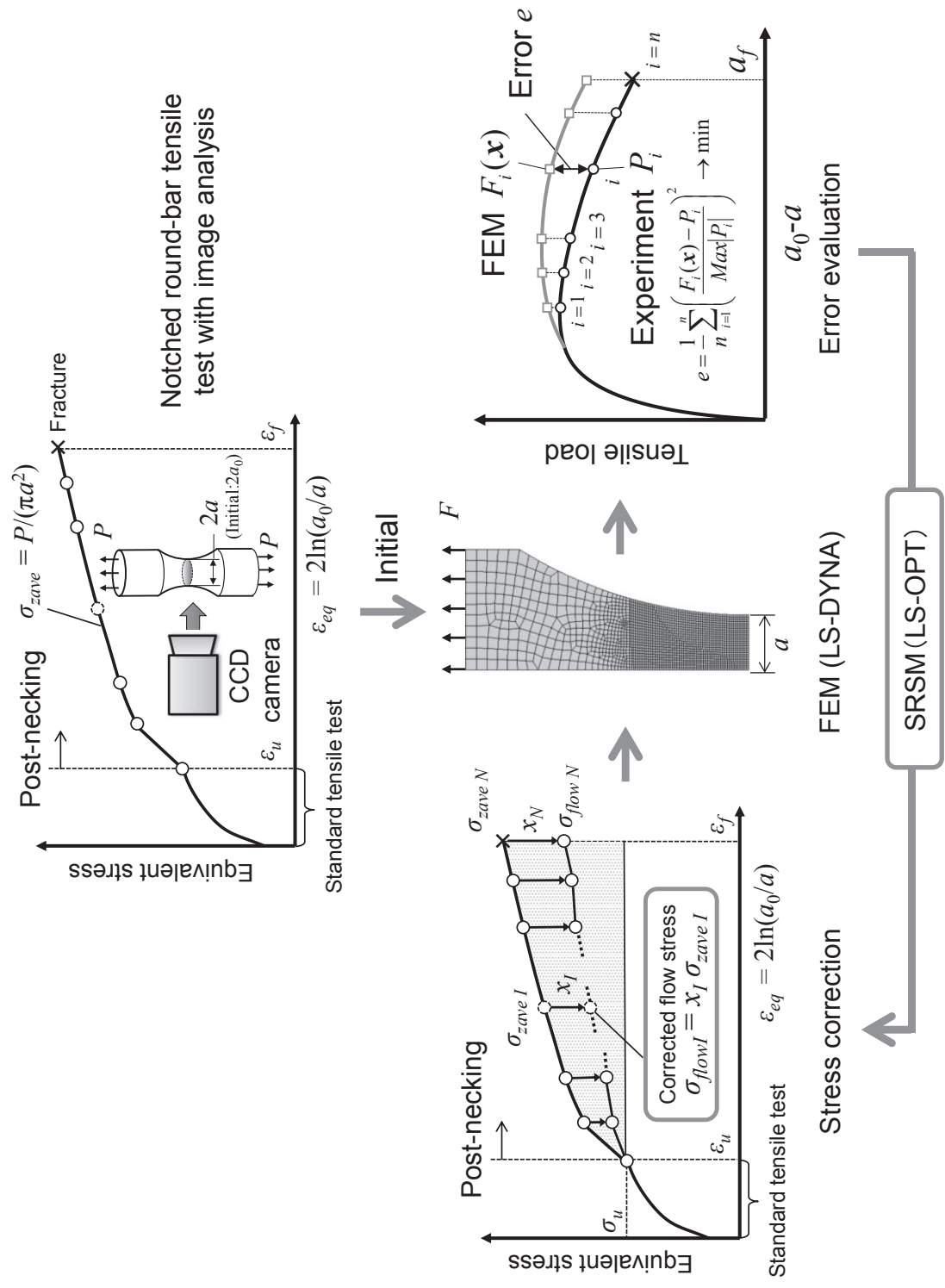


Fig. 1-16 Schematic diagram of proposed stress correction method

参考文献

- 1-1) 近畿鍛工品事業共同組合：<http://www.kintan.jp/forging.html>.
- 1-2) 日本政策投資銀行：今月のトピックス，No.083 (2005).
- 1-3) 例えば，森下忠晃：自動車生産における塑性加工技術の発展，*塑性と加工*，**52-600** (2011)，101-107.
- 1-4) 日本塑性加工学会編：塑性加工技術シリーズ 4 鍛造，コロナ社 (1995)，12.
- 1-5) 澤辺弘，吉村豹治：金型設計の工夫あれこれ塑性と加工，**40-464**(1999)，857-862.
- 1-6) 日本塑性加工学会編：塑性加工技術シリーズ 4 鍛造，コロナ社 (1995)，150.
- 1-7) 石川孝司，高柳聡，吉田佳典，湯川伸樹，伊藤克浩，池田実：冷間多段押し出し成形における内部欠陥の予測，*塑性と加工*，**42-488** (2001)，949-953.
- 1-8) 小坂田宏造，金炫琪：役立つ鍛造シミュレータ，*塑性と加工*，**39-454**(1998)，1107-1111.
- 1-9) 藤川真一郎：自動車産業における鍛造技術の進化とその展望，*塑性と加工*，**52-600**(2011)，148-152.
- 1-10) 総務省：中小企業のものづくり基盤技術の高度化に関する法律，平成十八年四月二十六日法律第三十三号.
- 1-11) 中小企業庁：<http://www.chusho.meti.go.jp/keiei/sapoin/index.html>.
- 1-12) 産業競争力懇談会 COCN，HPC 応用研究会：産業競争力懇談会 2011 年度研究会最終報告(2012).
- 1-13) 特定非営利活動法人 CAE 懇話会：<http://www.cae21.org/>
- 1-14) 特定非営利活動法人非線形 CAE 協会：<http://www.jancae.org/>
- 1-15) 特定非営利活動法人 CAE 支援ネット：<http://www.caesn.org/>
- 1-16) Cockcroft, M.G., Latham, D.J.: Ductility and the workability of metals, *Journal of the Institute of Metals*, **96** (1968) 33-39.
- 1-17) Ayada, T., Higashino, T., Mori, K. : Proc. of 1st ICTP, Advanced Technology of Plasticity, **1**(1984), 553-558.
- 1-18) 日本工業規格：金属材料引張試験方法，JIS Z 2241 (2011).
- 1-19) 日本塑性加工学会：わかりやすい鍛造加工，(2005)，204.
- 1-20) P. Ludwik : Julius(Ed.): *Element der Tech. Mech*, (Springer, Berlin1909) 32.
- 1-21) Swift, H.W. : Plastic instability under plane stress, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **1** (1952), 1-18.
- 1-22) Voce, E.: The relationship between stress and strain for homogeneous deformation, *Journal of the Institute of Metals*, **74** (1948), 537-562.
- 1-23) Bridgman, P.W.: *Studies in Large Plastic Flow and Fracture*, (1952), 9-32, McGrawHill.

- 1-24) Davidenkov, N. N., Spiridonova, N. I.: Proc. ASTM, **46** (1946), 1147-1158.
- 1-25) J.W.Hancock and A.C.Mackenzie: On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **24** (1976), 147-160.
- 1-26) 榎並啓太郎, 長井寿: 円周切欠引張試験による塑性変形限界の評価, *鉄と鋼*, **91-2** (2005), 285-291.
- 1-27) 榎並啓太郎, 長井寿: 断続引張試験による局所くびれ以降の真応力-真ひずみ線図の評価, *鉄と鋼*, **91-9** (2005), 712-718.
- 1-28) 土田紀之, 井上忠信, 榎並啓太郎: 様々な金属材料を用いた断続引張試験と Bridgman の式による破断直前までの真の応力-ひずみ関係の推算, *日本金属学会誌*, **76-10** (2012) 579-586.
- 1-29) Alves, M., Jones, N.: Influence of hydrostatic stress on failure of axisymmetric notched specimens. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **47** (1999), 643-667.
- 1-30) La Rosa, G., Mirone, G., Risitano, A.: Post-necking elastoplastic characterization: degree of approximation in the Bridgman method and properties of the flow-stress/true-stress ratio, *Metallurgical and Materials Transactions A*, **34A** (2003), 615-624.
- 1-31) Bao, Y., Wierzbicki, T.: On the cut-off value of negative triaxiality for fracture. *Engineering Fracture Mechanics*, **72** (2005), 1049-1069.
- 1-32) Mirone, G.: A new model for the elastoplastic characterization and the stress-strain determination on the necking section of a tensile specimen, *International Journal of Solids and Structures*, **41** (2004), 3545-3564.
- 1-33) Koc, P., Štok, B.: Computer-aided identification of the yield curve of a sheet metal after onset of necking, *Computational Materials Science* **31** (1) (2004), 155-168.
- 1-34) Hasegawa, K., Chen, Z., Nishimura, K., Ikeda, K.: Determination of True Stress–Strain Curves of Sheet Metals in Post-Uniform Elongation Range, *Materials Transactions*, **50** (2009), 138-144.
- 1-35) Roth, C.C., Mohr, D.: Effect of strain rate on ductile fracture initiation in advanced high strength steel sheets: Experiments and modeling. *International Journal of Plasticity*, **56** (2014), 19–44.
- 1-36) Yanagida, A., Liu, J., Yanagimoto, J.: Flow Curve Determination for Metal under Dynamic Recrystallization Using Inverse Analysis. *Materials Transactions*, **44** (2003), 2303–2310.
- 1-37) Coppieters, S., Cooreman, S., Sol, H., Van Houtte P., Debruyne, D.: Identification of the post-necking hardening behavior of sheet metal by comparison of the

- internal and external work in the necking zone, *Journal of Materials Processing Technology*, **211** (3) (2011) 545-552.
- 1-38) Kim, J.H., Serpantié, A., Barlat, F., Pierron, F., Lee, M.G.: Characterization of the post-necking strain hardening behavior using the virtual fields method, *International Journal of Solids and Structures*, **50** (2013), 3829–3842.
- 1-39) Dunand, M., Mohr, D.: Hybrid experimental-numerical analysis of basic ductile fracture experiments for sheet metals, *International Journal of Solids and Structures*, **47** (2010), 1130-1143.
- 1-40) Kajberg, J., Lindkvist, G.: Characterisation of materials subjected to large strains by inverse modelling based on in-plane displacement fields, *International Journal of Solids and Structures*, **41** (2004), 3439-3459.
- 1-41) 小坂田宏造：鍛圧加工における変形過程と欠陥発生，*塑性と加工*，**17-187** (1976)， 627.
- 1-42) 石川孝司：冷間鍛造における材料の割れ予測，*塑性と加工*，**53-620** (2012) 790-794.
- 1-43) 小坂田宏造，綿谷晶廣，関口秀夫：冷間塑性加工条件における炭素鋼の延性破壊，第2報金属組織の影響，*日本機械学会論文集*，**43-376** (1977) 4463-4473.
- 1-44) McClintock, F.A.: A criterion for ductile fracture by the growth of holes. *ASME Journal of Applied Mechanics* **35** (1968), 363-371.
- 1-45) Rice, J.R., Tracey, D.M.: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* **17** (1969), 201-217.
- 1-46) Gurson, A.L.: Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I—Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media, *Journal of Engineering Materials and Technology*, **99** (1977), 2.
- 1-47) Bao, Y., Wierzbicki, T.: On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space, *International Journal of Mechanical Sciences*, **46** (2004), 81-98.
- 1-48) Bai, Y., Wierzbicki, T.: A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence, *International Journal of Plasticity*, **24** (2008), 1071-1096.
- 1-49) Yoshida, Y., Yukawa, N., Ishikawa, T.: Determination of ductile damage parameters by notched round bar tension test using image analysis, *Proc. of 8th NUMIFORM*, (2004), 1869-1874.
- 1-50) 吉田佳典：延性破壊条件式と延性破壊パラメータ決定法，*塑性と加工*，**57-669** (2016) 940-944.

第2章 切欠付丸棒引張試験を用いた流動応力同定手法の開発²⁻¹⁾

2.1 緒言

第1章にて示したように、引張試験においてひとたび試験片にくびれが生じるとくびれ部は多軸応力状態にさらされるため、時々刻々の引張軸方向の平均応力（以後、平均引張応力と称する） $\sigma_{zave} = P/A$ はその影響を受けて、材料の流動応力 σ_{flow} より高めに計測されてしまう。Fig. 2-1 は丸棒引張試験における、流動応力と平均引張応力を示した模式図である。

本章では、この平均引張応力を流動応力に補正する新しい方法を提案する。画像解析を用いた切欠付丸棒引張試験を実施し、得られる平均引張応力 σ_{zave} に対してFEM解析と最適化手法による逆解析を利用することで応力補正量を決定する。この方法により破断に至るまでの流動応力を、同定することが可能となる。

本手法の妥当性を検証する目的で、FEM解析による切欠付丸棒引張試験の数値実験を実施し、あらかじめ設定した正解の流動応力曲線（以後、参照流動応力曲線 σ_{ref} と称する）が再現できるかを検証した。また、実材料を用いた実験では、高延性材料である一般構造用鋼材の切欠付丸棒引張試験に本手法を適用して破断までの流動応力曲線の同定を試みた。また、数値実験および実験において、本手法と並行して初等解法に基づく古典的な応力補正法である Bridgman 法¹⁻²³⁾でも応力補正を実施し、応力補正精度の比較を行った。

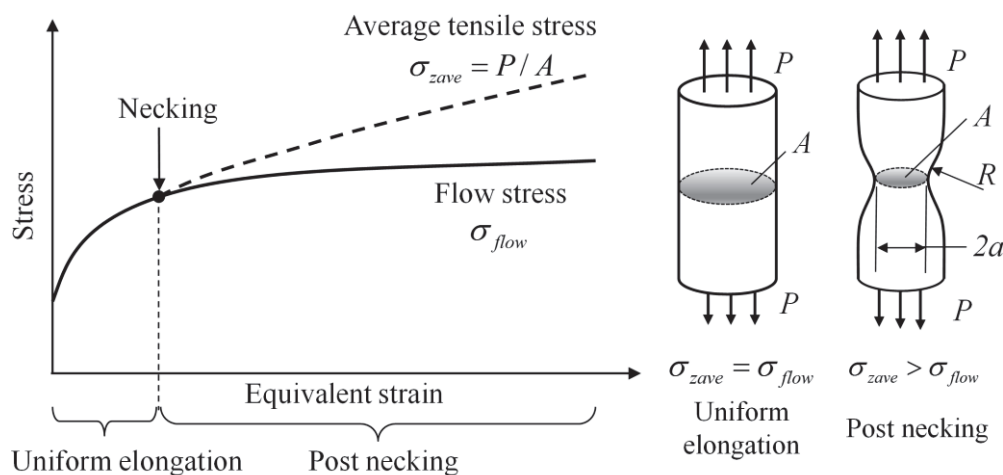


Fig. 2-1 Difference between the average tensile stress and the material flow stress in local elongation after necking

2.2 実験方法

2.2.1 供試材および試験片形状

一般構造用鋼材の SS400 丸棒から引張試験片を削り出し，実験に使用した．SS400 丸棒の化学組成を **Table 2-1** に示す．引張試験には **Fig. 2-2** に示すとおり，4 種類の切欠付丸棒引張試験片と 1 種類の平滑丸棒引張試験片を使用した．平滑丸棒引張試験にて計測した機械的特性値および一様伸びの範囲で同定した Swift 則のパラメータを **Table 2-2** に示す．ここで， ε_p は相当塑性ひずみである．切欠付丸棒引張試験片は，切欠形状を付与することでくびれ発生位置が定まり計測が容易になる．また，初期切欠半径 R_0 を変化させることで，くびれ部に発生する応力の負荷履歴を変化させた試験が可能となる．複数の応力負荷履歴の引張試験結果から同じ流動応力曲線が得られれば，手法が妥当であると判断できる．

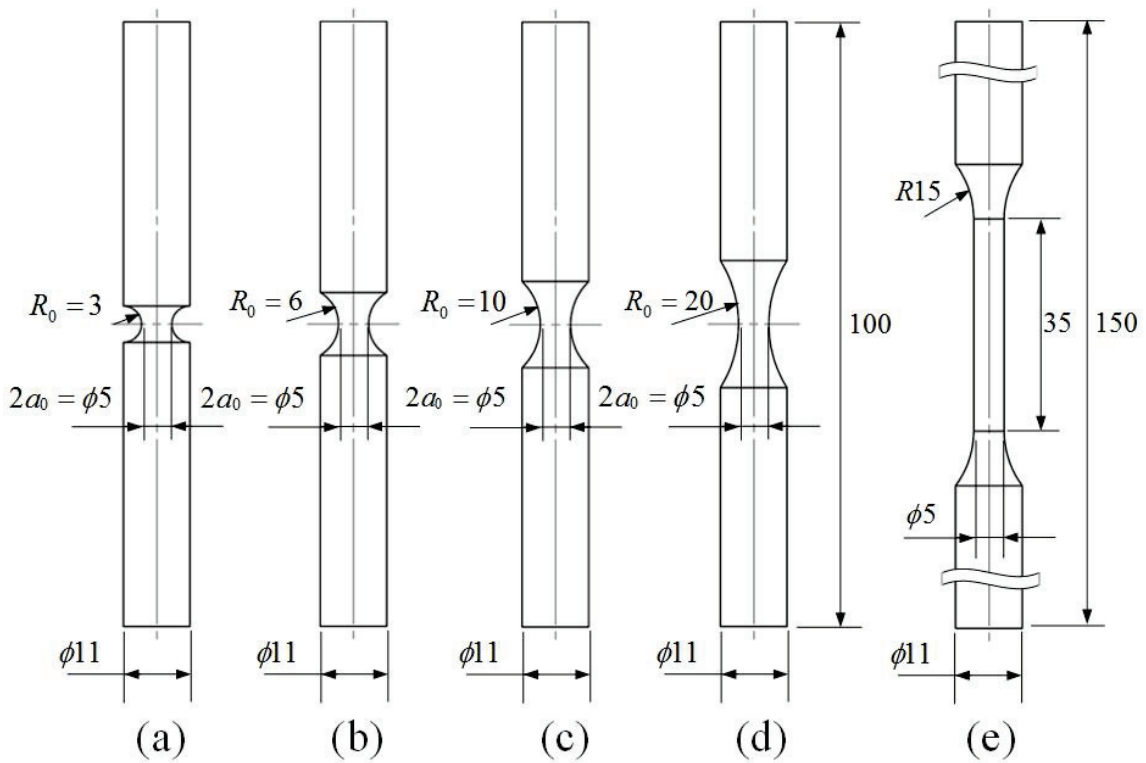


Fig. 2-2 Notched round bar specimens (a)~(d) and a smooth round bar specimen (e)
(unit: mm)

Table 2-1 Chemical compositions of SS400 (mass %)

C	Si	Mn	P	S
0.07	0.16	0.6	0.024	0.041

Table 2-2 Mechanical properties of SS400

Tensile strength	Yield strength	Uniform elongation	F^*	n^*	ϵ_0^*
473MPa	357MPa	19%	788MPa	0.19	0.002

*Approximated using $\sigma = F(\epsilon_0 + \epsilon_p)^n$ for $\epsilon_p = 0.1 - 0.19$

2.2.2 引張試験方法

4種の切欠付引張試験片に対してクロスヘッド速度で3 mm/minの速度で画像解析引張試験を行った。引張開始から破断までのくびれ部の変形の様子を CCD カメラ (Point Grey Research 社, GRAS-20S4M) で動画撮影し, 吉田ら¹⁻⁴⁹⁾が開発した画像解析システムによって最小断面半径 a と, 後述の Bridgman 法で必要となるくびれ底の曲率半径 R を連続的に測定した。なお, 本システムでは, R はくびれ底における画像輪郭を円弧に最小二乗近似することで決定している。各引張試験結果から以下の2種類の曲線を得た。その一つは, 平均引張応力 σ_{zave} - 相当ひずみ ε_{eq} 曲線であり, 応力補正の基準となる曲線である。丸棒でかつ等方的な変形をすると仮定すると, σ_{zave} は次式で計算できる。

$$\sigma_{zave} = P/(\pi a^2) \quad (2-1)$$

相当ひずみ ε_{eq} は, くびれ底断面内に分布するひずみを, 次式で平均的に評価したものである。

$$\varepsilon_{eq} = 2 \ln (a_0/a) \quad (2-2)$$

もう一方は, 引張荷重 P - くびれ底断面半径変化(a_0 - a)曲線であり, 後の逆解析の同定対象となる。

2.3 数値実験方法

提案手法の妥当性を検証する目的で、FEM による数値実験を実施した。軸対称かつくびれ底断面对称を仮定し、軸対称要素にて **Fig. 2-3** に示すように試験片縦断面の 1/4 領域をモデル化した。くびれ底における代表要素寸法は 0.1 mm である。材料は弾塑性体で von-Mises の降伏条件に従うと仮定した。FEM 解析ソルバには LS-DYNA971 (Livermore Software Technology Corporation) を用い、上端節点に強制変位を与えることで、引張試験解析を行った。

数値実験に使用する参照流動応力曲線 σ_{ref} は、式(2-3)および(2-4)に示すとおり、Swift および Voce 則に従う $\sigma_{ref}^{(swift)}$ 、 $\sigma_{ref}^{(voce)}$ の 2 種類を用意した。

$$\sigma_{ref}^{(swift)} = 830 (\varepsilon_p + 0.002)^{0.22} \quad (\text{MPa}) \quad (2-3)$$

$$\sigma_{ref}^{(voce)} = 602.7 - 338.0e^{-12.9\varepsilon_p} \quad (\text{MPa}) \quad (2-4)$$

両者は一様伸びの範囲内ではほぼ一致し、くびれ発生以降に違いを示すようにパラメータを調整してある。また引張試験解析結果から 2.2.2 節の実験と同様に、 $\sigma_{zave}-\varepsilon_{eq}$ 曲線および $P - (a_0-a)$ 曲線を、基準曲線および同定対象曲線として作成した。くびれ底の曲率半径 R については、くびれ底近傍の節点座標を円弧近似し、引張変位 0.1 mm ごとに抽出した。

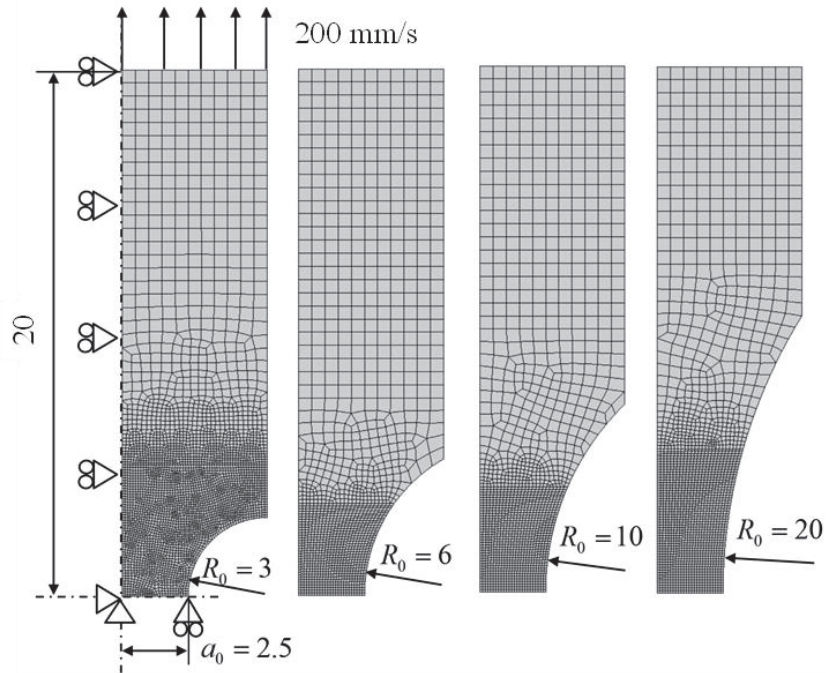


Fig. 2-3 Mesh in tensile specimen and boundary conditions

2.4 応力補正方法

2.4.1 Bridgman 法による応力補正（従来法）

Bridgman の応力解析¹⁻²³⁾によれば，丸棒引張試験におけるくびれ底断面における各応力成分は式(2-5)および(2-6)で表される．

$$\sigma_r = \sigma_\theta = \sigma_{flow} \cdot \ln \left(\frac{a^2 + 2aR - r^2}{2aR} \right) \quad (2-5)$$

$$\sigma_z = \sigma_{flow} \cdot \left\{ 1 + \ln \left(\frac{a^2 + 2aR - r^2}{2aR} \right) \right\} \quad (2-6)$$

