

博士論文

機械構造用鋼の冷間成形における  
応力多軸度型延性破壊条件

**Ductile fracture criteria at stress triaxiality in  
cold forming of steel for machine structural use**

横浜国立大学大学院 工学府  
システム統合工学専攻

志賀 聡

(Akira SHIGA)

2019年 9月



# 目次

第1章 序論	1
1.1 緒言	1
1.2 延性破壊予測に関する従来知見と課題	4
1.3 本研究の意義	13
1.4 本研究の目的	13
1.5 本研究の概要	14
第2章 冷間据込み加工時の延性き裂発生条件に関する基礎検討	15
2.1 緒言	15
2.2 冷間据込み試験による延性き裂評価	16
2.3 延性き裂発生条件の変形形態の影響	25
2.4 低応力多軸度での延性き裂発生条件について	33
2.5 小括	36
第3章 多段引抜き加工時のシェブロンクラック発生予測	37
3.1 緒言	37
3.2 延性破壊条件における累積ひずみの影響	38
3.3 多段引抜き加工での延性破壊条件の妥当性検証	53
3.4 小括	61
第4章 中空材の引抜き加工における延性破壊条件	62
4.1 緒言	62
4.2 実験方法	63
4.3 多段引抜き加工での延性破壊条件	67
4.4 考察	72
4.5 小括	78

第5章 切りくず生成時の延性破壊条件の基礎検討	79
5.1 緒言	79
5.2 高速工具抜き取り試験による切りくず観察	82
5.3 切りくず生成部の FEM 解析	88
5.4 応力多軸度型延性破壊条件による切りくず発生定量評価	91
5.5 応力多軸度型延性破壊条件による切りくず分断定量評価	93
5.6 小括	98
第6章 総括	99
6.1 はじめに	100
6.2 冷間据込み加工時の延性き裂発生条件に関する基礎検討と その成果の応用	100
6.3 多段引抜き加工時のシェブロンクラック発生予測と その成果の応用	102
6.4 中空材の引抜き加工時の延性破壊条件とその成果	103
6.5 切りくず生成時の延性破壊条件の基礎検討とその成果の 応用	105
6.6 本研究成果と今後の研究課題	107
謝辞	109
参考文献	110
本研究に関連した発表論文	113
(1) 学協会誌への論文	113
(2) 口頭発表	113
(3) その他	114

# 第1章 序 論

## 1.1 緒 言

特殊鋼棒鋼・線材は、図1に示すように主に自動車用の歯車・シャフト・軸受・クランクシャフト・ボルトなどに使用され、鍛造、切削加工および熱処理などの様々な製造工程を経て最終部品となるのが一般的である。これらの部品は、いずれも回転運動や摺動運動を繰り返すことから、摩擦抵抗やトルク伝達ロスなどが生じるため、数 g 単位での軽量化が燃費改善に結びつく。部品の高強度化につながる鋼材開発が、軽量化による燃費改善の魅力的な手段とされて来た。一方で近年、自動車市場は大きく変化し、製造業の海外現地生産や部品調達のグローバル化が急速に進み、コスト競争が激化しつつある。こうした状況の下、高強度鋼開発といった機能向上のみでは太刀打ちできず、製造コスト低減と高強度化を両立できる熱処理や切削を省略可能な鋼材開発<sup>1)~3)</sup>や高強度鋼の高精度成形技術開発<sup>4),5)</sup>が鋼材メーカーや素形材加工メーカーなどで進められている。歯車部品を例に挙げると、素材はSCM420やSCr420などの合金鋼が用いられ製造工程は圧延素材を熱間鍛造により素形材に仕上げ、その後熱処理、機械加工、浸炭焼入などの表面硬化処理を施した後、研削を経て最終部品形状となる。この歯車製造コストの内訳比率は、図2に示すように工程毎で、対比すると素材7.5%、熱間鍛造9.7%、機械加工54.0%、熱処理5.5%、熱処理23.2%であり、突出して機械加工コストが占める割合が大きいことがわかる。つまり、機械加工コストを低減することが製造コストを低減する有効な手段となる。そのため、素形材加工の製造コストを低減する有効な手段の一つとして、冷間鍛造が挙げられる<sup>6)</sup>。冷間鍛造は、室温または室温に近い温度において素材を塑性変形させ所望の形状を得る加工方法であり、三次元的な複雑形状に精度良く加工でき、かつ切削加工に比べて材料の歩留まりが良いため生産性が高いプロセスである。部品製造コスト低減の有用性は古くから認識されており、小型部品やスプラインギヤ、プラネタリギヤおよびデファレンシャルギヤなどに適用されている<sup>7)</sup>。また、冷間鍛造により成形された歯車は製造コストの低減のみならず、例えば、鍛造成形により歯形に沿った連続した鍛流線<sup>8)</sup>を形成することにより衝撃曲げ強さの向上が期待できる。更に、駆動時に表面に生じる引張応力に対して強靱となり、強度が向上する<sup>9)~11)</sup>、切削では加工できない形状に成形できるため部品を一体化・コンパクト化できる<sup>10)</sup>、など新たな付加価値の付与も期待でき、製造コスト低減や価値の付与といった点から冷間鍛造は魅力的な加工方法であると言える。さらに上型を傾けた状態で回転させ素材を部分的に加工する揺動鍛造<sup>4)</sup>や、素材の両端を拘束し、わずかに曲げた状態で軸圧縮力を負荷し