ここで σ_r は半径方向応力， σ_θ は周方向応力， σ_z は引張方向応力， r はくびれ底断面中心からの半径方向の距離である．また， σ_z をくびれ底断面にわたって積分した値が P と等しくなることから，式(2-7)を導出することができる．

$$\sigma_{flow} = \frac{1}{\left(1 + 2\frac{R}{a}\right) \ln \left(1 + \frac{a}{2R}\right)} \sigma_{zave} \quad (2-7)$$

式(2-7)右辺の σ_{zave} にかかる項は， σ_{zave} を σ_{flow} に応力補正する拘束係数（以後，Bridgman の補正係数と称する）であり，時々刻々の R と a から決定することができる．実験結果および数値実験結果から得られる $\sigma_{zave-\epsilon_{eq}}$ 曲線と Bridgman の補正係数との積をとって応力補正を実施し $\sigma_{flow-\epsilon_{eq}}$ 曲線を得た．

2.4.2 逆解析による応力補正（提案法）

(a) 流動応力曲線のパラメータ表現

本提案法では、同定対象曲線である、 $P - (a_0 - a)$ 曲線が FEM 解析で再現されるように、逆解析によって σ_{zave} を補正する。逆解析に使用する $\sigma_{flow-\varepsilon_{eq}}$ 曲線は、実験および数値実験から得られる $\sigma_{zave-\varepsilon_{eq}}$ 曲線を基準曲線として、**Fig. 2-4** のように定義した。すなわち、一様伸びの範囲内では平滑丸棒引張試験片による σ_{zave} の測定値を正值とし、それ以降のひずみ範囲については N 個の区間に分割した多直線近似で表現した。各相当ひずみに対応する流動応力 σ_{flowI} は式(2-8)のように対応する平均引張応力 σ_{zaveI} に $\mathbf{x} = \mathbf{x}_I$ ($I = 1, 2, \dots, N$) を乗じる形で表現した。

$$\sigma_{flowI} = x_I \sigma_{zaveI} \quad (0 \leq x_I \leq 1, I = 1, 2, \dots, N) \quad (2-8)$$

$$\sigma_{flowI} \leq \sigma_{flowI+1} \quad (I = 1, 2, \dots, N) \quad (2-9)$$

ここで、 \mathbf{x} は Bridgman の補正係数に対応する最適化計算の設計変数である。本論文では、一般的に加工軟化が生じないとされる冷間かつ準静的な条件下での変形を対象と考え、式(2-9)の拘束条件を付与した。すなわち、図中の網かけ領域がこの流動応力曲線の定義式が表現しうる範囲となる。相当ひずみ区間の分割は、 $\varepsilon_u \leq \varepsilon_{eq} \leq 0.5$ の範囲では 0.05 間隔、 $0.5 \leq \varepsilon_{eq} \leq \varepsilon_f$ の範囲では 0.1 間隔とした。ここで、 ε_u は一様伸び限界の相当ひずみ、 ε_f は破断時のくびれ底における平均相当ひずみであり、破断時のくびれ底断面半径を a_f とすると、 $\varepsilon_f = 2 \ln(a_0/a_f)$ である。例えば数値実験結果を対象とした応力補正の場合、 σ_{ref} および R_0 によらず $\varepsilon_u = 0.2$ 、 $\varepsilon_f = 1.2$ と仮定すると、決定すべき設計変数は $x_1 \sim x_{13}$ の 13 個である。

(b) 逆解析の方法

逆解析の同定対象曲線は、前述の通り、破断までの $P - (a_0 - a)$ 曲線とした。この曲線には一様伸び以降の σ_{flow} の情報が多く含まれる。**Fig. 2-5** は同定対象曲線における引張荷重の実験点 P_i と逆解析の荷重の計算点 $F_i(\mathbf{x})$ 間の誤差に関する模式図である。式(2-10)に定義した P_i と $F_i(\mathbf{x})$ の間の平均二乗誤差 e の最小化を目的関数として、 \mathbf{x} の最適値を求める。ここで、 n は対象曲線の分割数である。本研究では、多変数かつ大規模モデルでの逆解析を行うため、 \mathbf{x} の最適値の探索に、GA²⁻²⁾等に代表される大域的最適化手法ではなく、Stander らによって開発された逐次近似応答曲面法²⁻³⁾の一種である SRSM (Successive Response Surface Method) 法を使用した。同法は局所最適化に適した特徴がある。最適化ソフトウェアには、LS-OPT4.2 (Livermore Software Technology Corporation)を使用した。**Fig. 2-6** には、SRSM のフローチャートを示す。実験計画の水準選択には D -optimal 計

画を使用して引張試験解析を実施する。次いで応答曲面を作成するが、同定対象曲線に対応する計算点ごとに応答曲面 $F_i(\mathbf{x})$ を作成し、式 (2-10) で定義した e の関数の最適化を実施する。

$$e = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left(\frac{F_i(\mathbf{x}) - P_i}{\text{Max}|P_i|} \right)^2 \rightarrow \min \quad (2-10)$$

応答曲面 $F_i(\mathbf{x})$ は \mathbf{x} に関する一次多項式である。また e の最小値の探索には、ASA²⁻⁴⁾ (Adaptive simulated annealing) 法を用いた。実験と解析結果の誤差が十分小さくなるまで、パラメータ \mathbf{x} の探索領域を移動、縮小させて繰り返し計算を実施した。なお逆解析で実施する引張試験解析は、 $\sigma_{flow-\epsilon_{eq}}$ 曲線を除いて 2.3 節の数値実験と同一の条件で実施した。

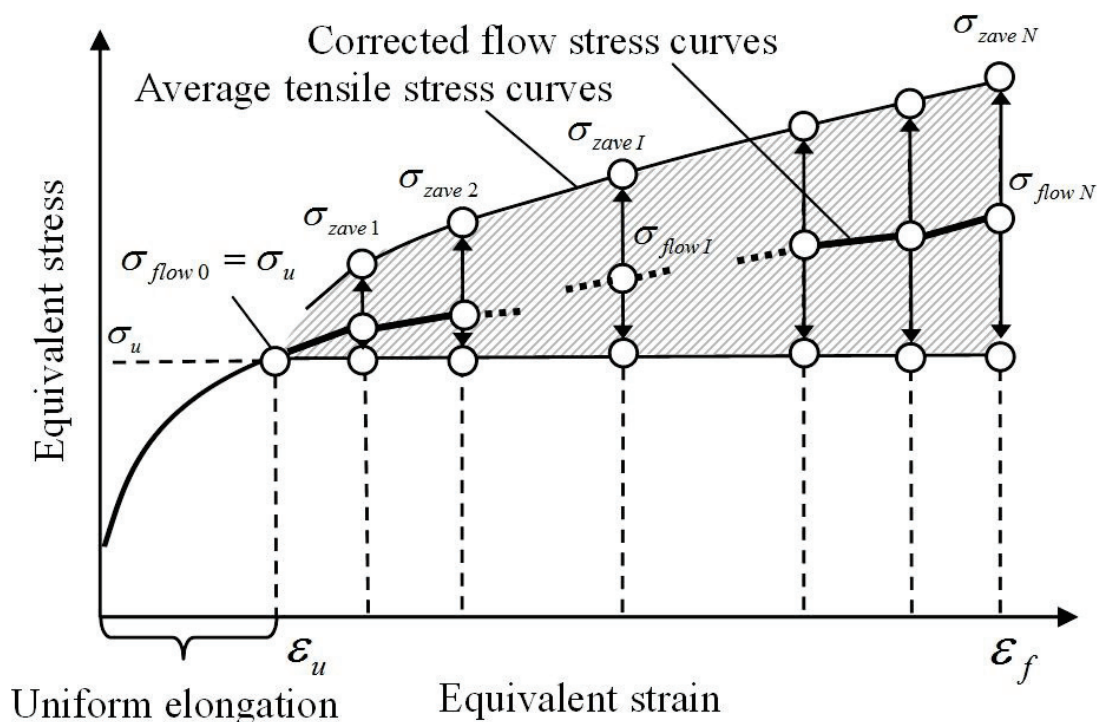


Fig. 2-4 Corrected flow stress curve for inverse analysis

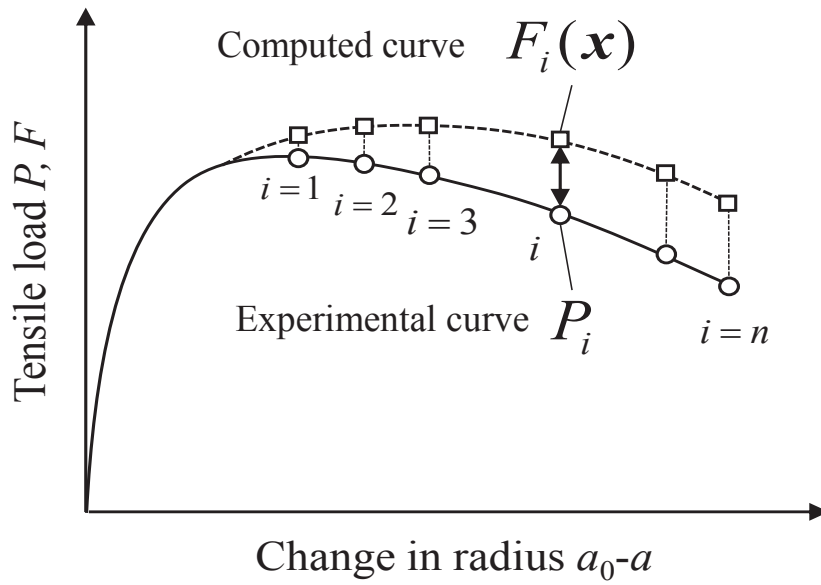


Fig. 2-5 Error between experimental and computed curve

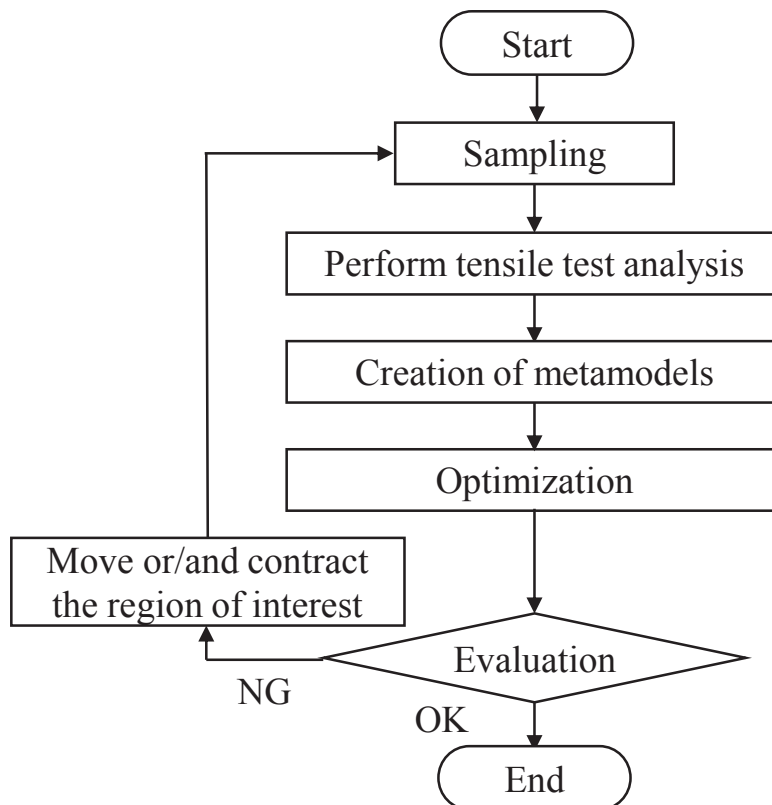


Fig. 2-6 Flowchart of optimization method

2.5 結果と考察

2.5.1 数値実験を対象とした応力補正とその考察

数値実験結果を用いた検証のフローチャートを **Fig. 2-7** に示す。Bridgman 法および逆解析手法それぞれで応力補正された σ_{flow} の同定結果と数値実験に入力した σ_{ref} を比較し、その再現性を評価した。

Fig. 2-8 には、数値実験結果から式(2-1)および(2-2)を用いて $\sigma_{zave-\epsilon_{eq}}$ 曲線を計算した例として、 $\sigma_{ref}^{(swift)}$ を使用した場合の該当結果を示すが、時々刻々の断面積から σ_{zave} を計算したとしても、それらは $\sigma_{ref}^{(swift)}$ よりも常に高くなり、 R_0 が小さいほど顕著である。これは、 R_0 が小さいほど一軸応力状態から外れて多軸応力状態の影響が大きくなるためと考えられる。

(a) Bridgman 法による応力補正

$\sigma_{zave-\epsilon_{eq}}$ 曲線に対して、2.4.1 節の手順に従い Bridgman 法による応力補正を実施した結果を **Fig. 2-9** に示す。 $\sigma_{ref}^{(swift)}$ 、 $\sigma_{ref}^{(voce)}$ どちらを使った場合においても、応力補正された σ_{flow} は R_0 に関わらずおおむね 1 本に重なった。しかしながら、 ϵ_{eq} または ϵ_p が大きくなると $\sigma_{ref}^{(swift)}$ および $\sigma_{ref}^{(voce)}$ から乖離し、最大で Swift 則の場合で 12% 程度、Voce 則の場合で 16% 程度流動応力を過大に評価する結果となった。**Fig. 2-10** に、 $\epsilon_f=1.2$ 時点での、Bridgman 法による予測と数値実験結果のくびれ底断面における各応力成分分布の例を示す ($R_0=20\text{mm}$ 、参照流動応力曲線は $\sigma_{ref}^{(swift)}$)。式(2-5)、(2-6)および(2-7)の Bridgman 法で予測した応力分布は、数値実験の応力状態を十分再現できていない。そのため流動応力を過大に評価したと考えられる。

(b) 逆解析による応力補正

次に、2.4.2 節の手順に従い逆解析による応力補正を実施した結果について示す。**Fig. 2-11** は繰返し計算による設計変数の履歴の例であり、**Fig. 2-12** は応力補正結果の履歴の例である ($R_0=3\text{mm}$ 、参照流動応力曲線は $\sigma_{ref}^{(swift)}$)。8 回目の繰返し計算終了時点において、いずれの x_I も真値に収束している。応力補正結果も 8 回目の繰返し計算終了時点では、 $\sigma_{ref}^{(swift)}$ に一致していることが分かる。他のすべての組合せについて、8 回目の繰返し計算後の $\sigma_{flow-\epsilon_{eq}}$ 曲線の同定結果を重ねて表示したものが **Fig. 2-13** であるが、同定された $\sigma_{flow-\epsilon_{eq}}$ 曲線は R_0 にかかわらず 1 本に重なり、かつ $\sigma_{ref}^{(swift)}$ および $\sigma_{ref}^{(voce)}$ とそれぞれ一致した。**Fig. 2-14** は、数値実験による同定対象曲線と逆解析で同定した $\sigma_{flow-\epsilon_{eq}}$ 曲線を用いた $P - (a_0-a)$ 曲線の解析結果を比較したものであるが、試験片形状や参照流動応力曲線が異なっても数値実験結果を精度良く再現できていることが分かる。すなわち、数値実験の結果に逆解析を用いた応力補正を適用することで、参照応力曲

線を硬化則によらずに、複数の応力負荷履歴の試験からでも、再現することができた。

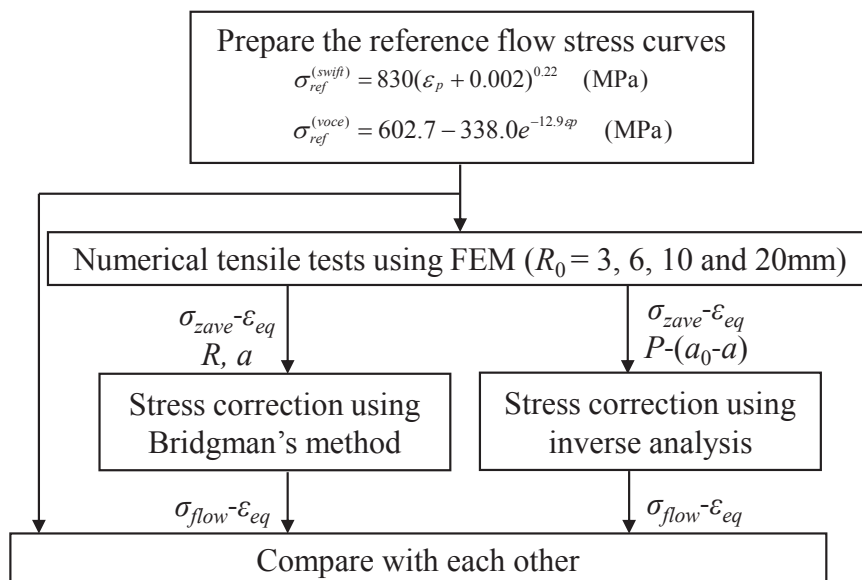


Fig. 2-7 Flowchart of the stress corrections and the validations for using the numerical tensile test results

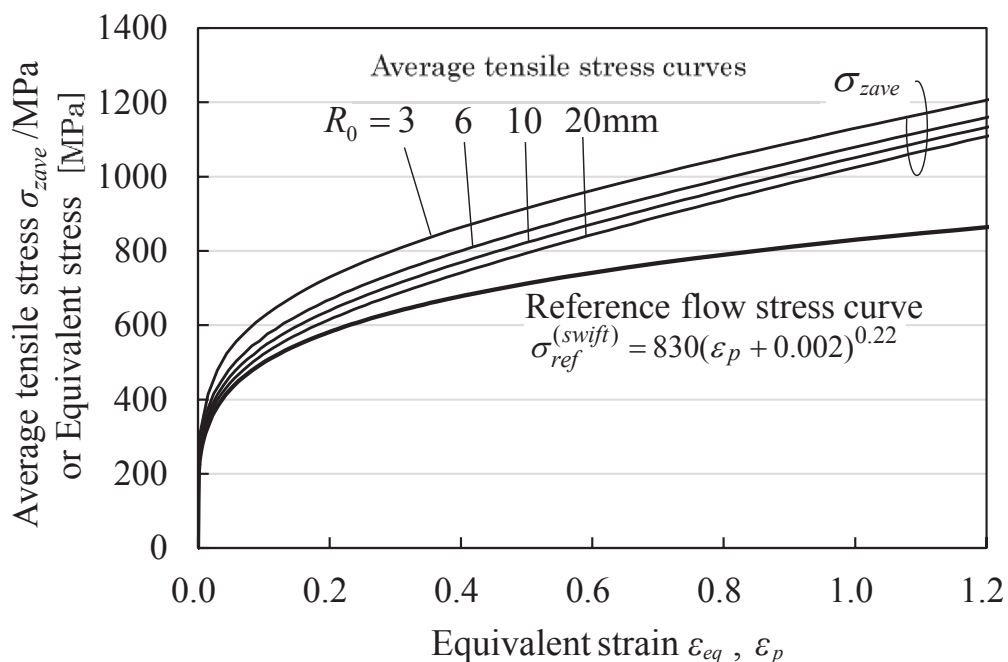


Fig. 2-8 Tensile average stress curves obtained from numerical tensile tests (Reference flow stress curve : $\sigma_{ref}^{(swift)}$)

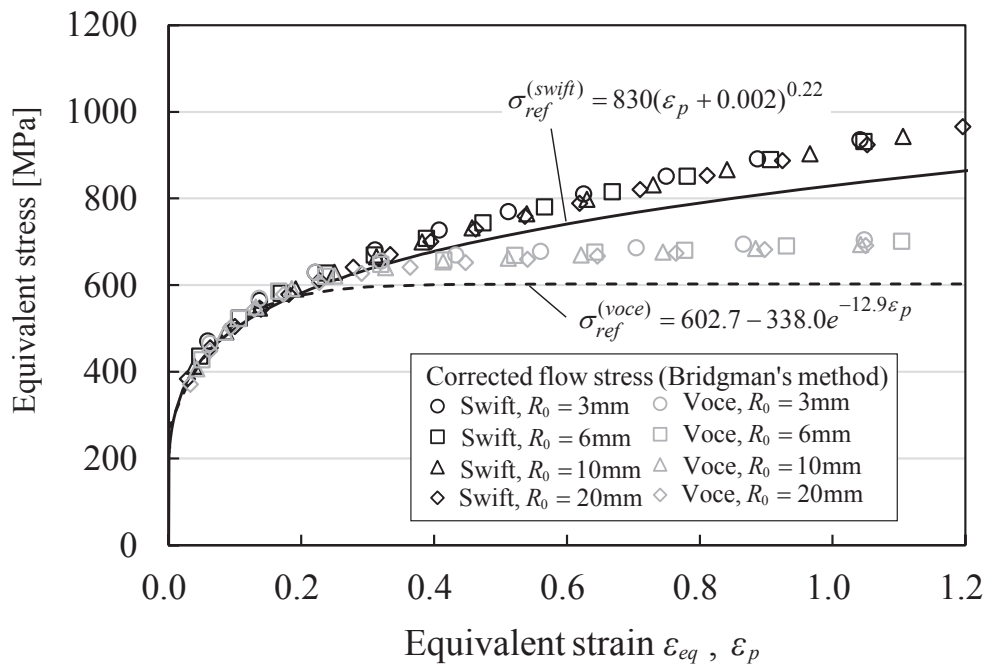


Fig. 2-9 Stress correction results using Bridgman's method about numerical tensile tests

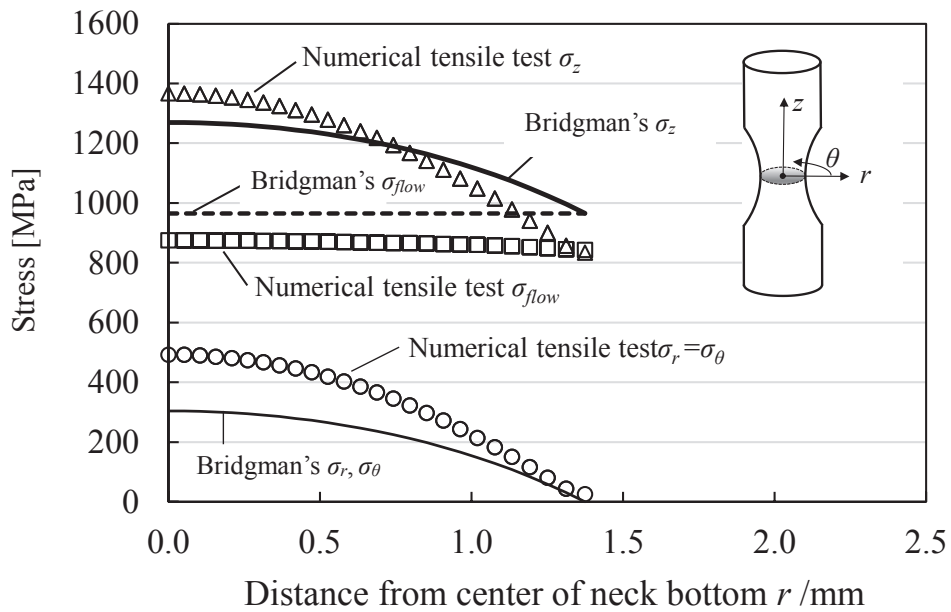


Fig. 2-10 Distribution of stress components on neck at $\epsilon_f = 1.2$ ($R_0 = 20$ mm, Reference flow stress curve : $\sigma_{ref}^{(swift)}$)

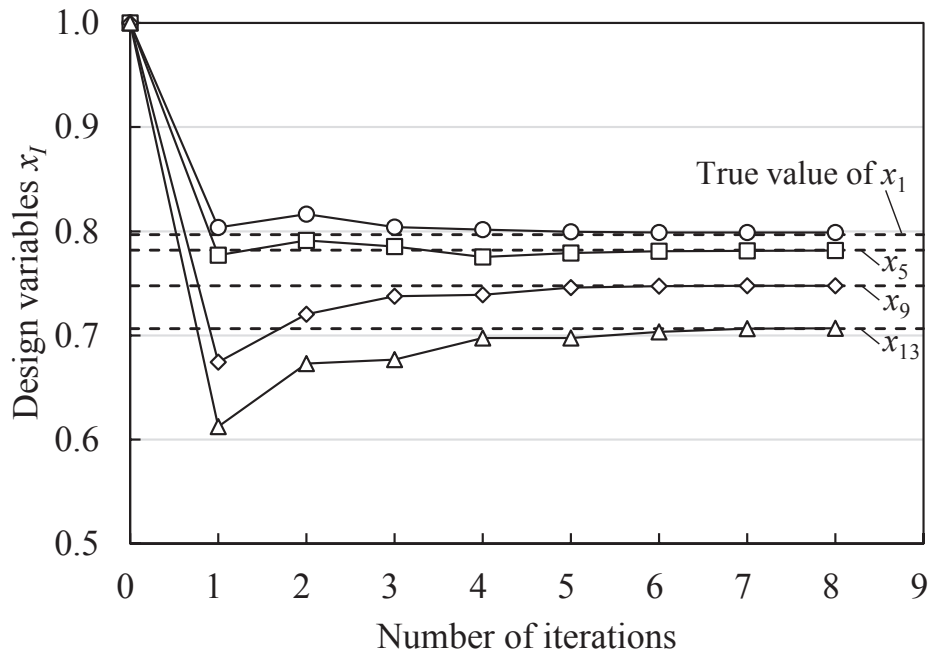


Fig. 2-11 History of design variables on inverse analysis ($R_0 = 3$ mm, Reference flow stress curve : $\sigma_{ref}^{(swift)}$)

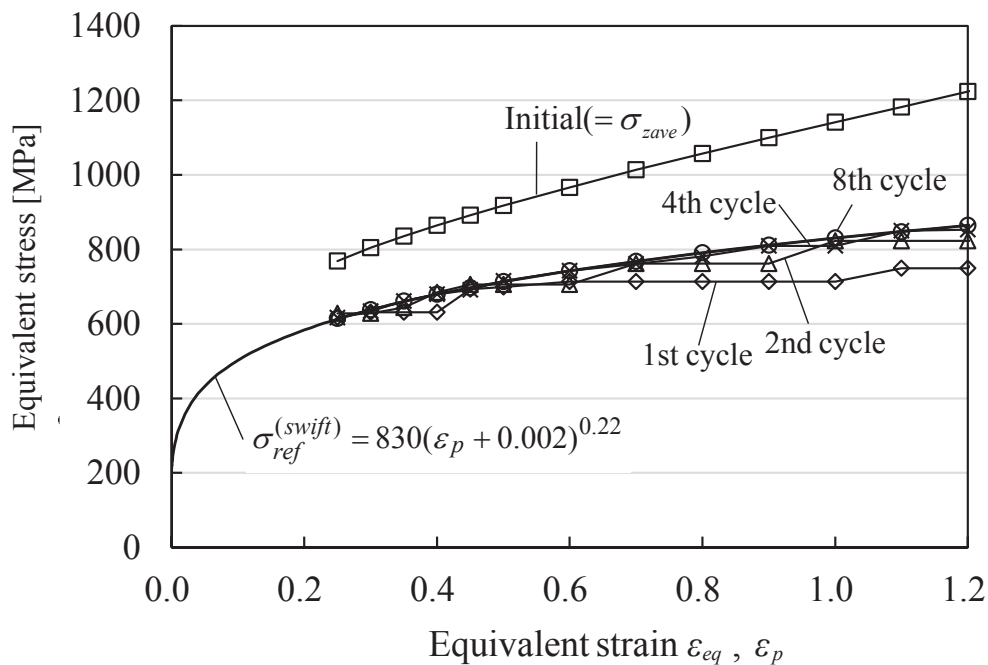


Fig. 2-12 History of stress correction results using inverse analysis ($R_0 = 3$ mm, Reference flow stress curve : $\sigma_{ref}^{(swift)}$)

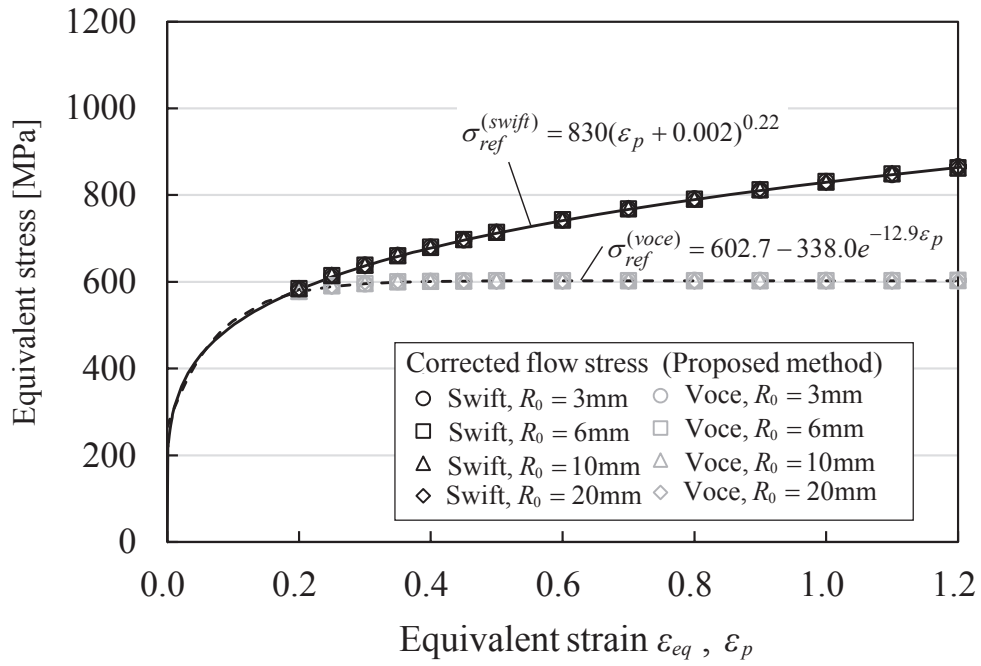


Fig. 2-13 Stress correction results using inverse analysis on numerical tensile tests

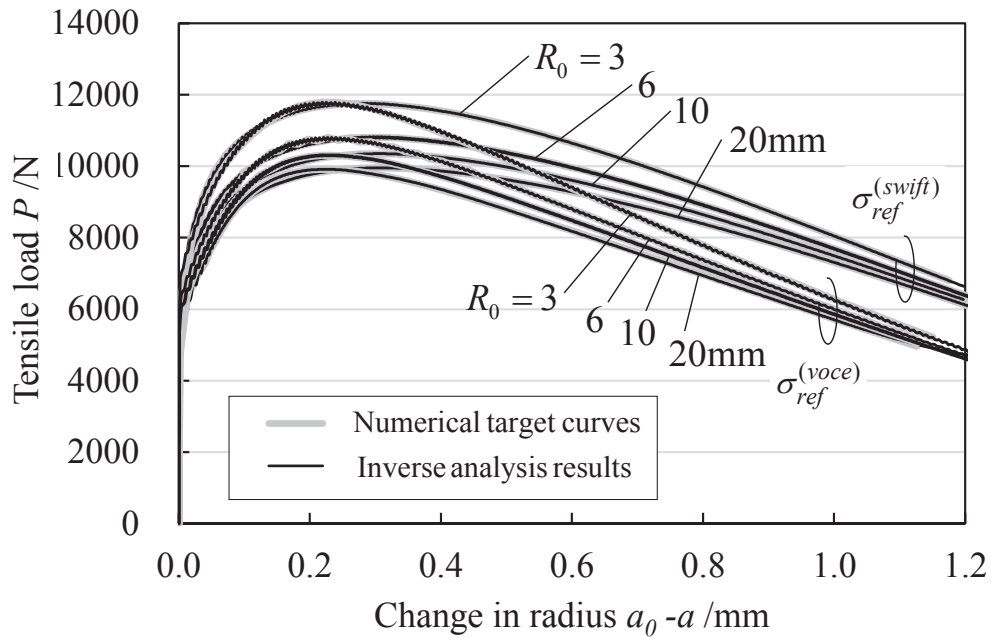


Fig. 2-14 Numerical target curves and inverse analysis results

2.5.2 SS400 引張試験を対象とした応力補正とその考察

SS400 引張試験結果を用いた応力補正のフローチャートを **Fig. 2-15** に示す。実際の材料では、くびれ以降の真の $\sigma_{flow-\epsilon_{eq}}$ 曲線は不明であるため、応力補正後の σ_{flow} の同定結果を、一様伸びの範囲で決定した Swift 則(**Table 2-2**)による外挿結果と比較した。

画像解析付引張試験から得られた各 R_0 の $\sigma_{zave-\epsilon_{eq}}$ 曲線の結果を **Fig. 2-16** に示す。なお、逆解析のためのデータ整理には、画像解析由来のノイズを除去するため、 a の時刻歴の測定値を 6 次関数で平滑化してから使用した。数値実験と同様に、 σ_{zave} は R_0 が小さいほど高いことが確認できる。また、 R_0 が小さいほど破断ひずみが小さくなるが、これは応力多軸度が増すためと考えられる²⁻⁵⁾。

逆解析手法で応力補正して得られた $\sigma_{flow-\epsilon_{eq}}$ 曲線の同定結果を **Fig. 2-17** に示す。 R_0 にかかわらず $\epsilon_u = 0.1$ とし、最適化アルゴリズムの繰返し回数は 8 回とした。図中には、Swift 則も示した。逆解析手法で応力補正した結果は、 R_0 によらずほぼ一本の曲線に重なり、Swift 則にはほぼ一致する結果となった。また、各試験片とも破断までの σ_{flow} が同定できており、 $R_0 = 20 \text{ mm}$ の場合で $\epsilon_f = 1.05$ までの σ_{flow} が同定できた。これは、一様伸び限界の 5 倍以上のひずみである。同定された $\sigma_{flow-\epsilon_{eq}}$ 曲線を使用した $P - (a_0-a)$ 曲線の同定曲線が **Fig. 2-18** であるが、実験結果を良く再現できていることが確認できる。

一方、Bridgman 法で応力補正した結果を **Fig. 2-19** に示す。応力補正後の $\sigma_{flow-\epsilon_{eq}}$ 曲線は試験片によらずおおむね一本の曲線に重なったものの、Swift 則よりも高めとなった。これは、Bridgman 法で応力補正した結果が逆解析手法の結果よりも高いことを意味しており、前節の数値実験の同定結果の傾向と合致する。これらのことから Bridgman 法で応力補正した結果より、逆解析手法で得られた $\sigma_{flow-\epsilon_{eq}}$ 曲線の方が、材料本来のそれに近いと考えられる。

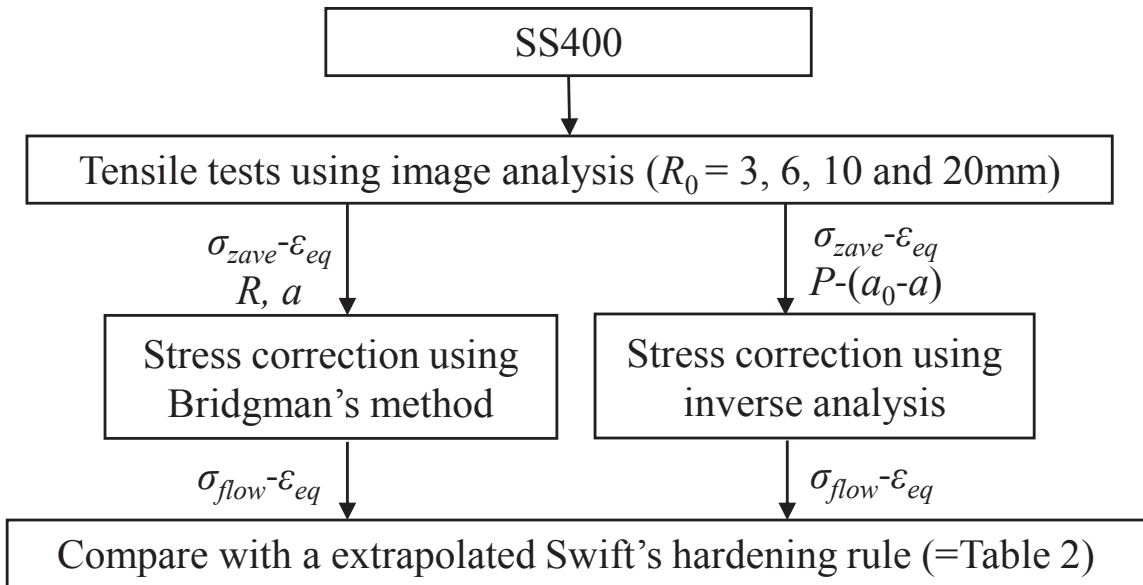


Fig. 2-15 Flowchart of stress corrections for using SS400 tensile test results

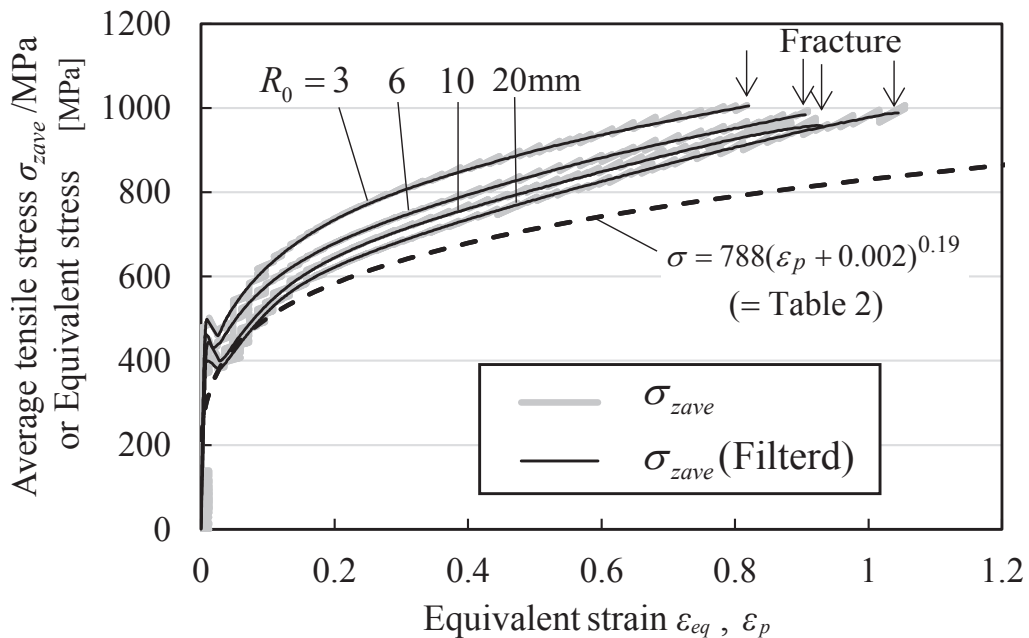


Fig. 2-16 Average tensile stress curves obtained from SS400 tensile tests using image analysis

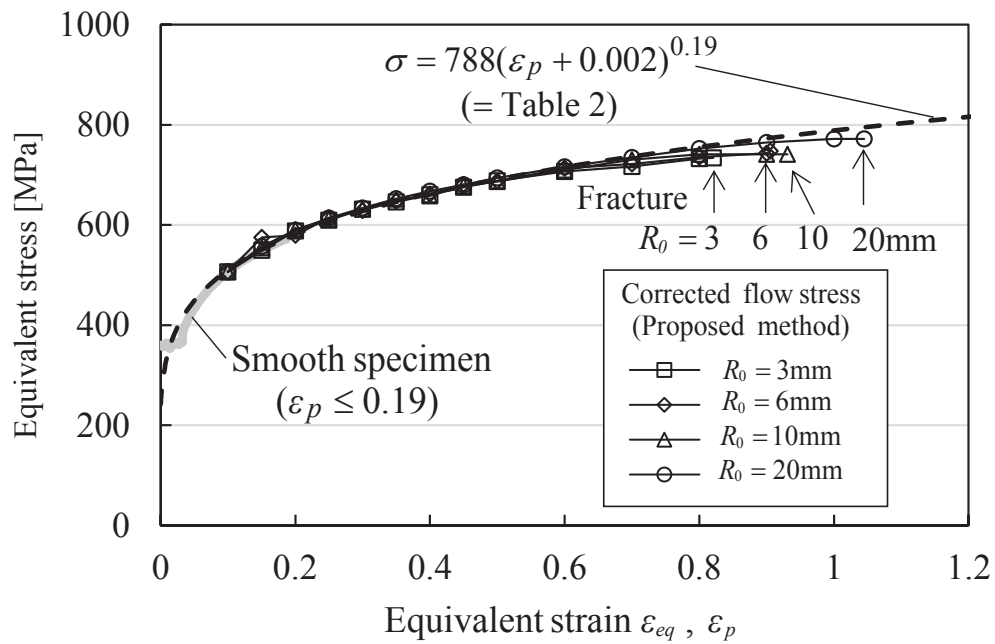


Fig. 2-17 Stress correction results using inverse analysis on SS400 tensile tests

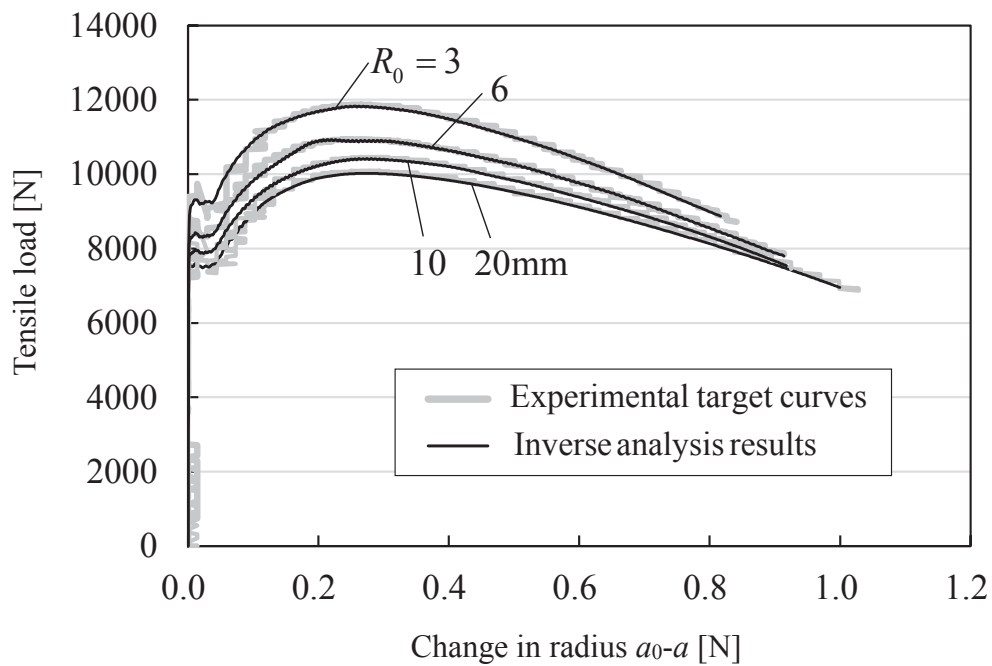


Fig. 2-18 Experimental target curves and inverse analysis results on SS400 tensile tests

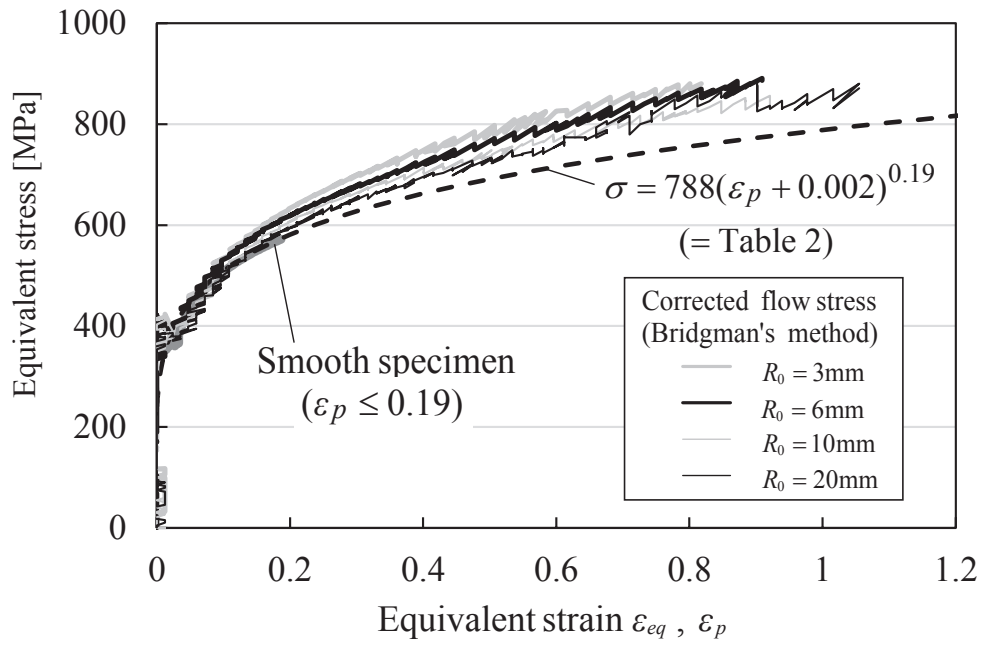


Fig. 2-19 Stress correction results using Bridgman's method on SS400 tensile tests

2.6 結言

本章では、切欠付丸棒引張試験の一樣伸び後の平均引張応力 - 相当ひずみ ($\sigma_{zave-\epsilon_{eq}}$) 曲線に逆解析による応力補正を行うことで、破断までの流動応力曲線 ($\sigma_{flow-\epsilon_{eq}}$) を硬化則によらない形で高精度に同定する手法を提案した。得られた結論は以下のとおりである。

数値実験結果を用いた検証において、

- 1) 逆解析法を用いた場合、複数の応力の負荷履歴に関わらず、加工硬化挙動の異なる 2 種類の参照流動応力曲線 σ_{ref} をそれぞれ良い精度で再現することができた。
- 2) Bridgman 法を用いた場合、応力補正後の流動応力 σ_{flow} はおおむね 1 本に重なるものの、相当ひずみ 1.2 のときに、参照流動応力を Swift 則の場合で 12% 程度、Voce 則の場合で 16% 程度過大に評価した。

SS400 の引張試験結果を用いた検証において、

- 3) 逆解析手法、Bridgman 法とも、同定した流動応力 σ_{flow} は、初期切欠半径 R_0 に関わらずおおむね 1 本に重なり、最大で相当ひずみで 1.0 を超える範囲までの流動応力 σ_{flow} を同定することができた。
- 4) 逆解析手法で同定した流動応力 σ_{flow} は、一樣伸びの範囲内で決定した Swift 則とほぼ一致した。一方、Bridgman 法の同定結果は、Swift 則よりも高めになり、数値実験の傾向と合致する。

参考文献

- 2-1) 村田真伸, 西脇武志, 吉田佳典 : 切欠付丸棒引張試験による変形抵抗同定のための応力補正法の検討, 塑性と加工, **57-669** (2016) 977-982.
- 2-2) Holland, J. H.: *Adaptation in Natural and Artificial Systems*, Univ. of Michigan Press, (1975), (MIT Press, 1992).
- 2-3) Stander, N., Craig, K. J. : *Eng. Comput.: On the robustness of a simple domain reduction scheme for simulation - based optimization*, *Engineering Computations*, **19-4** (2002), 431-450.
- 2-4) Ingber, L.: *Very fast simulated re-annealing*, *Mathematical and Computer Modelling*, **12-8** (1989) 967-973.
- 2-5) 大塚昭夫, 宮田隆司, 桜井勉, 飯田浩 : 延性破壊に及ぼす応力三軸度の影響, 材料, **34-381** (1984), 622-626.