ながら素材を回転させることで半径方向への素材を拡径する軸肥大加工<sup>12)</sup>、および従来ガンドリルで加工されてきたシャフトを冷間鍛造で中空化する技術<sup>13)-15)</sup>といった冷間鍛造技術の適用拡大を目指した鋼材や工法に関する研究開発が鉄鋼、素形材加工および部品メーカーが中心となり推進されている。

冷間鍛造は加工を受ける金型や鋼材にとって厳しい加工方法であるため、成形金型への負荷増大に伴う金型寿命低下や、図3に示すように成形部材の表面あるいは内部に割れが発生<sup>16)</sup>することがある。これらの割れは延性破壊であり、特に製品品質を保証する観点から、製品表面や内部の延性破壊を必ず防止しなければならない。つまり、鋼材の成形限界を定量的に把握することで、延性破壊を抑制可能な鋼材開発指針や加工条件を導出することができる手法を確立することが、冷間鍛造技術を適用拡大する上での課題といえる。

延性破壊の素過程はボイドの発生、成長、合体<sup>17)</sup>であり、延性破壊素過程に基づく延性破壊条件が数多く提案されている<sup>18)-29)</sup>。しかし、未だ統一的な表現ができていない<sup>30),31)</sup>のが現状である。次項にて従来の延性破壊予測技術に関する従来知見をまとめた。