第 3 章 切欠付丸棒引張試験を用いた

延性破壊パラメータの同定^{3-1), 3-2)}

3.1 緒言

第 2 章において、切欠付丸棒引張試験を対象に、FEM と最適化手法を併用した流動応力曲線の同定手法を提案した。この方法では、流動応力曲線の同定が完了した時点で FEM のポスト処理によって任意の点における破断までの各種の応力とひずみの負荷履歴も同時に求めることができるため、各種の延性破壊パラメータを同定することが可能となる。

本章では、加工硬化挙動の異なる 3 種類の金属材料に対して、それぞれ初期切欠半径が異なる 4 種類の切欠丸棒引張試験を実施し、提案手法により各流動応力曲線および 2 種類の延性破壊条件式の限界ダメージ値を同定した。また、従来法である Bridgman の応力解析でも限界ダメージ値の評価を行い、応力評価の方法が、限界ダメージ値の同定結果に及ぼす影響を調査した。

3.2 実験方法

3.2.1 供試材および試験片形状

供試材には，一般構造用鋼材 SS400 丸棒，中炭素鋼 S45C 丸棒およびアルミニウム合金材 A5056-H34 丸棒を使用した．なお，SS400 は前章で使用したものと同一である．切欠付引張試験片形状を **Fig. 3-1 (a)~(d)** (再掲 2-2)に示す．ここで， a_0 はくびれ底における初期最小断面半径， R_0 は初期切欠半径である．試験片に切欠形状を付与することで，くびれ発生位置が定まり計測が容易になる．また， R_0 を変化させることで，くびれ部に発生する応力の負荷履歴を変化させた試験が可能となる．複数の応力負荷履歴の引張試験結果から同じ流動応力曲線が得られれば，手法が妥当であると判断できる．**Fig. 3-1 (e)** の平滑丸棒引張試験片を用いて 3 mm/min の引張速度にて計測した機械的特性値および一様伸びの範囲で決定した Swift 則と Voce 則のパラメータを **Table 3-1** に示す．

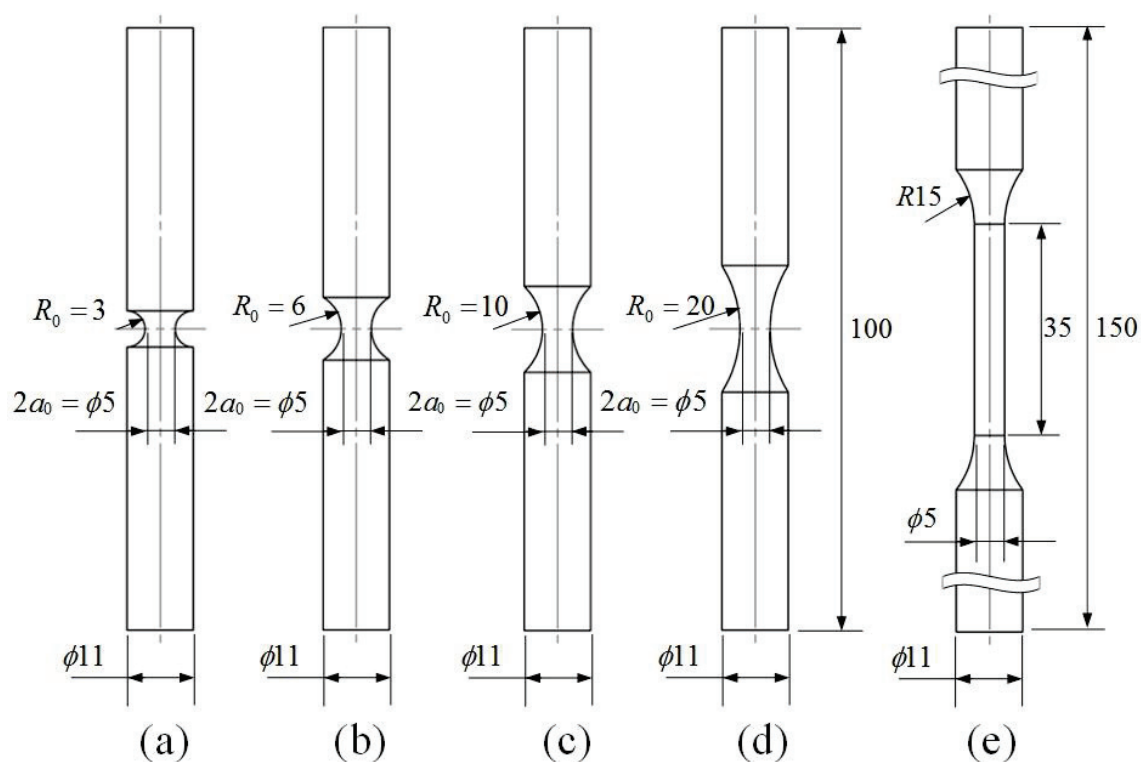


Fig. 3-1 Notched round bar specimens (a)~(d) and a smooth round bar specimen (e)
(unit: mm)

Table 3-1 Mechanical properties and the parameters of Swift's and Voce's model

		SS400	S45C	A5056-H34
Tensile strength	[MPa]	473	776	318
Yield strength	[MPa]	357	575	225
Uniform elongation	[%]	19	2	11
Swift's hardening rule $\sigma = F(\varepsilon_0 + \varepsilon_p)^n$	F^* [MPa]	788	1052	567
	n^*	0.19	0.07	0.21
	ε_0^*	0.002	0.00028	0.013
Voce's hardening rule $\sigma = a - be^{c\varepsilon_p}$	a^* [MPa]	638	797	379
	b^* [MPa]	284	219	154
	c^*	-7.78	-200	-18.9

*Determined at $\varepsilon_p = 0.1 - 0.19$ (SS400), $0.005 - 0.02$ (S45C), $0.002 - 0.11$ (A5056-H34)

3.2.2 引張試験方法

Fig. 3-2 に実験装置の概念図を示す. 4 種類の切欠付引張試験片に対して 3 mm/min の速度で画像解析付引張試験を行った. 破断までのくびれ部の変形を CCD カメラ (Point Grey Research 社, GRAS-20S4M) で動画撮影し画像解析によって時々刻々の最小断面半径 a を測定した¹⁻⁴⁹⁾. また, Bridgman 法で必要となるくびれ部曲率半径 R も画像処理によって同時に測定した. 前章同様, 応力補正の基準となる平均引張応力 σ_{zave} - 相当ひずみ ϵ_{eq} 曲線および逆解析の同定対象となる引張荷重 P - くびれ底断面半径変化(a_0 - a)曲線の 2 種類の曲線を計測した.

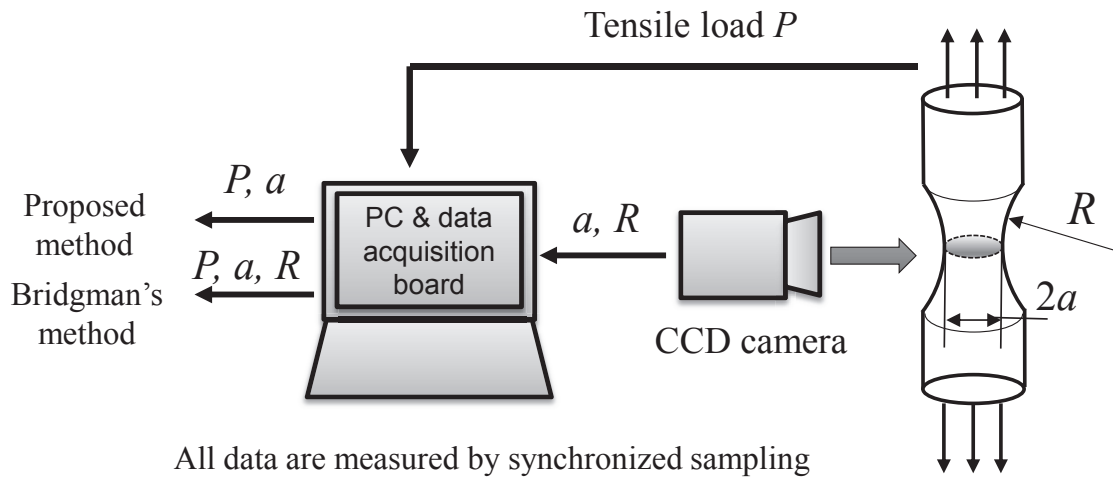


Fig. 3-2 Schematic diagram of tensile test using image analysis

3.3 提案手法による応力補正方法

本法²⁻¹⁾は、実験から得られた $P - (a_0 - a)$ 曲線の関係が、FEM で再現されるまで最適化手法を用いて $\sigma_{zave} - \varepsilon_{eq}$ 曲線の各応力値に対する応力補正係数を変化させるものである。解析に使用した有限要素モデル、解析条件および最適化の条件は、前章と共通である。材料は弾塑性体で von-Mises の降伏条件に従うと仮定し軸対称要素にて有限要素解析を行った。 $P - (a_0 - a)$ 曲線に関する FEM 解析と実験との誤差の最小化を目的関数として、逐次近似応答曲面法の一つである SRSM 法を用いて、多直線化された流動応力曲線の各応力値の補正係数の最適値を探索した。有限要素ソルバには LS-DYNA971 (Livermore Software Technology Corporation) を、最適化ソフトウェアには LS-OPT4.2 (Livermore Software Technology Corporation) を使用した。

3.4 提案手法による流動応力曲線および延性破壊パラメータの同定結果

3.4.1 流動応力曲線の同定結果

まず、提案手法による流動応力曲線の同定結果について示す。SS400, S45C および A5056-H34 のすべての試験片について、8 回繰り返し計算終了後の P -(a_0 - a) 曲線を重ねたものが **Fig. 3-3** である。いずれの組合せにおいても実験結果を良く再現できていることが確認できる。また、提案手法により同定された SS400, S45C および A5056-H34 の流動応力曲線を **Fig. 3-4** に示す。図中には比較のため **Table 1** の Swift 則および Voce 則もあわせて表示した。いずれの材料も、同定された流動応力曲線は R_0 によらず、ほぼ一本に重なっており、異なる応力負荷履歴を経た実験結果からでも同一の流動応力曲線を得ることができた。SS400 では、同定された流動応力曲線はおおむね Swift 則に一致したが、A5056-H34 では、Voce 則に近い結果となった。S45C は、Swift 則と Voce 則の中間となった。また、いずれの材料に関しても、破断時の相当ひずみ ϵ_f は $R_0 = 20$ mm の試験片で最も大きく、SS400 では $\epsilon_f = 1.05$, S45C では $\epsilon_f = 0.26$, A5056-H34 では $\epsilon_f = 0.74$ までの流動応力曲線を同定できた。これは一様伸び限界ひずみに対して、それぞれ 5.5, 13 および 6.7 倍のひずみであった。

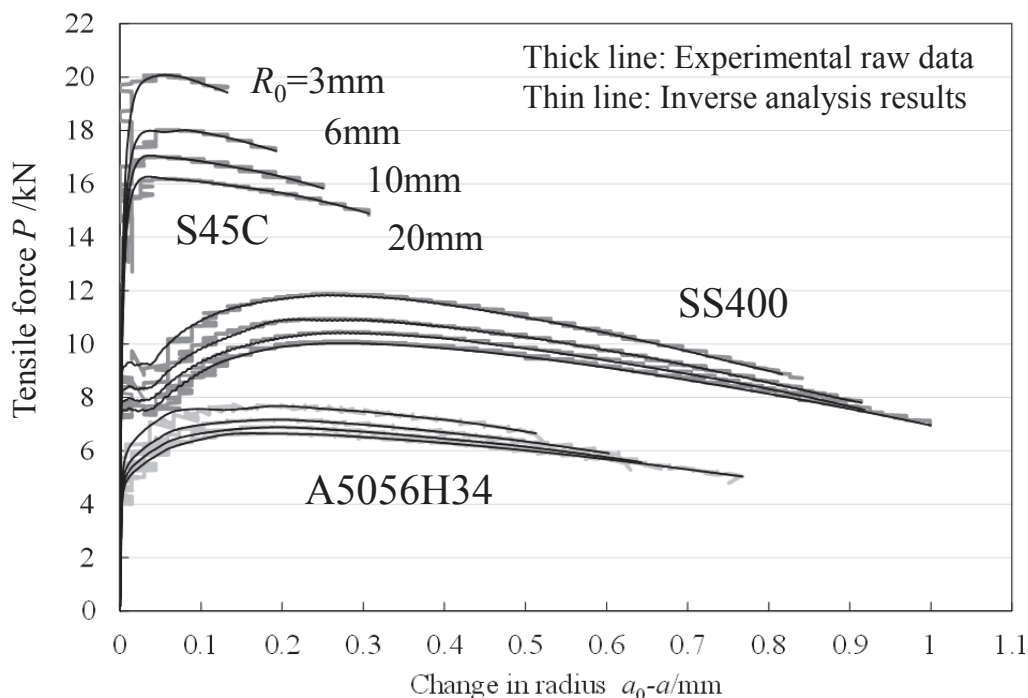


Fig. 3-3 Experimental target curve and inverse analysis results about tensile load P versus change in radius (a_0 - a) curve, after 8 cycle convergence calculation.

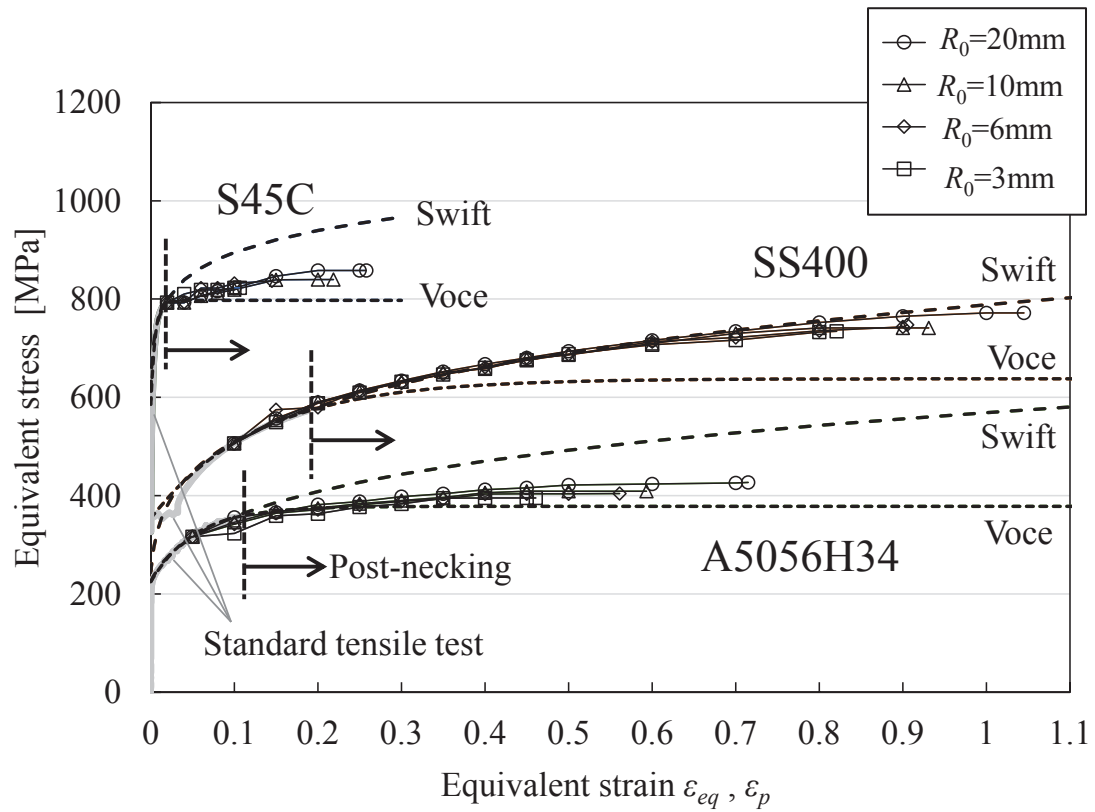


Fig. 3-4 Corrected flow stress curves by means of proposed stress correction method

3.4.2 限界ダメージ値の同定結果

一連の切欠引張試験およびその応力補正から、各材料の各試験片における破断までの流動応力曲線がそれぞれ同定できた。最終的な FEM 解析結果をポスト処理することで、任意の点における破断までの各種の応力とひずみの負荷履歴を抽出できる。そこで、工業的によく利用される 2 種類の積分型延性破壊条件式について限界ダメージ値の導出を行った。

1 つ目は破断点における最大主応力に着目した Cockcroft and Latham モデル¹⁻¹⁶⁾であり、限界ダメージ値 C_{CL} は次式で表される。

$$\int^{\varepsilon_f} \sigma_{\max} d\varepsilon = C_{CL} \quad (3-1)$$

ここで、 σ_{\max} は最大主応力、 ε_f は破断相当ひずみである。

2 つ目は破断点における静水圧に着目した Ayada モデル¹⁻¹⁷⁾であり、限界ダメージ値 C_A は次式で表される。

$$\int^{\varepsilon_f} \frac{\sigma_m}{\sigma} d\varepsilon = C_A \quad (3-2)$$

ここで、 σ_m は静水圧、 σ は相当応力である。

Fig. 3-5 (a), (b)に、各 3 種類の材料および各 4 種類の切欠付丸棒試験片を対象とした FEM の結果における、切欠底断面中心で評価した破壊時の応力三軸度と C_{CL} および C_A の関係を示す。Fig. 3-5(a)および(b)のどちらの図においても、3 材料いずれの結果も、初期切欠半径 R_0 が小さくなるにつれて、破壊時の応力三軸度は高くなることが分かる。これは、 R_0 が小さいほどくびれ断面に発生する静水圧が大きくなるため、応力三軸度が大きくなったためと考えられる。ただし、破壊時の応力三軸度の範囲は S45C でおよそ 0.69~1.18 であるのに対して、SS400 では 0.94~1.08、A5056-H34 では 0.87~1.05 となり、その範囲は狭くなっている。これは、S45C に比べ延性のある SS400、A5056-H34 では、変形の進行と共にくびれが進行して、切欠半径の違いが初期に比べて小さくなったことによると考えられる。Fig. 3-5 (a) の Cockcroft and Latham モデルの結果では、 C_{CL} は破壊時の応力三軸度が高くなるといずれの材料でも小さくなる傾向が確認された。すなわち、限界ダメージ値は一定ではなく、応力の負荷履歴によって変化させるべきであると考えられる。一方 Fig. 3-5 (b) の Ayada モデルでは、いずれの材料においても、応力三軸度に対する C_A の値は、Cockcroft and Latham モデルに比べそれほど大きく変化していなかった。

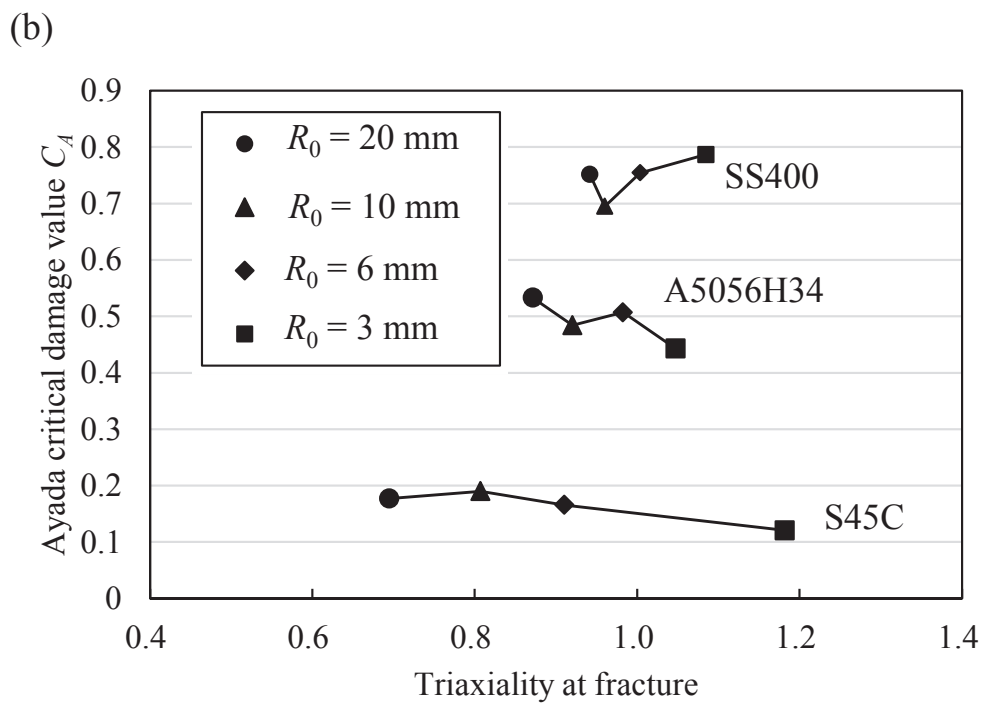
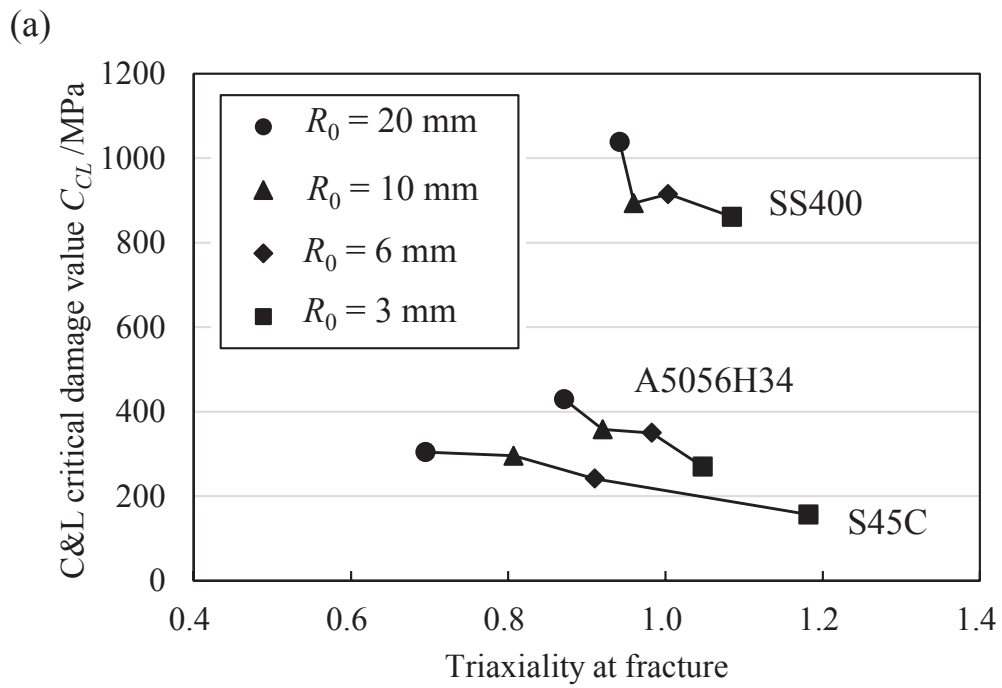