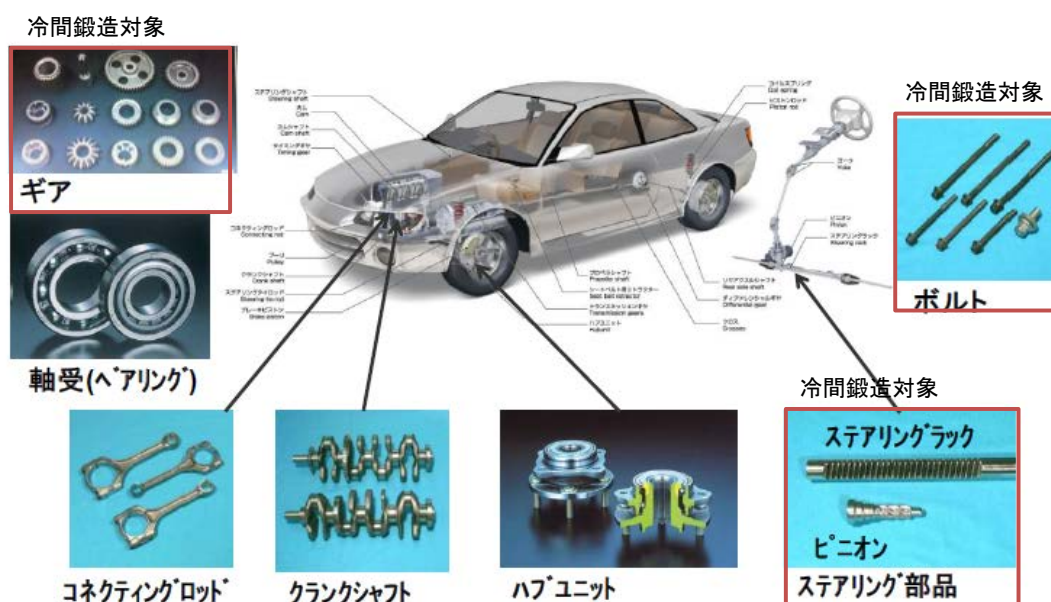


図1 自動車用部品における冷間鍛造対象部品

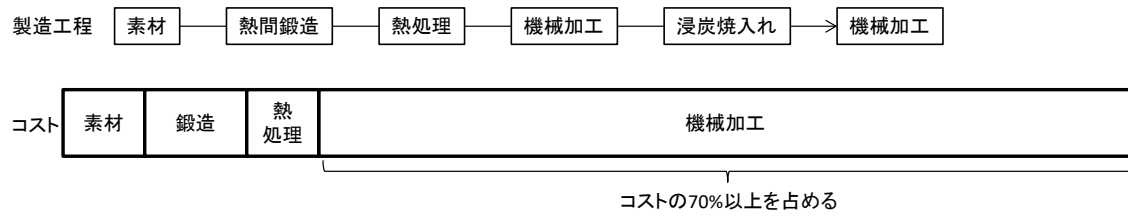


図2 歯車製造コストの内訳比率

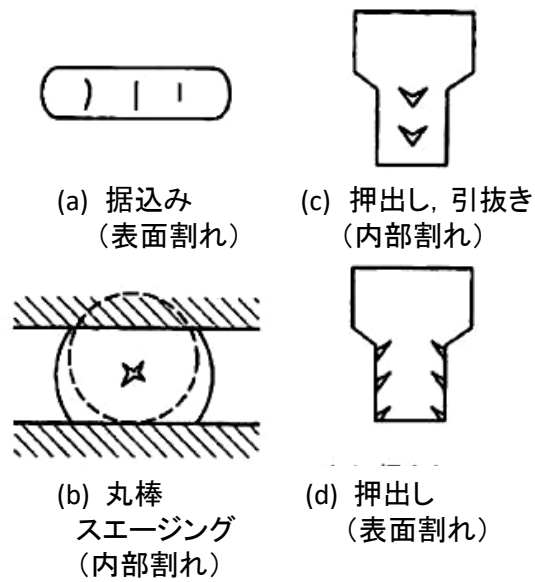


図3 鍛造における材料の割れ<sup>16)</sup>

## 1.2 延性破壊予測に関する従来知見と課題

バルク成形時の延性破壊予測に用いられる延性破壊条件は、主ひずみで整理した式（主ひずみ型延性破壊条件）<sup>18)-20)</sup>、応力を変形履歴で積分した式（積分型延性破壊条件）<sup>21)-25)</sup>、ならびに破断ひずみを応力多軸度で整理した式（応力多軸度型延性破壊条件）<sup>26)-29)</sup>、に大別される。本章では、それぞれの特徴および課題について以下に述べる。

### 1.2.1 主ひずみ型延性破壊条件

主ひずみ型延性破壊条件は、円柱据込み試験やボルトフランジ成形などの表面割れを対象に、評価部位における主ひずみを条件式に代入し、算出される値としきい値との大小関係で延性破壊を判定するものである<sup>18)-20)</sup>。

工藤らは、円柱試験片の直径と高さの比を種々に変更して冷間圧縮試験を行い、図4に示すように割れ限界を整理できることを報告している。この結果より、主ひずみである軸方向ひずみ  $\varepsilon_z$ 、周方向ひずみ  $\varepsilon_\theta$  を用いた次式(1)に示す延性破壊条件式を提案している<sup>18)</sup>。

$$\varepsilon_\theta + A \times \varepsilon_z = B \quad (1)$$

ここで、 $\varepsilon_\theta$  は周方向ひずみ、 $\varepsilon_z$  は軸方向ひずみ、A および B は材料定数である。

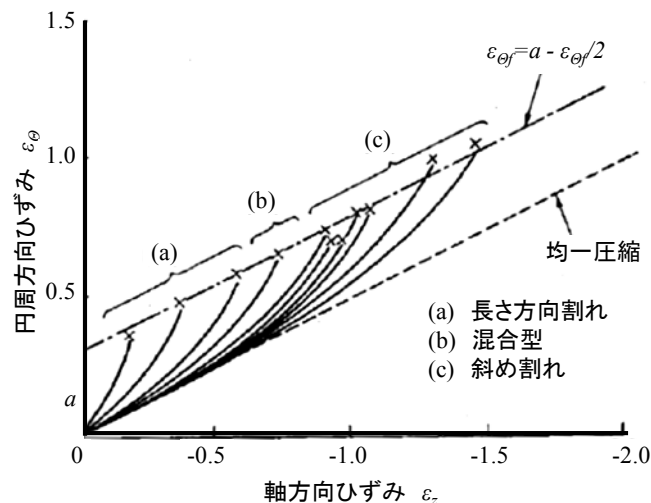


図4 据込み加工中のひずみ履歴と破壊限界（工藤ら<sup>18)</sup>）



また根石らは、素材硬さの影響を考慮した次式(2)を提案し、その有効性を図 5 に示すようにフランジボルト成形時の表面割れ予測を行い検証している<sup>19)</sup>。

$$\varepsilon_{\theta} = -0.00426 \times Hv + 0.694 + 0.755 \times (-\varepsilon_z)^{0.345} \quad (2)$$

ここで、 $\varepsilon_{\theta}$ は周方向ひずみ、 $\varepsilon_z$ は軸方向ひずみ、Hvはビッカース硬さである。

しかしながら、工藤らの提案式に代表される主ひずみ型延性破壊条件は、応力や変形履歴の影響が考慮されていないため、例えば金型に拘束される密閉鍛造など、応力状態が変化した場合の表面割れを予測することが困難である。

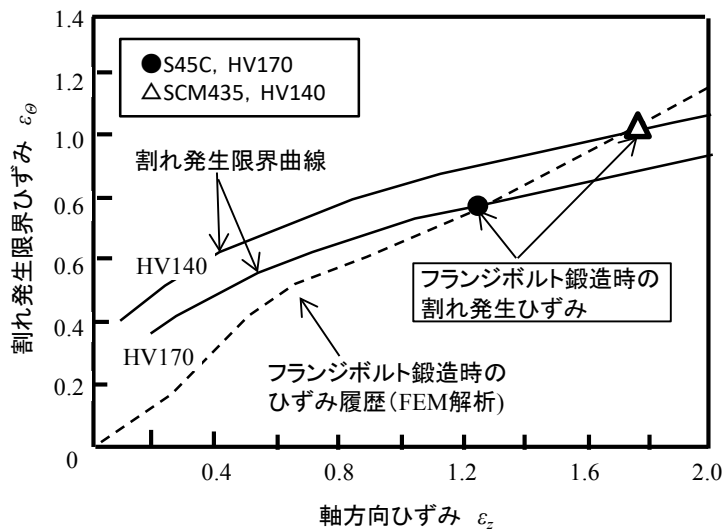


図 5 主ひずみ型延性破壊条件式の精度検証 (根石ら<sup>19)</sup>)

## 1.2.2 積分型延性破壊条件

積分型延性破壊条件<sup>21)~25)</sup>は、材料内の各物体点における応力項を加工履歴に沿ったひずみで積分した値として表される。積分型延性破壊条件式で算出した積分値がしきい値である限界ダメージ値  $C$  を超えた場合に延性破壊が生じると判定するものであり、表面、内部に関わらず延性破壊を判定できる。本手法を用いて延性破壊を予測する場合、対象となる鋼材の限界ダメージ値を事前に求めておく必要があり、一般的に、据込み試験または引張試験によって限界ダメージ値を算出する。据込み試験では限界据込み率における値を、引張試験では図 6 に示すように環状切欠き引張試験を行い、荷重－変位曲線の荷重落下点における値をそれぞれ求めることにより限界ダメージ値を算出している。代表的な積分型延性破壊条件を以下に説明する。