Fig. 3-6 Relationship between stress triaxiality at fracture and the critical damage values (a) Cockcroft and Latham model (b) Ayada model

3.5 応力評価の方法が限界ダメージ値の同定結果に及ぼす影響

3.5.1 Bridgman 法による限界ダメージ値の同定結果

くびれ断面中心における応力評価の方法が、応力三軸度と限界ダメージ値の同定結果に及ぼす影響について確認するために、S45C を対象に従来法である Bridgman 法でも応力三軸度と Cockcroft and Latham の限界ダメージ値の関係を導出した。なお、Bridgman 法ではくびれ部断面中心における最大主応力は、次式において $r=0$ とすることで求まる。

$$\sigma_z = \sigma_{flow} \cdot \left\{ 1 + \ln \left(\frac{a^2 + 2aR - r^2}{2aR} \right) \right\} \quad (2-6)$$

$$\sigma_{flow} = \frac{1}{\left(1 + 2 \frac{R}{a} \right) \ln \left(1 + \frac{a}{2R} \right)} \frac{P}{\pi a^2} \quad (2-7)$$

ここで、 σ_z は引張方向応力、 σ_{flow} は流動応力、 r はくびれ底断面中心からの半径方向の距離はである。また、Bridgman 法におけるくびれ断面中心の応力三軸度は次式で求まる。

$$\frac{\sigma_m}{\sigma} = \frac{1}{3} + \ln \left(\frac{a}{2R} + 1 \right) \quad (3-3)$$

また、くびれ底断面内において相当ひずみが均一であると仮定をすることで、相当ひずみ ε_{eq} は次式で計算した。

$$\varepsilon_{eq} = 2 \ln(a_0/a) \quad (2-2)$$

Fig. 3-7 に Bridgman 法で評価した S45C の破壊時の応力三軸度と Cockcroft and Latham の限界ダメージ値の関係を示す。図から、Bridgman 法により同定された応力三軸度と C_{CL} との関係は、提案手法で同定された結果とは大きく異なっていることが確認できる。**Fig. 3-8** には、くびれ断面中心における応力三軸度とひずみ履歴の比較を示すが、こちらも提案手法と Bridgman 法では大きな違いを生じた。

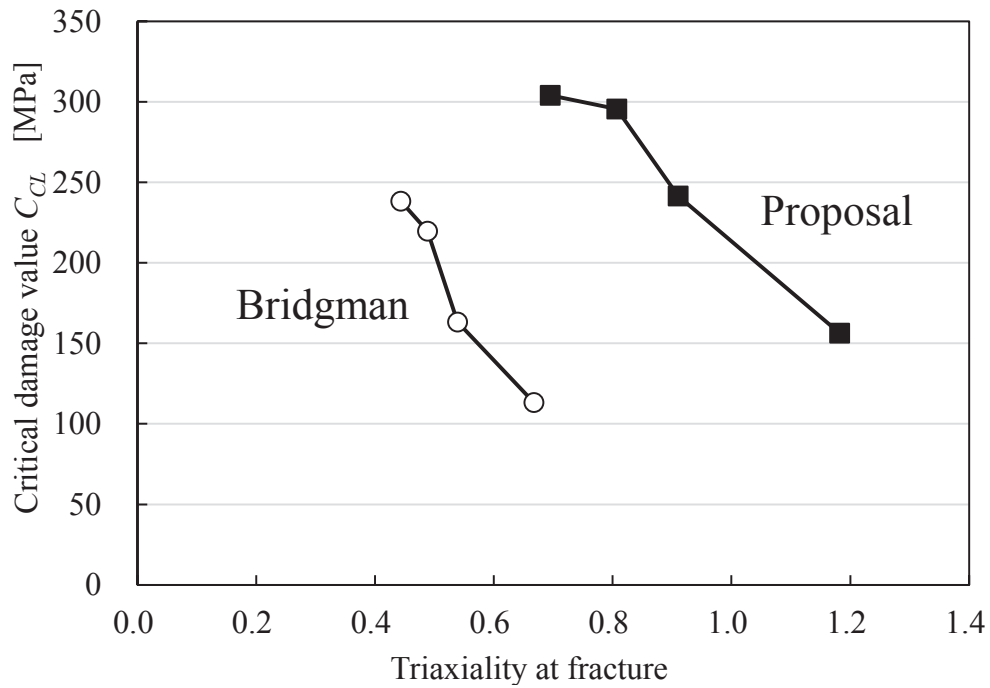


Fig. 3-7 Relationship between stress triaxiality at fracture and critical damage of Cockcroft and Latham model (S45C)

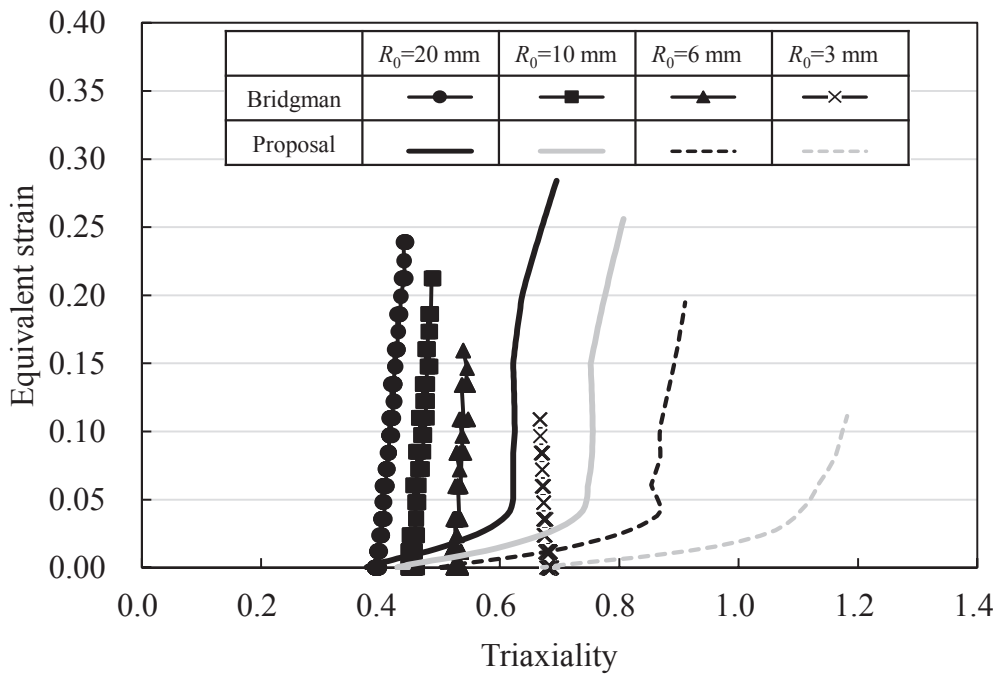


Fig. 3-8 Relationship between stress triaxiality and equivalent strain (S45C)

3.5.2 考察

応力評価方法の違いによって、同定される応力三軸度と限界ダメージ値の関係が異なる原因を考察するために、次のような検討を実施した。提案手法で同定した最終的な引張試験解析結果を仮想の実験結果に見立て、FEMのポストプロセッサ上で R を測定し、式(3-4)および式(3-5)から応力三軸度および ε_{eq} を再評価した。Fig. 3-9には再評価した $R_0 = 20 \text{ mm}$ の応力三軸度履歴を示す。なお、 R の測定は榎並らの方法を利用し¹⁻²⁵⁾、図中に示すように、 $\Delta X = 0.2, 0.1$ および 0.01 mm とした場合の ΔY の距離から次式で計算した。

$$R = (\Delta X^2 + \Delta Y^2) / (2\Delta X) \quad (3-4)$$

ΔX を小さくすることで、再評価した応力三軸度はFEMの結果に近づくものの、 $\Delta X = 0.01 \text{ mm}$ としてもFEMの結果には一致はしなかった。Fig. 3-10は破断時のくびれ断面における応力成分分布の評価結果であるが、こちらも、 $\Delta X = 0.01 \text{ mm}$ とした場合でも、 σ_z および σ はFEMのそれに一致するには至らなかった。計測の観点から、現実的には、 $\Delta X = 0.01 \text{ mm}$ は寸法測定の限界であり、Bridgman法ではこれ以上高精度に応力を評価することは困難であると考えられる。また上記の結果は、Bridgman法ではFEMの応力およびひずみの状態を精度良く再現できないことを示している。

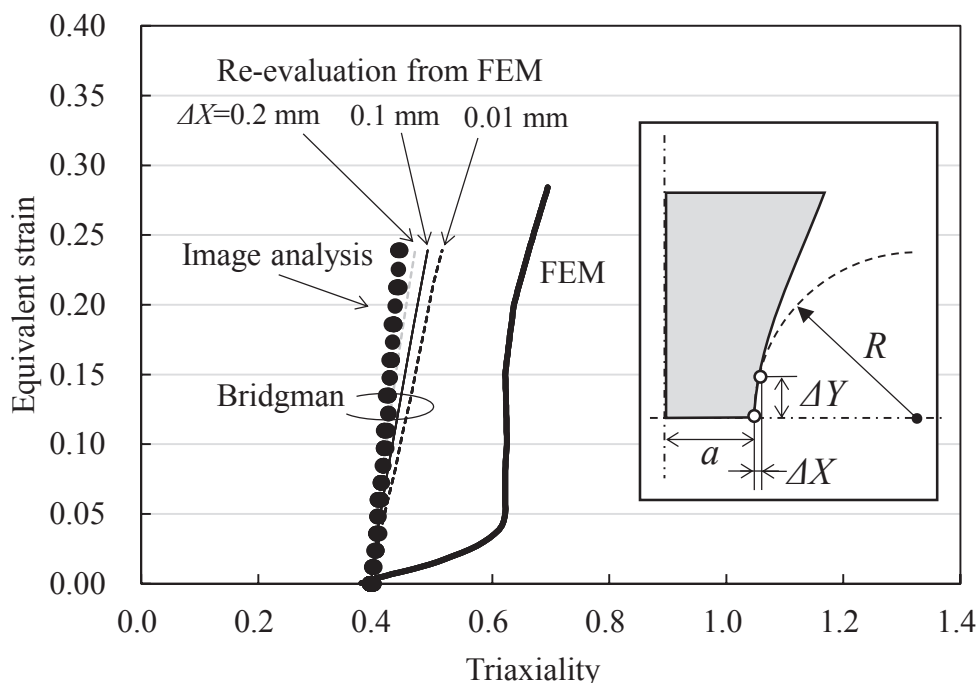


Fig. 3-9 Re-evaluation of stress triaxiality path using FEM result ($R_0 = 20 \text{ mm}$)

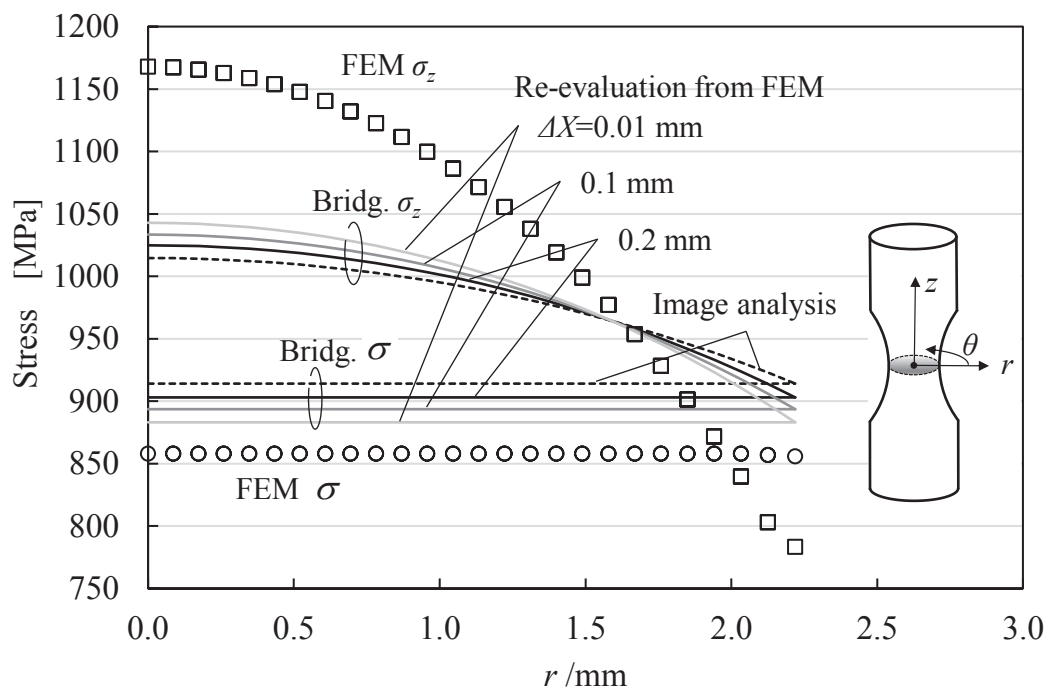


Fig. 3-10 Distribution of stress components on the neck bottom at fracture ($R_0 = 20\text{mm}$)

3.6 結言

加工硬化挙動の異なる 3 種類の金属材料を用い、初期切欠半径が異なる 4 種類の切欠丸棒引張試験を対象に、提案手法により各流動応力曲線および 2 種類の延性破壊条件式の限界ダメージ値を同定した。得られた結論は以下の通りである。

- 1) いずれの材料においても、提案手法により応力補正された流動応力曲線は、初期切欠半径によらず、一本の曲線に重なった。これにより、提案手法による応力補正は適切であったと考えられる。
- 2) 応力補正後の流動応力曲線は、SS400 では Swift 則にほぼ一致し、A5056-H34 では Voce 則に近い結果となった。S45C では、Swift 則と Voce 則の中間の結果となった。すなわち、流動応力を硬化則に依存せずに直接的に同定できた。
- 3) Cockcroft and Latham モデルの限界ダメージ値 C_{CL} は応力三軸度が高くなるといういずれの材料でも小さくなる傾向が確認された。一方 Ayada モデルでは、いずれの材料においても、応力三軸度に対する C_A の値は、Cockcroft and Latham モデルに比べそれほど大きく変化していなかった。

また、従来法である Bridgman の応力解析でも限界ダメージ値の評価を行い、応力評価の方法が、限界ダメージ値の同定結果に及ぼす影響を調査した。得られた結論は以下の通りである。

- 4) 応力三軸度および C_{CL} 値は、応力の評価方法によって大きく異なる。
- 5) R の評価領域を小さくすることで、Bridgman 法による応力三軸度および C_{CL} 値の同定結果は FEM の結果に近づくものの、 $\Delta X = 0.01 \text{ mm}$ としても一致しない。
- 6) Bridgman 法では FEM の応力およびひずみの状態を十分再現できなかった。

参考文献

- 3-1) 村田真伸, 西脇武志, 吉田佳典: 切欠付丸棒引張試験を用いた延性破壊パラメータ同定 延性破壊パラメータ同定の高精度化 第1報, 第67回塑性加工連合講演会 講演論文集, (2016) 115-116.
- 3-2) Masanobu Murata, Yoshinori Yoshida, Takeshi Nishiwaki: Identification of Ductile Fracture Parameter with Stress Correction Method Using Notched Round-Bar Tensile Test, **207** (2017) 2060–2065.

第4章 曲げ試験と切欠付丸棒引張試験を用いた冷間据込み加工の

表面割れ予測⁴⁻¹⁾

4.1 緒言

冷間鍛造における延性破壊の予測技術の開発は、製品の信頼性向上や工程設計の効率化などの観点から最重要課題のひとつである。金属の延性破壊限界に及ぼす静水圧応力の影響は大きく¹⁻⁴⁵⁾、例えば、破壊発生時の相当塑性ひずみは応力三軸度 $\eta (= \sigma_m/\sigma)$ に強く影響を受けることが Bao と Wierzbicki¹⁻⁴⁷⁾ によって示されている。ここで、 σ_m は平均応力、 σ は相当応力である。延性破壊限界を同定するための破壊試験は、なるべく簡便でかつ、応力三軸度の履歴を変更でき、更に、破壊までの応力やひずみの履歴が同定できると極めて有用である。

応力三軸度の履歴が可変な破壊試験法として、Hancock と Mackenzie⁴⁻²⁾ は初期切欠半径を変化させた丸棒引張試験を利用した。また吉田ら¹⁻⁴⁹⁾ は、初期切欠半径を変更させた丸棒引張試験に対して、画像解析および Bridgman¹⁻²³⁾ の応力解析結果を適用することにより、破壊起点であるくびれ底断面中心の各種応力成分と相当ひずみを連続的に計測し、応力三軸度に応じた各種積分型延性破壊条件式の限界ダメージ値を同定した。しかし、初等解法に基づく Bridgman の応力解析結果は、精度面での課題があることが、例えば Alves と Jones¹⁻²⁹⁾ や La Rosa ら¹⁻³⁰⁾ によって指摘されている。

第2章では、切欠付丸棒引張試験を対象に、有限要素法 (FEM) と最適化手法を併用した流動応力曲線の同定手法 (以後、応力補正法) を提案し、数値実験によりその同定結果が Bridgman の応力解析結果を利用するよりも高精度であることを示した²⁻¹⁾。この手法を適用すれば、流動応力曲線の同定が完了した時点で、各要素における破断までの各種応力成分とひずみの履歴を FEM のポスト処理によって求めることができる。第3章では、この提案手法を用いて、3種類の金属材料および初期切欠半径が異なる4種類の切欠丸棒引張試験を対象に、各流動応力曲線および2種類の延性破壊条件式の限界ダメージ値を同定した^{3-1), 3-2)}。

一方、切欠付丸棒引張試験で同定されるのは、応力三軸度が比較的高い範囲 ($\eta > 0.6$) である。鍛造の初期工程において多用される据込み加工では、側壁の自由表面に割れが発生する⁴⁻³⁾。その際の応力状態は、加工初期は圧縮軸方向の圧縮であるが、変形の進行とともに円周方向の単軸引張り ($\eta \doteq 0.33$) を経て、さらには圧縮軸方向にも引張りが生じ二軸引張り ($\eta > 0.33$) に至る⁴⁻⁴⁾。すなわち、表面割れに相当する応力三軸度に対応するためには、切欠付引張試験だけで

はカバーしきれず、より低い応力三軸度範囲 ($\eta < 0.6$) で破壊試験を実施する必要がある。例えば、単軸引張応力状態近傍で破壊させる試験法として、穴付平板の引張試験¹⁻⁴⁾や、テーパアンビル圧縮試験⁴⁻⁵⁾等が提案されているが、応力三軸度を変化させることはできない。

本章では、炭素鋼 S45C を対象に冷間鍛造における据込み加工等の表面割れを予測する手法の開発を目的とした。 $\eta > 0.6$ の応力三軸度範囲については 4 種の切欠付丸棒引張試験 (以後、NBT 試験) を、 $\eta < 0.6$ 応力三軸度範囲については 3 点曲げ試験 (以後、3-PB 試験) を実施した。また、微小ボイドは圧縮応力場 ($\eta < 0$) では成長せず、引張応力場 ($\eta > 0$) において積極的に成長すると考えられるが、据込み加工では正負の応力三軸度が履歴中に混在している。そのため、本研究では、端面拘束圧縮試験 (以後、UPSET 試験) における限界圧縮率の評価を通じて、延性破壊限界に及ぼす応力三軸度履歴の正負の影響について検討した。

4.2 実験方法

4.2.1 供試材および試験片形状

本研究では、 $\phi 20$ の S45C 圧延材を供試材として用いた。S45C の化学組成を **Table 4-1** に示す。切欠付丸棒引張試験片は、**Fig. 4-1** に示すように、応力三軸度 η を変化させる目的で初期切欠半径 R_0 を 20, 10, 6 および 3 mm の 4 水準とした。曲げ試験片も同様の目的で **Fig. 4-2** に示すように、厚み t は 4.0 mm で一定とし、幅 w は 4, 8 および 16 mm の 3 水準とした。このとき w/t は 1.0, 2.0 および 4.0 となる。なお、いずれの試験片も長手方向が素材丸棒の軸方向と平行になるように、素材中央部から機械加工により切り出した。

4.2.2 切欠付丸棒引張 (NBT) 試験方法

後述の応力補正に必要となる引張荷重 P とくびれ底断面半径変化量(a_0-a)の関係を、デジタル画像相関法 (以後 DIC) を併用した引張試験により計測した⁴⁻⁶⁾。ここで、 a_0 は初期くびれ底断面半径、 a は変形時のくびれ底断面半径である。試験片表面に塗布したランダムパターンの引張試験中の変化を 2 台の CCD カメラ (Point Grey Research 社, GRAS-20S4M) で連続撮影し、一連の写真を DIC ソフトウェア (Correlated solutions 社, VIC-3D) で画像解析した。DIC により連続的に計測されたくびれ底断面輪郭を逐次円近似することにより a を求めた。引張速度は 3 mm/min とした。

Table 4-1 Chemical composition of S45C (wt%)

C	Si	Mn	P	S
0.44	0.22	0.78	0.017	0.026

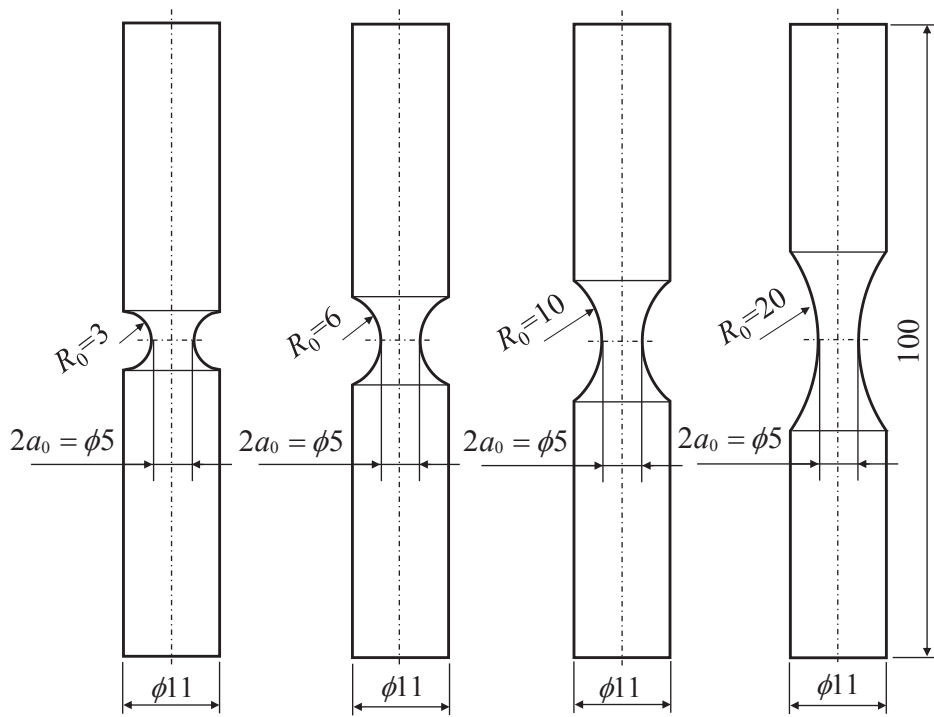


Fig. 4-1 Notched round bar specimens

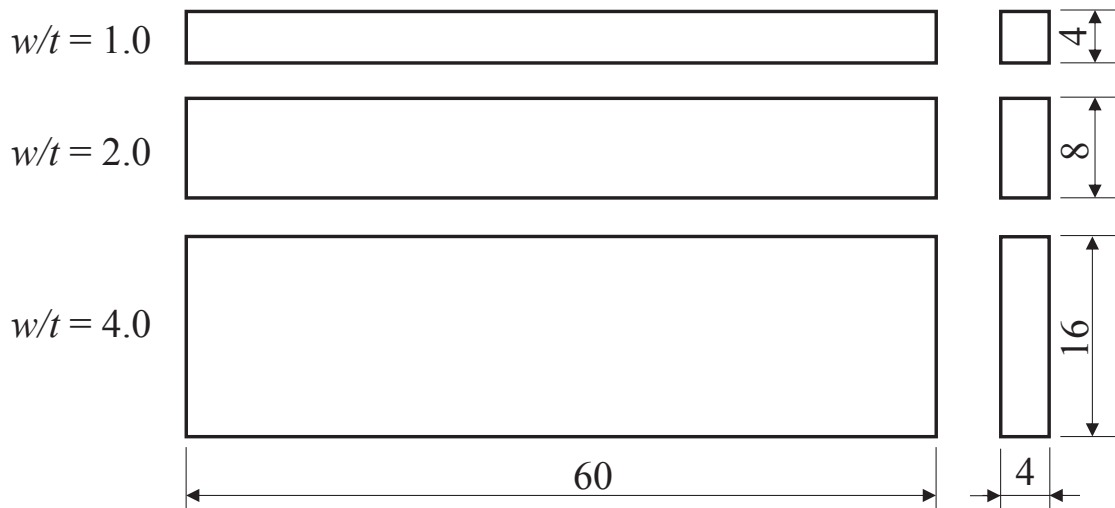


Fig. 4-2 3-point bending specimens

4.2.3 3点曲げ (3-PB) 試験方法

Fig. 4-3 に示す治具を使用して，曲げ試験片に対し 3 mm/min のパンチ速度にて 3-PB 試験を行った．ダイと試験片の摩擦の影響を小さくするため，両者の間にシリコンオイルを塗布したテフロンシートを挟んだ．試験片の破壊開始のタイミングを判定するために，試験片の下方から CCD カメラ (Point Grey Research 社, GRAS-20S4M) による動画撮影を行った．撮影された映像において，亀裂がおおむね 1 mm の長さで確認できたタイミングで破壊開始と判定した．これは，冷間据込み試験法^{4,7)}の破壊判定基準を基にしており，後述の UPSET 試験でも共通とした．Fig. 4-4 に破壊開始を判定したタイミングの写真を示す． $w/t=2.0$ および 4.0 についてはパンチ直下の曲げ外側表面における幅方向の中央部，また $w/t=1.0$ については，同幅方向の中央部と幅方向のエッジにおいてほぼ同時に亀裂が生じた (Fig. 4-4(a))．実験の繰り返し数は各試験片に対して 3 であるが，亀裂の発生箇所には違いはなかった．

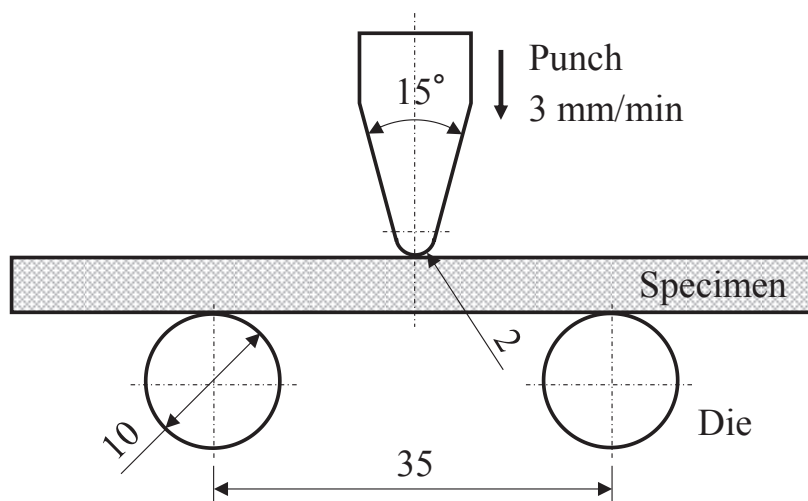


Fig. 4-3 Dimensions of jig of 3-point bending test

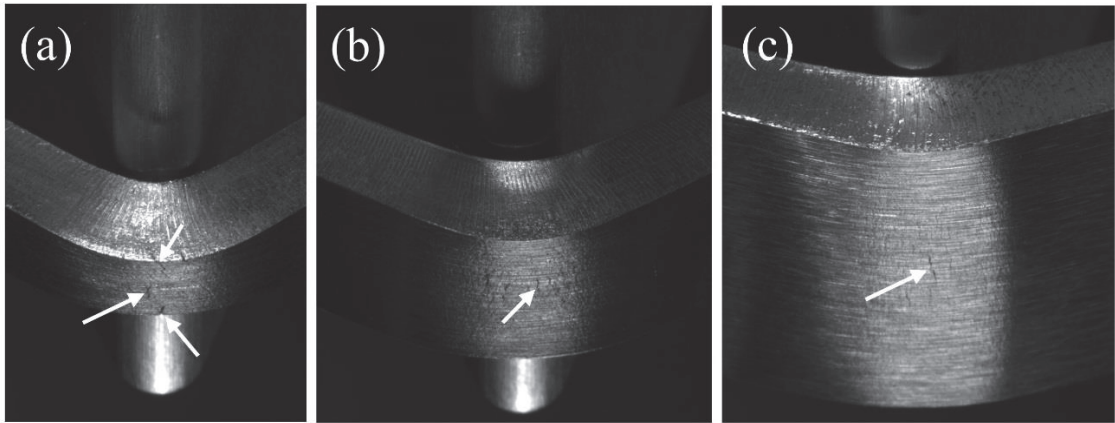


Fig. 4-4 Example of crack initiation in 3-point bending test: (a) $w/t = 1.0$, (b) $w/t = 2.0$, (c) $w/t = 4.0$

4.3 FEM 解析方法

4.3.1 切欠付丸棒引張 (NBT) 試験解析による流動応力曲線の補正方法

NBT 試験の $P-(a_0-a)$ 曲線から、応力補正を適用して流動応力曲線を求めた。 $P-(a_0-a)$ 曲線の FEM 解析と実験との誤差の最小化を目的とし、最適化手法には SRSM (Successive Response Surface Method) 法を用いて、多直線化された流動応力曲線の各応力値の補正係数の最適値を探索した²⁻¹⁾。材料は弾塑性体で von-Mises の降伏条件に従うと仮定し Fig. 4-5 に示す軸対称要素を用いた。くびれ底における代表要素寸法は 0.1 mm とした。引張試験実測値より、ヤング率は 180GPa、ポアソン比は 0.3 であった。有限要素ソルバには LS-DYNA971 (Livermore Software Technology Corporation) を、最適化ソフトウェアには LS-OPT4.2 (Livermore Software Technology Corporation) を使用した。なお、本論文では、後述の 3-PB 試験解析、UPSET 試験解析でも LS-DYNA971 を使用した。

4 種の NBT 試験に対する応力補正により最終的に得られた各流動応力曲線を Fig. 4-6 に、それらを用いて解析した結果得られた $P-(a_0-a)$ 曲線を Fig. 4-7 に示す。 R_0 によらず同一の流動応力曲線が同定されており、また、実験の $P-(a_0-a)$ の関係を良い精度で再現していることから、応力補正は正しく行われたと判断できる。

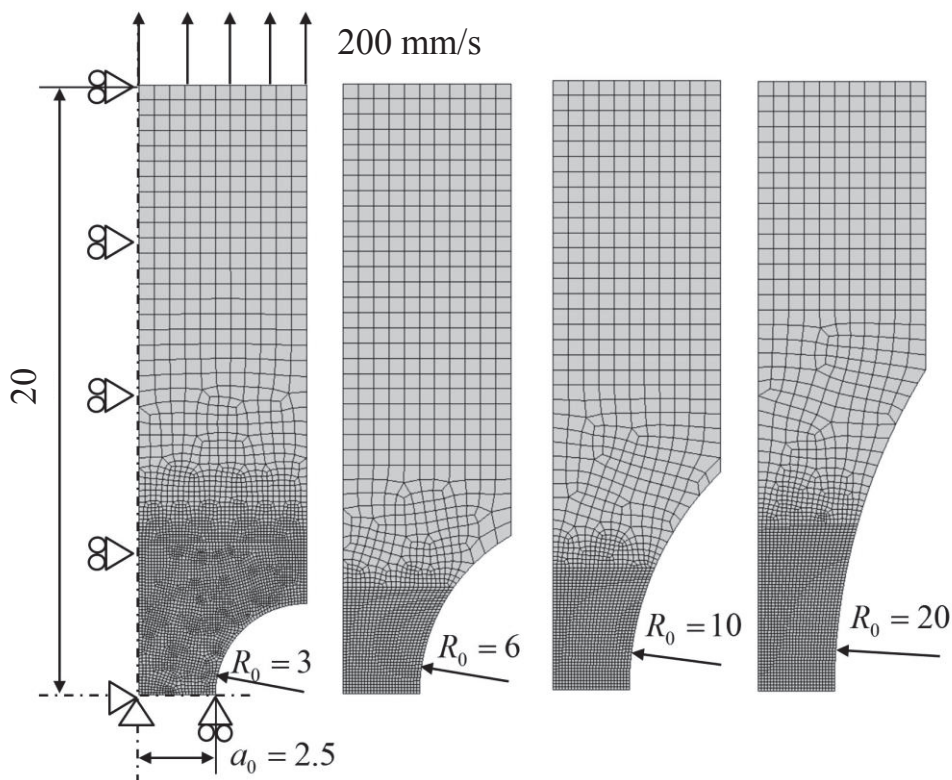


Fig. 4-5 Boundary conditions and FE-mesh in notched round bar tensile test

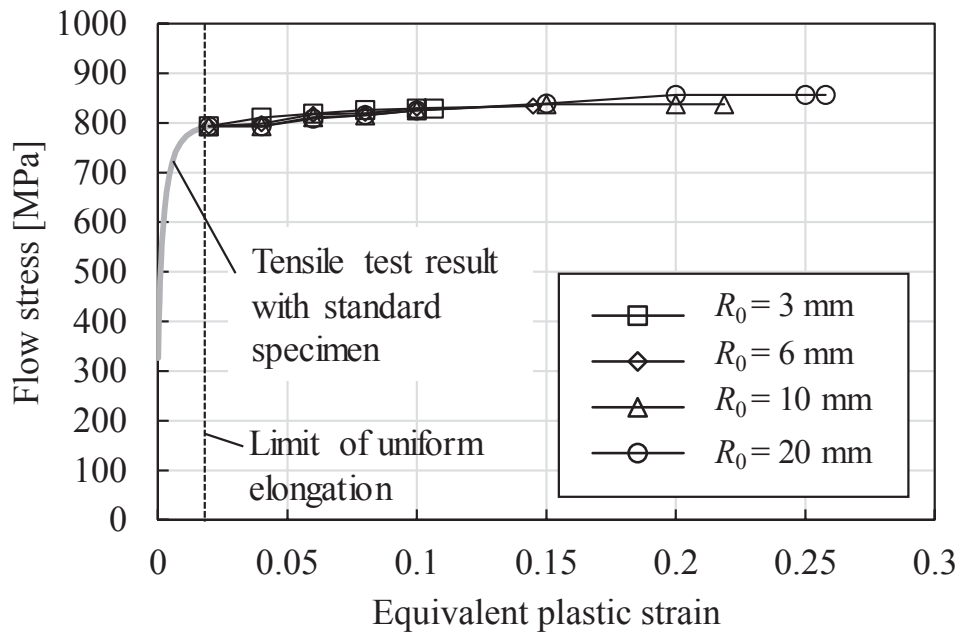


Fig. 4-6 Flow stress curves identified by proposed stress correction method

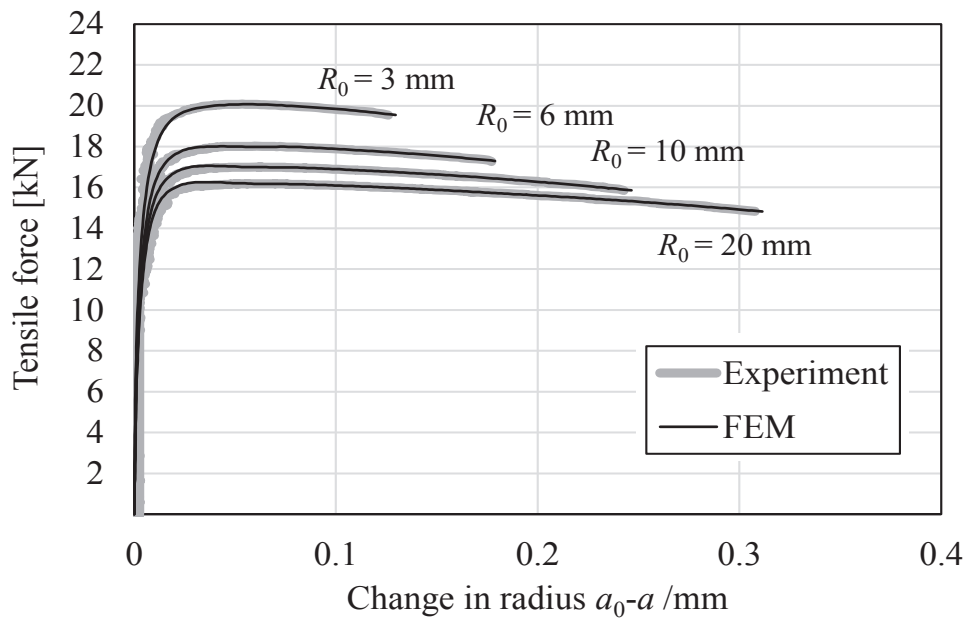


Fig. 4-7 Experimental and simulation results for notched round bar tensile tests

4.3.2 3点曲げ (3-PB) 試験解析方法

3-PB 試験解析に使用した有限要素モデルを **Fig. 4-8** に示す。試験片は幅方向と長さ方向の対称性を考慮し、全体の 1/4 領域をモデル化した。パンチとダイは剛体とし、試験片には 8 節点アイソパラメトリック要素を配した。パンチ直下の代表要素寸法は 0.1 mm である。流動応力曲線は NBT 試験 ($R_0=20$ mm) を対象とした応力補正により同定されたものを、次式のように Swift 則で近似した。

$$\sigma = 905.4(\varepsilon_p + 2.2 \times 10^{-13})^{0.038} \quad (\text{MPa}) \quad (4-1)$$

ここで、 ε_p は相当塑性ひずみである。ヤング率およびポアソン比は NBT 試験解析と同一とした。試験片と工具間の摩擦は非常に小さいと仮定し、クーロン摩擦係数は 0.03 とした。**Fig. 4-9** に実験と解析における曲げ荷重とパンチストロークの関係を示すが、両者はおおむね一致している。

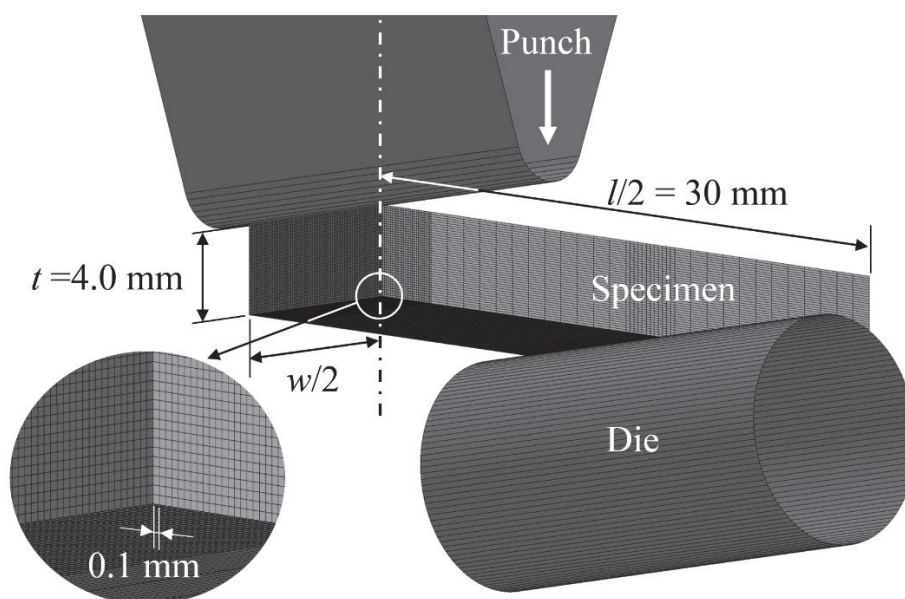


Fig. 4-8 Example of FE-mesh in 3-point bending test simulation

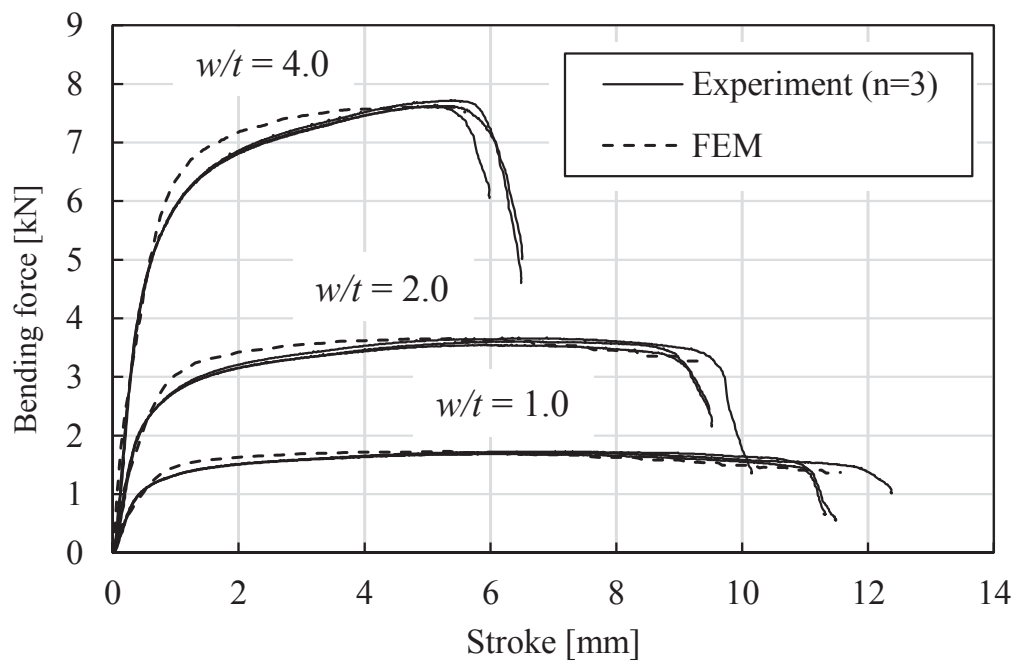


Fig. 4-9 Experimental and simulation results for 3-point bending force

4.4 実験およびFEM解析結果

FEM解析によって計算したNBT試験および3-PB試験の破壊起点における η と相当ひずみ $\bar{\epsilon}$ の履歴をFig. 4-10に示す。NBT試験においては、 R_0 に関わらず、最も η が高かったくびれ底断面中心を破壊起点とみなした。3-PB試験解析では、3回の繰り返し実験における平均破壊パンチストロークまでの結果を示している。Fig. 4-11には、3-PB試験解析における η と $\bar{\epsilon}$ の評価位置を、破壊判定時点の変形図と共に示す。

η_f を破壊判定時の応力三軸度、 $\bar{\epsilon}_f$ は破壊判定時の相当塑性ひずみとする。Fig. 4-10より、NBT試験では R_0 が小さくなるほど η_f は大きく、 $\bar{\epsilon}_f$ は小さくなる傾向が確認できた。また、3-PB試験においても、 w/t が大きくなるほど η_f は大きく、 $\bar{\epsilon}_f$ は小さくなる傾向が確認できる。これは、 w/t が大きくなるにつれて、試験片中央部（B点、C点、D点）は平面ひずみ状態に近づき、幅方向にも引張応力が作用したためと考えられる。また、3-PB試験で特徴的なのは、いずれの試験片においても変形初期から破壊発生に至るまで、 η がほぼ一定で推移している点である。なお、 $w/t = 1.0$ 試験片のエッジ部（A点）においては単軸応力状態（ $\eta = 0.33$ ）となっていたが、 η の履歴や、 η_f と $\bar{\epsilon}_f$ の関係は、中央部（B点）とさほど違いはなかった。

以上のNBT試験および3-PB試験の実験と解析により、 $0.33 < \eta_f < 1.2$ の範囲での、 $\bar{\epsilon}_f$ を同定することができた。次に、得られた η_f と $\bar{\epsilon}_f$ の関係から、延性破壊モデルのパラメータを決定する。

HancockとMackenzie^{4,2)}は、微小空孔の成長に関する考察および初期切欠半径を変化させた丸棒引張試験の結果から、 $\bar{\epsilon}_f$ は η の指数関数として表現できることを示した。また、吉田ら^{4,8)}は、せん断加工解析において微小空孔の生成に必要な塑性ひずみを η の指数関数と仮定している。そこで、本論文では、 $\bar{\epsilon}_f$ が下記の式で表されると仮定した。

$$\bar{\epsilon}_f = A \exp(B \eta_f) \quad (4-2)$$

ここで、 A と B は材料パラメータである。Fig. 4-12はNBT試験および3-PB試験における η_f と $\bar{\epsilon}_f$ を示したものである。これらのデータから最小二乗法により式(4-2)における A と B を決定したところ、 $A = 1.01$ 、 $B = -1.87$ とすることで、おむね1本の曲線で整理することができることがわかった。