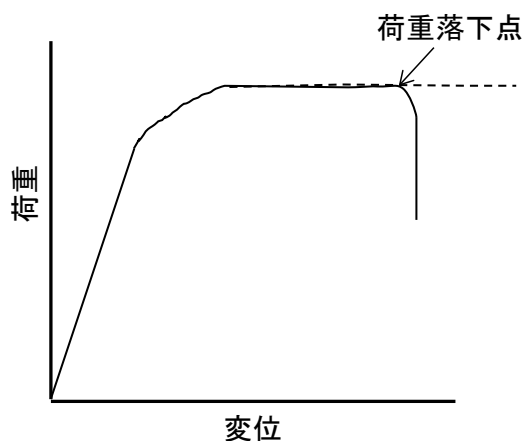


図 6 荷重－変位曲線の一例

### 1) Cockroft & Latham の式<sup>21)</sup>

Cockroft と Latham は、次式(3)に示すように最大主応力の加工履歴に沿った延性破壊条件を提案している<sup>21)</sup>。Cockroft & Latham の式は CAE 解析に用いられる汎用コードに導入されており、バルク成形時の延性破壊予測に多く用いられ、ねじり、曲げ、押出し加工などの延性破壊予測でその有効性が検証されている<sup>32)</sup>。

$$\int_0^{\varepsilon_f} \sigma_{max} d\varepsilon = C \quad (3)$$

ここで  $\sigma_{max}$  は最大主応力、 $\varepsilon$  は相当塑性ひずみ、 $\varepsilon_f$  は破断時の相当塑性ひずみである。

## 2) McClintock の式<sup>22)</sup>

McClintock は、微小ボイドの成長について考察を行い、円柱状および楕円上ボイドモデルを用いたボイド成長および合体の理論解析を行った。ボイド界面における 2 つの主応力の変化履歴を追求することにより、次式(4)に示すようなボイドの成長理論に基づいた延性破壊条件を提案している<sup>22)</sup>。

$$\int_0^{\varepsilon_f} \left[ \frac{\sqrt{3}}{2(1-n)} \sinh \left\{ \frac{\sqrt{3}(1-n)}{2} \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{\bar{\sigma}} \right\} + \frac{3}{4} \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\bar{\sigma}} \right] d\bar{\varepsilon} = C \quad (4)$$

ここで  $n$  は加工硬化指数、 $\bar{\sigma}$  は相当応力である。

## 3) 大矢根の式<sup>23)</sup>

大矢根らは、ボイド密度の変化に着目した延性破壊条件であり、塑性変形に伴いボイド密度が、ある一定値まで増加すると破壊が発生すると仮定して次式(5)を提案している<sup>23)</sup>。

$$\int_0^{\varepsilon_f} \left[ 1 + \frac{1}{a} \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} \right] d\bar{\varepsilon} = C \quad (5)$$

ここで  $\sigma_m$  は平均応力、 $a$  は材料定数、 $\sigma_m/\bar{\sigma}$  は応力多軸度である。

## 4) Ayada の式<sup>24)</sup>

Ayada らは、押し出し加工の中心割れの研究において、平均応力と相当応力によって表現される以下のモデルとして次式(6)を提案している<sup>24)</sup>。

$$\int_0^{\varepsilon_f} \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon} = C \quad (6)$$

ここで  $\sigma_m$  は平均応力、 $a$  は材料定数、 $\sigma_m/\bar{\sigma}$  は応力多軸度である。

これら上述した積分型延性破壊条件を用いて延性破壊予測を行う場合、材料の成形限界を表す限界ダメージ値  $C$  を決定する必要がある。限界ダメージ値  $C$  は材料固有の値であると考えられ、引張試験や圧縮試験など簡便な試験を行い、破断条件から決定するのが一般的である。石川らは、S53C、SCM440H、SCr420H の 3 鋼種を対象に、上述の 5 つの積分型延性破壊条件を用いて円周切欠き丸棒引張試験から素材の限界ダメージ値を求め、冷間多段押し出し加工の内部割れを予測し、Cockroft & Latham の式により内部割れが予測可能であることを報告している<sup>33)</sup>。しかしながら図 7 および図 8 に示すように、引張試験から得

られた限界ダメージ値と押し出しで求めたダメージ値が鋼種によってばらつきがあるため、予測精度は十分とは言えない。

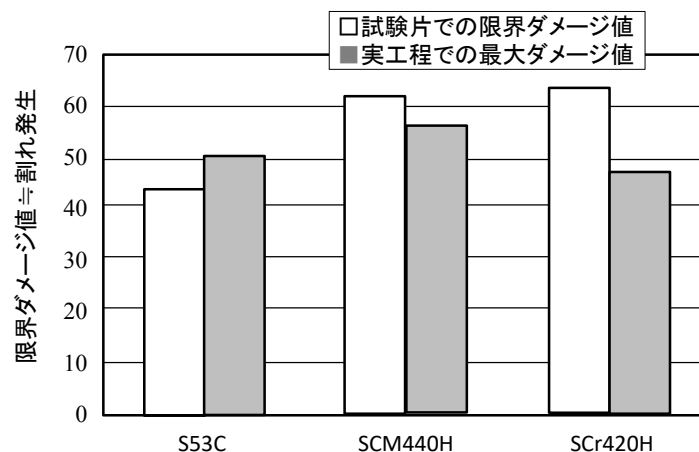


図7 各鋼種におけるダメージ値と7工程目におけるダメージ値の比較  
(Cockcroft & Latham の式)<sup>33)</sup>

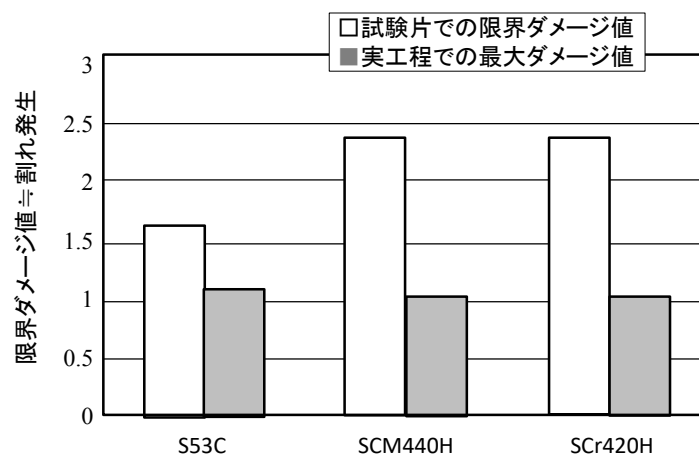


図8 各鋼種におけるダメージ値と7工程目におけるダメージ値の比較  
(McClintock の式)<sup>33)</sup>

吉田らは、S45C、SCM440H、SCr420Hの3鋼種を対象に切欠き半径を種々に変更した環状切欠き引張試験を実施し、Cockcroft & Lathamの式等を用いて限界ダメージ値Cを算出することにより、限界ダメージ値Cに及ぼす応力・ひずみ履歴の影響を評価している<sup>30)</sup>。図9～図11に限界ダメージ値Cに及ぼす応力多軸度の影響を示すが、限界ダメージ値Cが材料固有の定数ではなく、応力・ひずみ状態によって変化することが示されている。