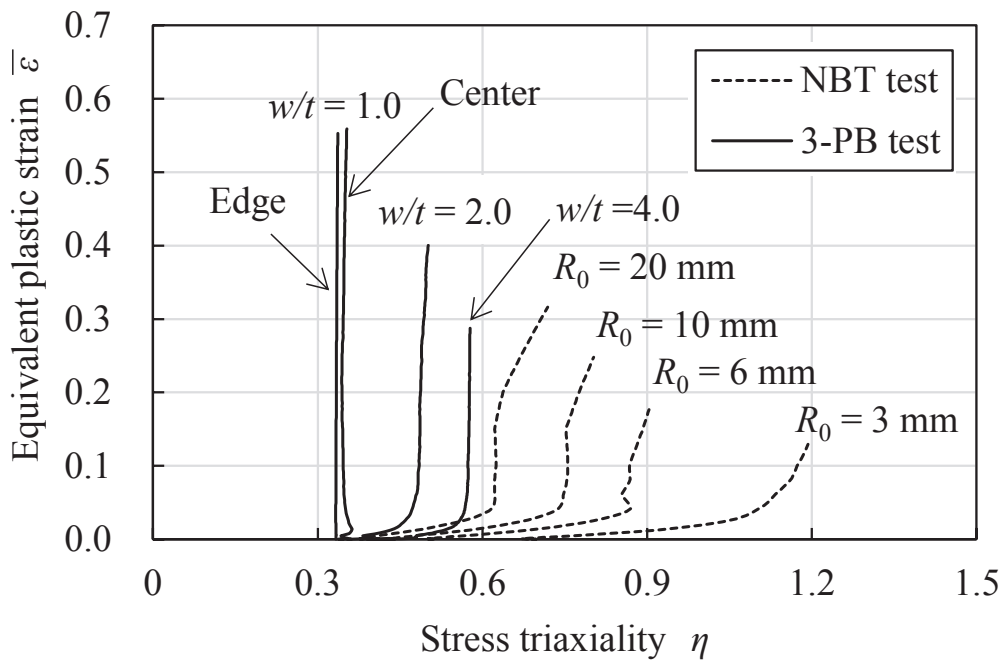


Fig. 4-10 Loading path of stress triaxiality at the fracture points in notched round bar tensile (NBT) tests and 3-point bending (3-PB) tests

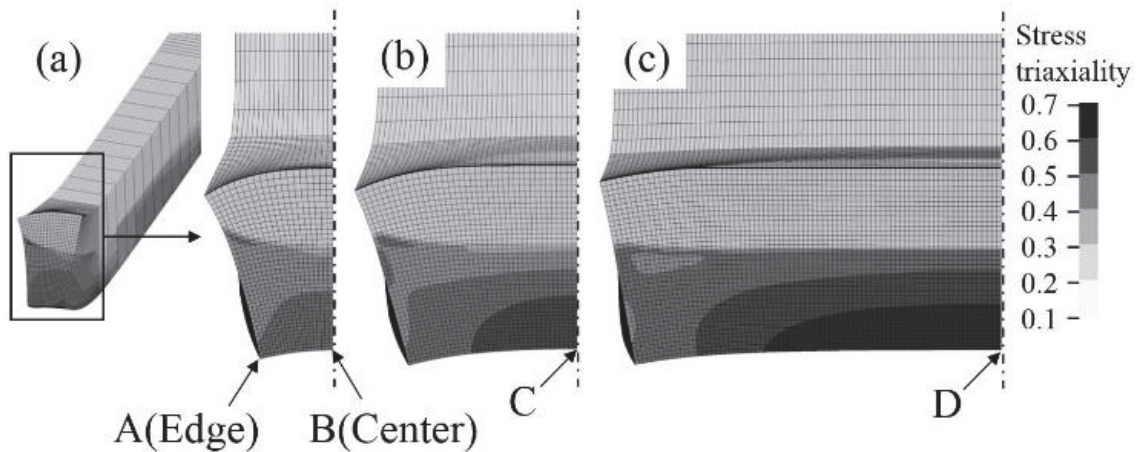


Fig. 4-11 Simulation results of 3-point bending test: (a) $w/t = 1.0$, (b) $w/t = 2.0$, (c) $w/t = 4.0$ (A–D: Evaluation points for loading path of stress triaxiality)

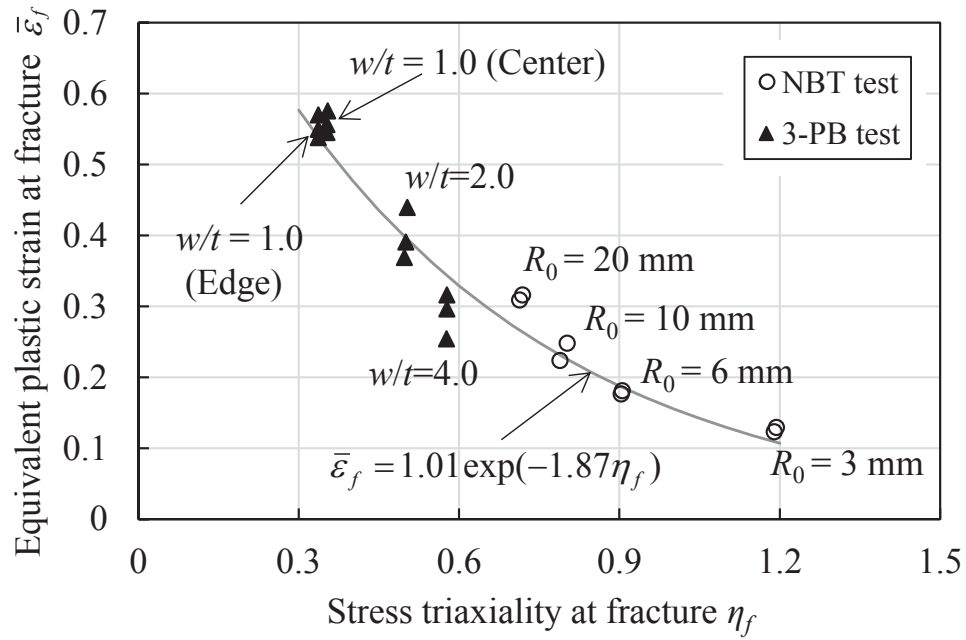


Fig. 4-12 Relationship between stress triaxiality at fracture (η_f) and equivalent plastic strain at fracture ($\bar{\epsilon}_f$)

4.5 端面拘束圧縮試験による検証実験

4.5.1 端面拘束圧縮 (UPSET) 試験方法

決定された式(4-2)の延性破壊モデルの有効性を検証するために、円柱試験片の端面拘束圧縮試験 (UPSET 試験) を実施した。試験片の初期直径 D_0 は $\phi 12$ mm, 初期高さ L_0 は 12, 18, 24 および 30 mm の 4 種類 ($L_0/D_0=1.0, 1.5, 2.0$ および 2.5) とし, S45C 丸棒の軸方向と試験片の高さ方向が平行になるように切り出した。金型には, 冷間据込み試験法⁴⁻⁷⁾で指定されている寸法の同心溝付円盤金型を用い, 1000kN の油圧プレス (島津製作所, UH-1000kN) にて, 3 mm/min の一定速度で試験を実施した。また, 試験中, 2 台の CCD カメラと 2 枚のミラーを用いて, 円柱試験片の側面全周が撮影視野に入るような状態で動画撮影を行い, おおむね 1 mm の亀裂が確認できた時点で破壊の判定を行い, 限界圧縮率 $(L_0-L_f)/L_0$ を測定した。ここで, L_f は破壊判定時の試験片高さである。なお, 実験は各試験片に対し 2 回繰り返し, すべての試験片で, 試験片外周表面における高さ方向の中央部から縦割れを生じた。

4.5.2 端面拘束圧縮 (UPSET) 試験の FEM 解析方法

UPSET 試験解析は、**Fig. 4-13** に示す FEM モデルを用いて行った。上金型は剛体とし、試験片は高さ方向対称性および軸対称性を考慮し、高さ方向に 1/2 かつ周方向 90 度分を 8 節点アイソパラメトリック要素でモデル化した。試験片外周表面の代表要素寸法は NBT 試験解析および 3-PB 試験解析と同等の 0.1 mm とした。試験片上端の節点は上金型の要素と固着する境界条件を与え、変形が進行して試験片側面の要素が上金型の要素と接触 (フォールディング) した場合も、その時点で同様の条件を与えた。流動応力曲線をはじめとする材料パラメータは 3-PB 試験 FEM 解析と共通とした。

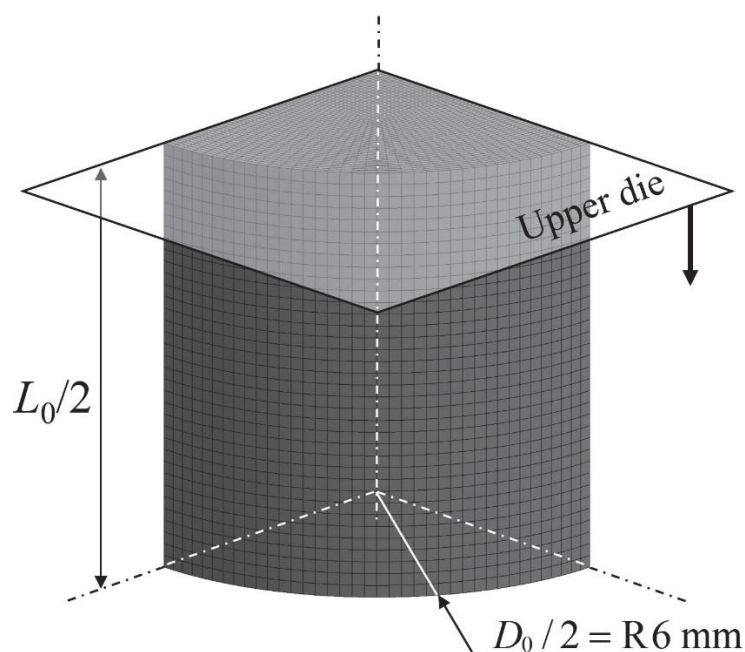


Fig. 4-13 Example of FE-mesh in upsetting test simulation

4.5.3 FEM 解析結果

破壊起点である試験片側面の中央部の η と $\bar{\varepsilon}$ の履歴を **Fig. 4-14** に示す. UPSET 試験解析では, 2 回の繰り返し実験における平均破壊圧縮ストロークまでの結果を示している. いずれの試験片においても, 変形の初期では圧縮状態であるため η は負であるが, 変形の進行に従い試験片表面がバルジングするため, 徐々に引張応力状態に遷移し, 最終的にはいずれの試験片も η が 0.5 前後で破断に至る. その際の $\bar{\varepsilon}_f$ は, L_0/D_0 に比例して大きくなる. 図中には, **Fig. 4-12** の結果も合わせて示しているが, この時点では, UPSET 試験の η_f と $\bar{\varepsilon}_f$ の関係は, NBT 試験と 3-PB 試験から決定した式(4-2)には整合しない.

ここで, Rice と Tracy¹⁻⁴⁵⁾ の微小ボイドの成長理論を基に, η が負の領域ではボイドは成長しないと仮定し, η が正の場合のみ累積する相当塑性ひずみ $\bar{\varepsilon}^*$ を次式で定義する.

$$\bar{\varepsilon}^* = \int_{t=0}^t d\bar{\varepsilon} \quad (4-3)$$

ここで, $d\bar{\varepsilon}$ は相当塑性ひずみ増分である. 式(4-3)の積分は $\eta < 0$ の区間では $d\bar{\varepsilon} = 0$ として取り扱う. 式(4-3)により, UPSET 試験の $\bar{\varepsilon}$ を, $\bar{\varepsilon}^*$ で再整理した結果を **Fig. 4-15** に示す. UPSET 試験における η と $\bar{\varepsilon}^*$ の履歴は, L_0/D_0 の影響をほとんど受けることなくほぼ重なっている. また, 破断相当塑性ひずみ $\bar{\varepsilon}_f^*$ は, $L_0/D_0 = 1.0$ の場合 0.367 で最も大きく, 次いで $L_0/D_0 = 2.0$ で 0.315, $L_0/D_0 = 1.5$ で 0.312, $L_0/D_0 = 2.5$ で 0.297 となり, L_0/D_0 が小さくなるにつれて若干低下するが, いずれも式(4-2) からそれほど外れていない.

Fig. 4-16 は, η と $\bar{\varepsilon}^*$ の関係が式(4-2)における $\bar{\varepsilon}_f$ に達した時点で破壊が発生すると仮定して, 各 L_0/D_0 の条件での限界圧縮率を予測した結果である. $L_0/D_0 = 1.0$ 以外では, 実験結果を若干高めに見積もっているものの, L_0/D_0 の影響は良く再現されており, 式(4-2)の延性破壊予測モデルの有効性は十分確認された.

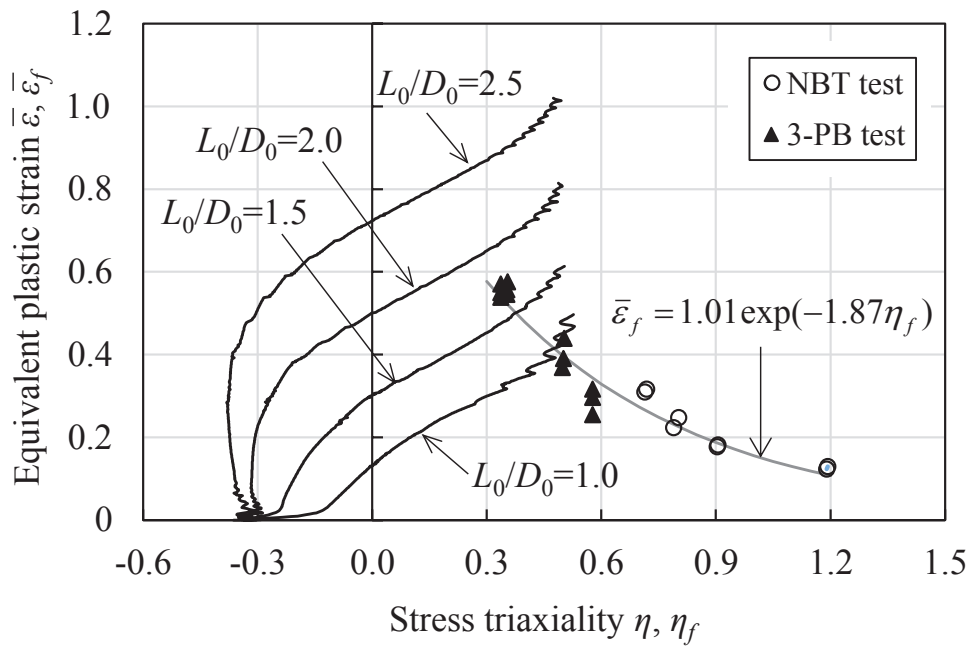


Fig. 4-14 Loading path of stress triaxiality at the fracture points in upsetting (UPSET) tests

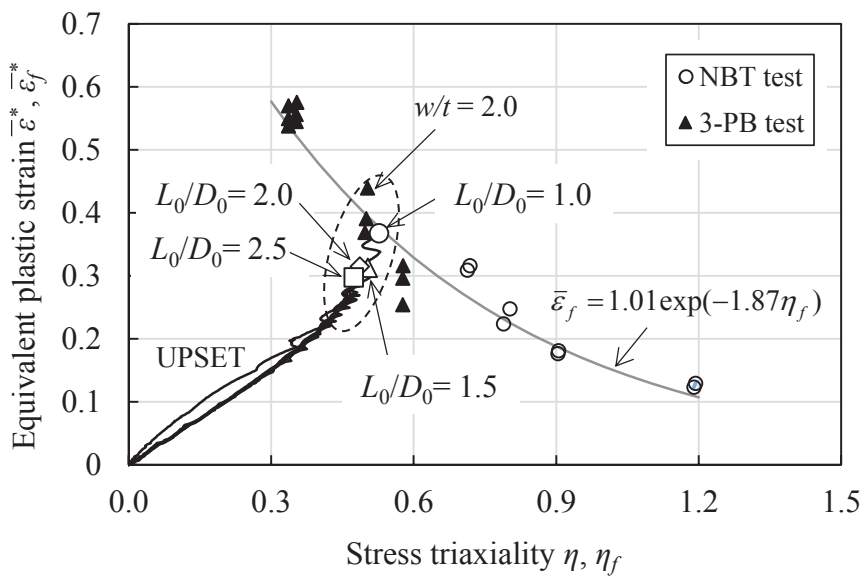


Fig. 4-15 Modified loading path of stress triaxiality at the fracture points in upsetting (UPSET) tests

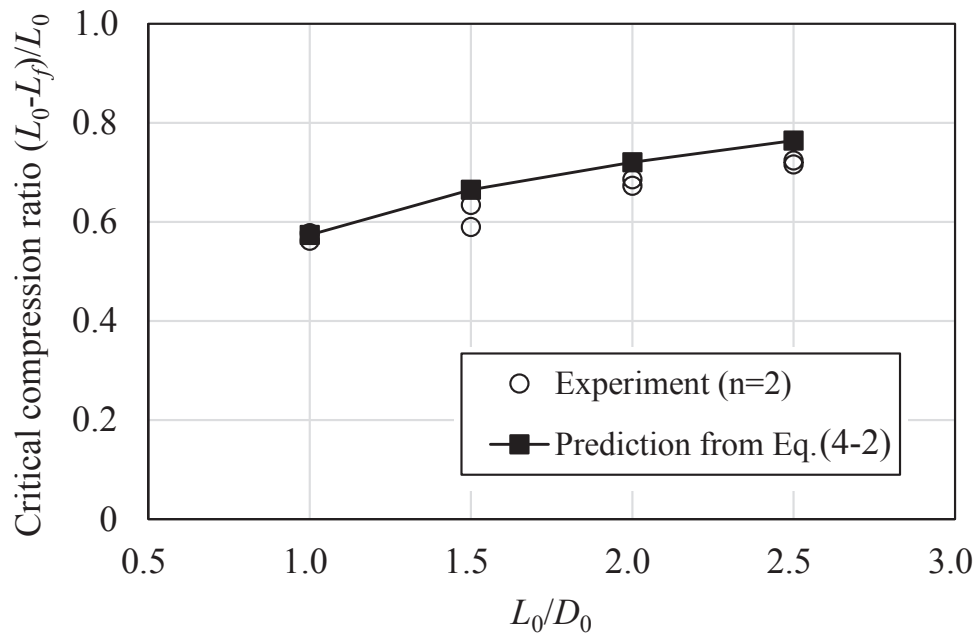


Fig. 4-16 Prediction results of critical compression ratio $(L_0-L_f)/L_0$ using ductile fracture model of Eq. (2) (L_0 : Initial specimen height; L_f : Specimen height at fracture)

4.5.4 ディンプル寸法測定結果および考察

微小ボイドの成長および合体挙動に及ぼす η の履歴の影響は大きく、破断面のディンプルの大きさと η との間に相関があることが大塚らによって確認されている^{4-9),4-10)}。そこで、式(4-2)によって UPSET 試験の限界圧縮率がおおむね予測できた理由を、破断面のディンプルの大きさと η_f の関係の観点から考察する。

NBT, 3-PB および UPSET 試験片において、SEM により破壊起点における破断面の観察を行った。SEM の観察結果を Fig. 4-17 に示すが、いずれの試験片も微小ボイド合体型延性破面の特徴であるディンプルパターンが観察される。各 SEM 写真の共通視野内 ($64\ \mu\text{m} \times 48\ \mu\text{m}$) で確認されるディンプルのうち、50 個を抽出して、その近似円直径 d を計測した。

Fig. 4-18 に、計測された d のヒストグラムを示す。また、Fig. 4-19 に、各試験片の破壊起点における η_f と、 d の平均値 d_{ave} との関係を示す。NBT 試験においては $R_0 = 3\ \text{mm} \rightarrow 10\ \text{mm} \rightarrow 20\ \text{mm}$ の順で、3-PB 試験においては $w/t = 4.0 \rightarrow 2.0$ の順で、 η に応じて d_{ave} も小さくなる相関関係が確認された。ただし、 η_f が最も小さい $w/t = 1.0$ では、 d_{ave} は逆に大きくなった。

ここで、Fig. 4-15 中の点線円内、つまり UPSET 試験の各試験片およびそれらの η_f と $\bar{\epsilon}_f^*$ の関係に最も近かった 3-PB 試験の $w/t = 2.0$ 試験片に着目して考察する。Fig. 4-18 より、UPSET 試験では L_0/D_0 が異なっても、 d の分布にほとんど違いは確認されず、さらに Fig. 4-19 より、 d_{ave} と η_f の関係も L_0/D_0 による差異がほとんどないことが分かる。これらは、Fig. 4-15 で示したように、 L_0/D_0 に関わらず、 η が正に遷移してからの η の負荷履歴にほとんど違いがなかったことによると推察される。

また、Fig. 4-18 から分かるように、UPSET 試験の各試験片の d の分布は、3-PB 試験における $w/t = 2.0$ のそれと類似しており、さらに Fig. 4-19 より、 d_{ave} と η_f の関係も両者で近い結果となっている (Fig. 4-19 中の点線円)。すなわち、UPSET 試験と 3-PB($w/t = 2.0$)試験の破壊時の応力三軸度とディンプルの状態は類似しており、破壊時の相当塑性ひずみも両者で同等になったと考えられる。S45C と同様に、微小ボイド合体型の延性破壊を呈する材料に対して、本手法が有効に適用できることが期待される。