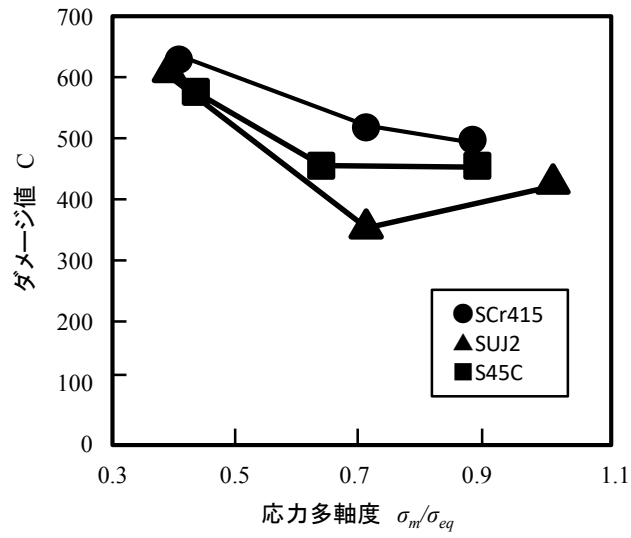


図9 限界ダメージ値と応力多軸度の関係  
(Cockcroft & Latham の式)<sup>30)</sup>

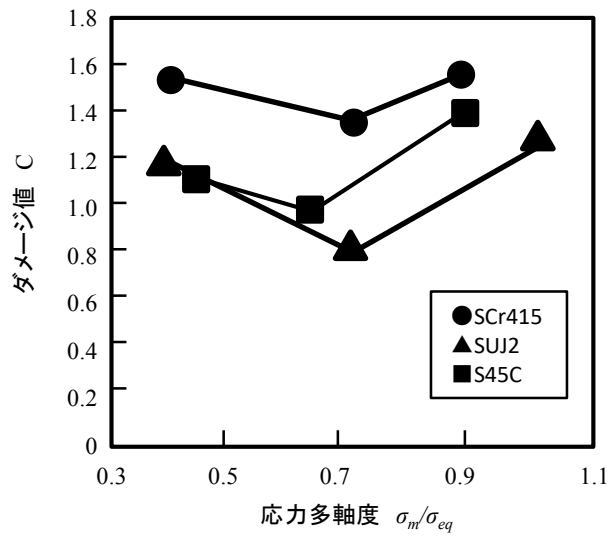


図10 限界ダメージ値と応力多軸度の関係  
(McClintock の式)<sup>30)</sup>

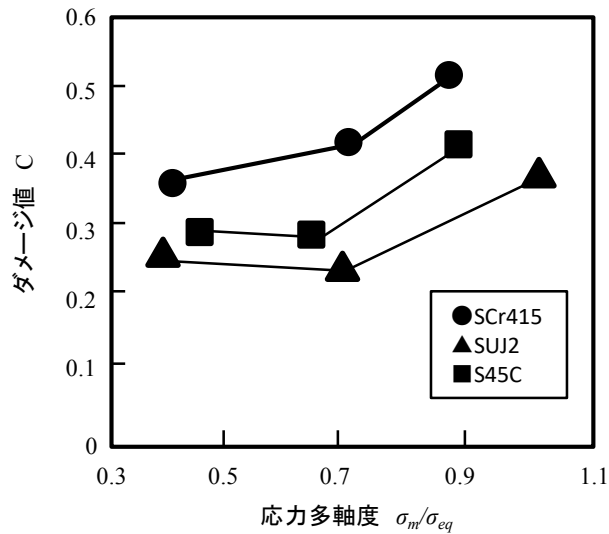


図 11 限界ダメージ値と応力多軸度の関係  
(Ayada の式)<sup>30)</sup>

さらに、小野らは AI 材の引張試験および圧縮試験を行い、大矢根の式を用いて限界ダメージ値 C を算出し、引張試験と圧縮試験では算出された限界ダメージ値 C が異なることを示している<sup>31)</sup>。このように、積分型延性破壊条件から得られる限界ダメージ値 C は、同一変形形態での鋼材の延性破壊の生じやすさを簡便かつ相対的に比較することはできるが、材料の組織や応力状態によって変化するため積分型延性破壊条件を用いた延性破壊予測を行う場合には、限界ダメージ値 C の取り扱いを十分注意する必要がある。

### 1.2.3 応力多軸度型延性破壊条件

応力多軸度型延性破壊条件は、延性破壊が発生する破断ひずみがボイドの成長速度に反比例することに基づき提案されている。

Rice らはボイドの成長過程が応力多軸度に依存するとして、次式(7)に示すボイド成長速度式を提案している<sup>34)</sup>。

$$\frac{dR}{R} = 0.28 \times \left( 1.5 \times \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right) d\bar{\epsilon}_p \quad (7)$$