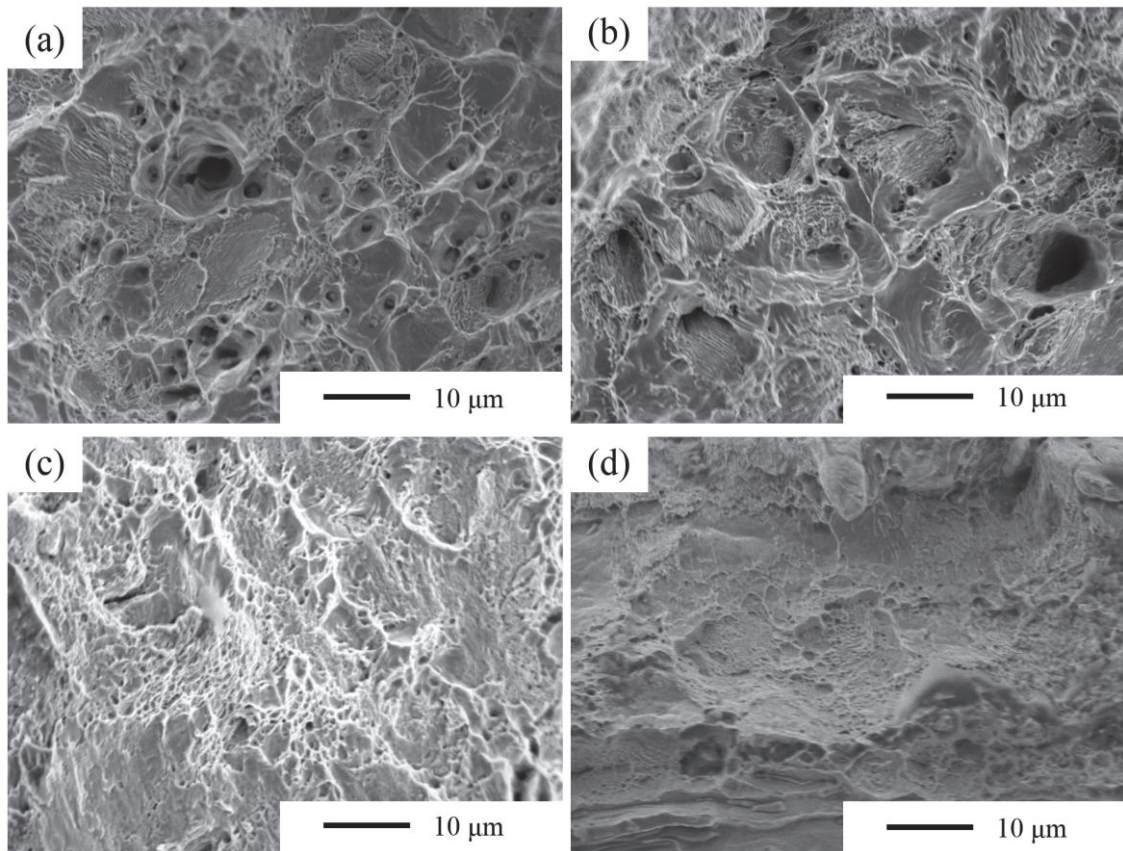


Fig. 4-17 Examples of SEM image of fractured surface of (a) notched round bar tensile test $R_0 = 3.0$ mm, (b) notched round bar tensile test $R_0 = 20$ mm, (c) 3-point bending test $w/t = 2.0$, and (d) upsetting test $L_0/D_0 = 1.5$

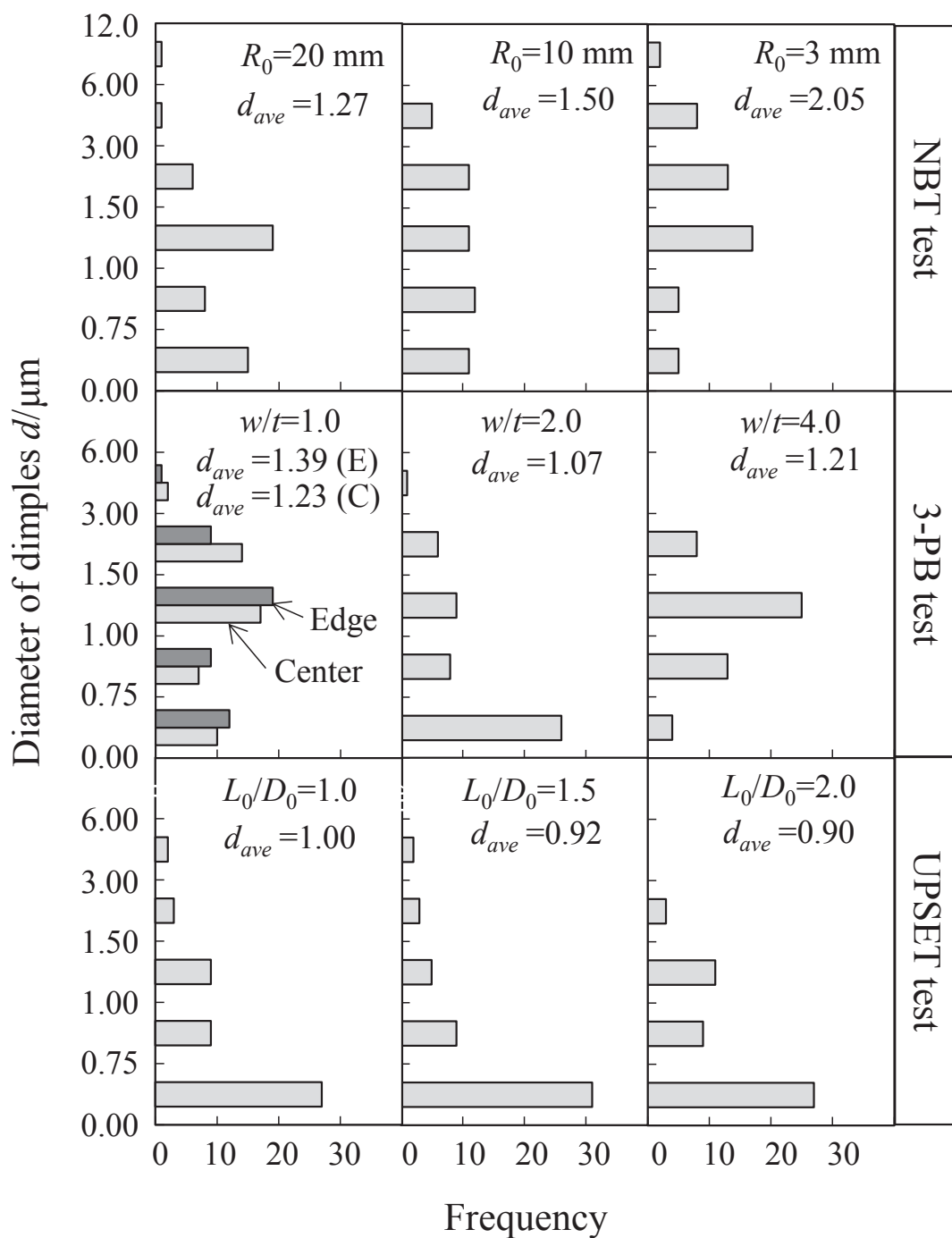


Fig. 4-18 Histogram of diameter of dimples (d) (NBT: notched round bar tensile; 3-PB: 3-point bending; UPSET: upsetting; d_{ave} : average diameter of 50 dimples)

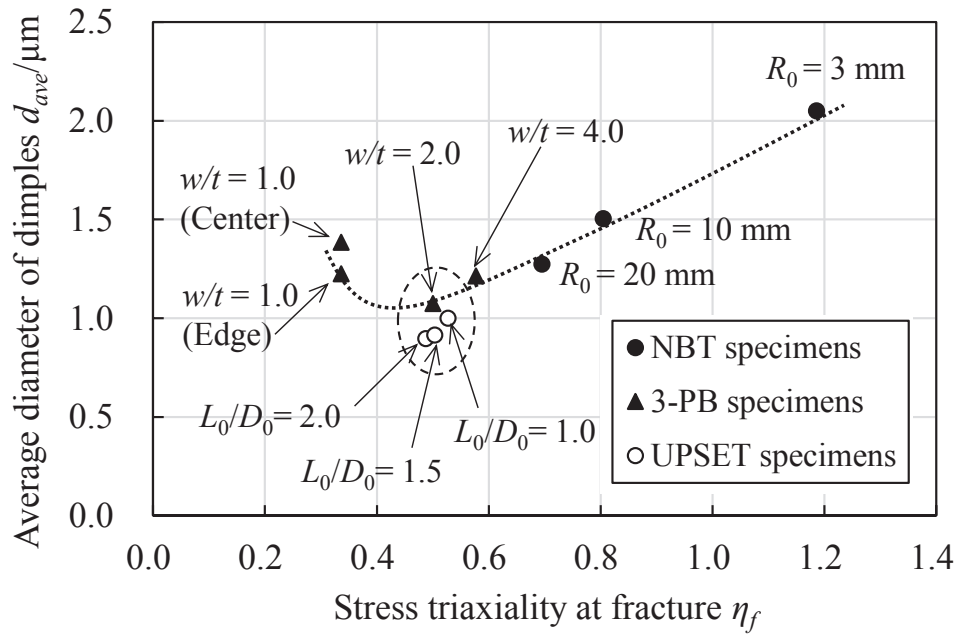


Fig. 4-19 Relationship between stress triaxiality at fracture (η_f) and average diameter of dimples (d_{ave})

4.6 結言

本研究では、冷間鍛造における据込み等の表面割れ予測にも対応できる広い応力三軸度範囲での延性破壊限界を同定する手法の開発を目的とし、炭素鋼 S45C を対象に 4 種の切欠付丸棒引張 (NBT) 試験と 3 種の 3 点曲げ (3-PB) 試験を実施した。また、両試験の結果から指数関数型の延性破壊予測モデルのパラメータを同定した。さらに、同定された延性破壊モデルの有効性を検証するため、端面拘束圧縮 (UPSET) 試験における限界圧縮率の予測を試みた。以下に、得られた知見を示す。

- 1) NBT 試験に応力補正法を適用した結果、破断までの流動応力曲線が同定され、破壊起点の応力三軸度 η と相当ひずみ $\bar{\epsilon}$ の履歴を同定することができた。
- 2) 3-PB 試験では、試験片の幅と厚みの比率 (w/t) を変化させることで、破壊判定時の応力三軸度 η_f が 0.33~0.56 の範囲で破壊試験を実施することができた。また、破壊起点における応力三軸度 η は、変形初期から破壊に至るまでほぼ一定であることが分かった。
- 3) NBT と 3-PB の両試験結果から決定した指数関数型の延性破壊モデルを用いて UPSET 試験の限界圧縮率を予測したところ、正の応力三軸度履歴に着目することで、実験結果とおおむね一致した。
- 4) SEM による破断面観察の結果、UPSET 試験と 3-PB($w/t = 2.0$)試験の破壊時の応力三軸度とディンプルの状態は類似しており、破壊時の相当塑性ひずみも両者で同等になったと考えられる。

参考文献

- 4-1) 村田真伸, 吉田佳典, 西脇武志 : 曲げ試験と切欠付丸棒引張試験を用いた冷間据込み加工の表面割れ予測, 塑性と加工, **59-686** (2018) (In print, 掲載決定)
- 4-2) Hancock, J.W. & Mackenzie, A. C. : On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states, J. Mech. Phys. Solid, **24** (1976), 147-169.
- 4-3) 工藤英明・青井一喜 : S45C の据え込み割れ試験, 塑性と加工, **8-72** (1967), 17-27.
- 4-4) 日本金属学会 : 金属加工-講座・現代の金属学 材料編, (1986), 128.
- 4-5) 石黒太浩・阿部英嗣・上野紘一・湯川伸樹・藤原正尚・吉田広明・石川孝司 : 中炭素鋼の延性破壊に及ぼす応力三軸度と組織異方性の影響, 塑性と加工, **54-634** (2013), 993-997.
- 4-6) 村田真伸・吉田佳典・西脇武志 : 延性破壊パラメータ同定に及ぼす DIC 測定精度の検証 延性破壊パラメータ同定の高精度化 第 2 報, 平成 29 年度塑性加工春季講演会論文集, (2017), 259-260.
- 4-7) 冷間鍛造分科会材料研究班 : 冷間据込み性試験方法, 塑性と加工, **22-241** (1981), 139-144.
- 4-8) 吉田佳典・村瀬泰章・湯川伸樹・石川孝司 : せん断加工の変形解析における空孔生成臨界ひずみモデルの導入, 塑性と加工, **46-532** (2005), 392-396.
- 4-9) 大塚昭夫・宮田隆司・西村誠二・木村雅保・馬淵宗人 : 低強度鋼における延性破壊の発生に及ぼす応力三軸度の影響, 材料, **29-322**(1980), 717-723.
- 4-10) 大塚昭夫・宮田隆司・桜井勉・飯田浩 : 延性破壊に及ぼす応力三軸度の影響, 材料, **34-381** (1984), 622-626.

第5章 総括

鍛造における工程設計に CAE が活用される場面が急速に拡大しており、鍛造の業界を支えている中小企業へもその波は押し寄せている。CAE を利用する場合は、これまで材料カタログ値を参考として感覚的に捕らえていた金属の硬さや延性等の特性を、各材料パラメータに置き換えてソフトウェアへ入力する必要がある。そして、多くの場合、それらが CAE の予測精度を大きく左右する。すなわち、CAE で用いる材料パラメータを、いかに簡便かつ高精度に同定するかという問題は、今後 CAE をベースとした工程設計を行う上において、避けて通れない重要な問題であるといえる。

このような状況の下、本論文では冷間鍛造における CAE の予測精度を大きく左右する材料パラメータとして、材料の変形抵抗を表現する流動応力曲線と、材料の延性限界を表現する延性破壊パラメータに着目し、両者を簡便かつ高精度に同定する手法の開発に取り組んだ。

汎用の引張試験機を利用し切欠付丸棒に対して画像解析を用いた引張試験を行い、測定される平均引張応力に対して FEM と最適化手法により応力補正を行うことで、くびれ発生以降の流動応力を同定する新しい応力同定法を提案した。従来の応力補正法である Bridgman 法に比べて、流動応力の同定精度が 12～16%程度改善することを、数値実験を通じて示した。

また、流動応力曲線を同定した結果得られる応力とひずみの負荷履歴の情報を用いることで、各種の延性破壊予測モデルのパラメータも同定できることを示した。

さらに、円柱据込みの割れ予測を目的に、切欠引張試験に加え 3 点曲げ試験も行うことで、広い応力三軸度範囲における破壊試験を実施し、指数関数型の延性破壊予測モデルのパラメータを決定した。円柱の端面拘束圧縮試験による検証実験では、この予測モデルを用いることで、実験の割れを予測することができた。

以下に本論文で得られた成果を要約する。

第 2 章では、切欠付丸棒引張試験を対象に、くびれ発生後の平均引張応力を流動応力に補正する新しい応力補正方法を提案した。FEM を利用した数値実験による検証では、提案する応力補正法を用いることで、4 種類の初期切欠半径によらず、あらかじめ設定した加工硬化挙動が異なる 2 種類の参照流動応力曲線を精度良く再現できることを示した。その一方、従来の応力補正法である

Bridgman 法では、参照応力曲線を相当ひずみ 1.2 の時点において、12~16%程度過大に評価してしまうことが分かった。実際の材料である SS400 を用いた検証では、提案手法を用いて応力補正を行った場合、数値実験の結果と同様、応力補正後の流動応力は初期切欠半径に関わらずおおむね 1 本に重なり、相当ひずみで最大 1.0 を超える範囲までの流動応力を同定することができた。また、その流動応力は一様伸びの範囲で決定した Swift 則におおむね一致していた。一方、Bridgman 法により得られた流動応力は、提案手法で同定した流動応力よりも過大に評価しており、数値実験の傾向と合致した。すなわち、提案手法で得られた流動応力のほうが材料の真の流動応力に近いと考えられる。

第 3 章では、3 種類の金属材料 (SS400, S45C, A5056-H34) を対象に、4 種の初期切欠丸棒引張試験に対して提案する応力補正法を適用し、各流動応力曲線および 2 種類の延性破壊条件式の限界ダメージ値を同定した。応力補正後の流動応力曲線は、SS400 では Swift 則にほぼ一致し (第 2 章と同じ結果)、A5056-H34 では Voce 則に近い結果となった。S45C では、Swift 則と Voce 則の中間の結果となった。すなわち、流動応力を硬化則に依存せずに直接的に同定することができた。Cockcroft and Latham モデルの限界ダメージ値は応力三軸度が高くなるといずれの材料でも小さくなる傾向が確認された。一方、Ayada モデルでは、いずれの材料においても応力三軸度に対する限界ダメージ値は、Cockcroft and Latham モデルに比べそれほど大きく変化していなかった。つまり、限界ダメージ値は応力三軸度に対して一定であるとは限らず、応力状態に応じて適切に変化させる必要があることが分かった。さらに、S45C に対しては、従来法である Bridgman 法でも同様の評価を行ったが、得られる限界ダメージ値および応力三軸度の結果は、提案手法による結果と大きく乖離することが分かった。Bridgman 法では FEM の応力およびひずみの状態を精度良く再現できないためと考えられる。

第 4 章では、炭素鋼 S45C を対象に、冷間鍛造の初期工程で多用される据込みの割れ予測に取り組んだ。初期切欠半径を変えた 4 種の切欠付丸棒引張試験に加え、据込み割れで発生する応力三軸度範囲を補完する目的で、厚みと幅の比率を変えた 3 種の 3 点曲げ試験も実施した。両試験の解析結果から、0.33~1.2 の応力三軸度範囲に対応した破断相当ひずみを得ることができた。なお、3 点曲げ試験では、破壊起点における応力三軸度は、変形初期から破壊に至るまでほぼ一定であることが分かった。切欠付丸棒引張および 3 点曲げの両試験結果から、指数関数型の延性破壊予測モデルのパラメータを決定し、端面拘束圧縮試験の限界圧縮率の予測を試みた。ここで、応力三軸度が負の領域 (圧縮応力場) では、

ポイドは成長しないとの仮定に基づき、端面拘束圧縮試験の FEM 解析において、応力三軸度が正の場合にのみ累積する相当ひずみを新しく定義したところ、実験の限界圧縮率の結果をおおむね予測することができた。また、SEM 観察により、切欠付丸棒引張試験、3 点曲げ試験、端面拘束圧縮試験の各試験片破面におけるディンプルの直径分布を計測し、それらを比較することによって、端面拘束圧縮試験の限界圧縮率の予測ができたことの原因を考察した。

以上得られた成果を簡単にまとめたが、本論文の成果を利用することで、材料の大ひずみ域までの流動応力と延性破壊パラメータを簡便に求めることができるため、特に冷間鍛造の分野において、CAE による工程設計の高精度化に寄与できるものと考えている。

最後に、本論文で示したような CAE 用の材料パラメータの同定手法に焦点を当てた研究は今後ますます重要性を増すと考えられる。例えば、板成形の分野では、高次で高精度な異方性降伏関数が次々と開発され、それらのパラメータを決定するための材料試験も専用の多軸試験機が必要になるなど複雑化している。その一方で、本来そのような高精度な異方性降伏関数を積極的に利用すべき加工現場の中小企業では、それらのモデルを理解できる人材が限られることや、高価な専用の材料試験機が導入できないなどの理由から、独自に材料パラメータを決定することは現実的に困難になりつつある。CAE 用の高度な材料モデルを中小企業において実用的に利用するためには、必要とされる材料パラメータをいかに簡便かつ安価に決定するかという手法面についての技術開発もあわせて発展するべきであろう。

中小企業においても高度な材料モデルの恩恵を受けられ、中小企業における CAE の活用が拡大することを願いつつ、本論文を結ぶこととする。

関連論文目録

発表論文

1. 村田真伸, 西脇武志, 吉田佳典: 切欠付丸棒引張試験による変形抵抗同定のための応力補正法の検討, 塑性と加工, **57-669** (2016) 977-982.
(第2章に要約して掲載)
2. Masanobu Murata, Yoshinori Yoshida, Takeshi Nishiwaki: Identification of Ductile Fracture Parameter with Stress Correction Method Using Notched Round-Bar Tensile Test, Procedia Engineering **207** (2017) 2060–2065.
(第3章に要約して掲載)
3. 村田真伸, 吉田佳典, 西脇武志: 曲げ試験と切欠付丸棒引張試験を用いた冷間据込み加工の表面割れ予測, 塑性と加工, **59-686** (2018) (In print, 掲載決定)
(第4章に要約して掲載)

参考論文

1. Masanobu Murata, Yoshinori Yoshida, Takeshi Nishiwaki: Stress correction method for flow stress identification by tensile test using notched round bar, Journal of Materials Processing Technology, **251** (2018) 65–72.
(1.の再録)

口頭発表（国内）

1. 村田真伸, 西脇武志, 吉田佳典：切欠丸棒引張試験を用いた変形抵抗同定における平均応力の補正方法に関する検討, 第 66 回塑性加工連合講演会 講演論文集 (2015) 369-370.
2. 村田真伸, 西脇武志, 吉田佳典：切欠付丸棒引張試験を用いた各種金属材料の変形抵抗同定, 平成 28 年度塑性加工春季講演会 講演論文集 (2016) 107-108.
3. 村田真伸, 西脇武志, 吉田佳典：切欠付丸棒引張試験を用いた延性破壊パラメータ同定 延性破壊パラメータ同定の高精度化 第 1 報, 第 67 回塑性加工連合講演会 講演論文集(2016) 115-116.
4. 村田真伸, 吉田佳典, 西脇武志：延性破壊パラメータ同定に及ぼす DIC 測定精度の検証 延性破壊パラメータ同定の高精度化 第 2 報, 平成 29 年度塑性加工春季講演会 講演論文集 (2017) 259-260.

口頭発表（海外）

5. Masanobu Murata, Takeshi Nishiwaki, Yoshinori Yoshida: Stress Correction for Flow Stress Identification in Notched Round Bar Tensile Test, The 48th International Cold Forging Group (ICFG) Subgroup Process Simulation 8th Workshop (2015).
6. Masanobu Murata, Yoshinori Yoshida, Takeshi Nishiwaki: Stress Correction Method for Flow Stress Identification by Tensile Test using Notched Round Bar, The 49th International Cold Forging Group (ICFG) Plenary meeting (2016).
7. Masanobu Murata, Yoshinori Yoshida, Takeshi Nishiwaki: Identification of Ductile Fracture Parameter with Stress Correction Method Using Notched Round-Bar Tensile Test, The 12th International Conference on Technology of Plasticity (ICTP) (2017).

謝 辞

本論文の研究を遂行するにあたり、指導教官として終始懇切なご指導、ご教授を賜りました岐阜大学工学部機械工学科准教授 吉田 佳典博士に深甚なる謝意を表します。

また、本論文の執筆にあたり主査および副査の労をご快諾いただき、貴重なご指導、ご助言を賜りました岐阜大学工学部機械工学科教授 山下 実博士ならびに同教授 王 志剛博士に深く感謝いたします。

さらに、本研究を遂行するにあたり、多大なるご助言をいただきました名城大学理工学部機械工学科助教 吉川 泰晴博士、多数の実験を実施してくれた岐阜大学工学部機械工学科 王・吉田研究室の嶋治 亮介様をはじめとする同研究室の学生諸君、また、工学部の職員の皆様に深く御礼申し上げます。

また、社会人として博士後期課程へ進学するに際し、著者の背中を力強く押してくださった株式会社メカニカルデザイン 小林 卓哉博士をはじめ、共同研究の面からも多大なるご助言や有意義なご討議をいただきました東北大学教授 寺田 賢二郎博士、および、野々村 千里博士、山下 勝久博士をはじめとする東洋紡株式会社の皆様に深く感謝いたします。さらに、日本工業大学准教授 瀧澤 英男博士には、理論面、実験面のみならず、研究の進め方や研究者の心構えまで、示唆にとんだご助言を賜りました。心から感謝申し上げます。

本研究の遂行にあたり多大なご指導、ご支援を賜りました名古屋市工業研究所 児島 澄人氏、毛利 猛氏、加藤 雅章氏、夏目 勝之氏、谷口 智氏、黒部 文仁氏に深く御礼申し上げます。そして、研究の環境を与えてくださった、名古屋市工業研究所 浅尾 文博所長、同システム技術部 山田 隆志部長、同生産システム研究室 高橋 文明室長を始めとする名古屋市工業研究所の皆様 に深く御礼を申し上げます。

共同研究者として研究の遂行および論文の執筆はもとより、名古屋市工業研究所へ入所以来、職場の先輩として、公私にわたり多大なる叱咤激励とご指導を賜りました、大同大学教授 西脇 武志博士に心より厚く御礼を申し上げます。

最後に、長期にわたり社会人学生としての生活を支えてくれた妻と両親、家族に心から感謝します。