ここで、R は球形のボイドの半径、 $\sigma_m/\sigma_{eq}$  は応力多軸度、 $\bar{\epsilon}_p$  は相当塑性ひずみである。

ボイド成長速度式は図 12 に示すように応力多軸度が大きいとボイドが成長しやすく，成長したボイドが合体し延性き裂となる．

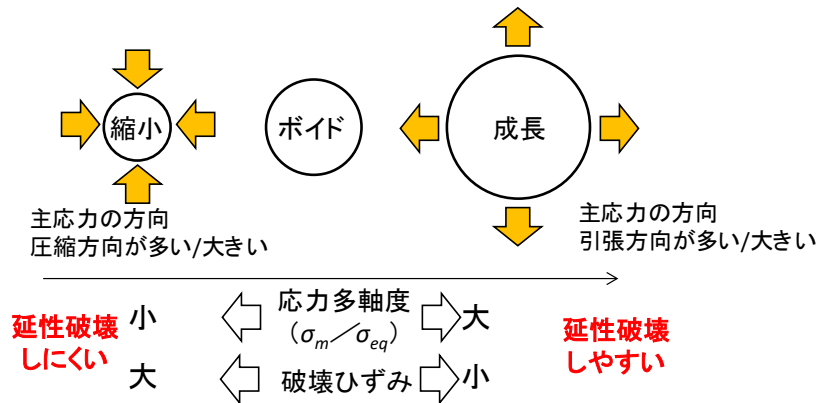


図 12 ボイドの成長方向と応力多軸度の関係

島貫らは延性破壊時の破断ひずみがボイドの成長速度に反比例することに基づき，破断ひずみが次式(8)に示す応力多軸度の指数関数として表わされることを導き出した<sup>26)</sup>．

$$\varepsilon_f = \alpha \exp\left(-\beta \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right) \quad (8)$$

ここで， $\varepsilon_p$ は破断時の相当塑性ひずみ， $\sigma_m/\bar{\sigma}$ は応力多軸度， $\alpha$ と $\beta$ は正の定数である．

さらに図 13 に，SM400B における相当塑性ひずみと応力多軸度の関係を示す．応力多軸度の増加とともに割れに至る相当塑性ひずみの臨界値が低下していることがわかる．応力多軸度型の延性破壊条件は，加工方法の変化（応力多軸度の変化）に伴い，加工量（相当塑性ひずみ）の増加し，相当塑性ひずみが破壊基準に達すると割れ発生を定義できる．

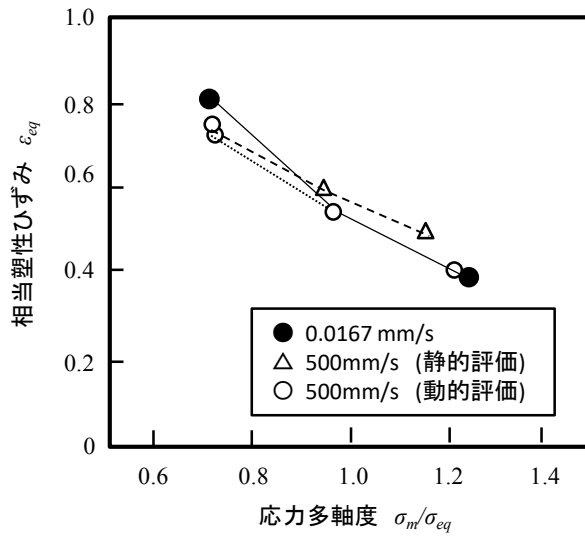


図 13 引張試験により求めた相当塑性ひずみと応力多軸度の関係<sup>26)</sup>

以上より応力多軸度型延性破壊条件は橋梁や船舶を代表とする鋼構造物の初期欠陥や応力集中部における延性破壊条件に多く用いられて、有効性も検証されている<sup>26)~29)</sup>。川畑は、溶接用鋼である厚板材の開発鋼と比較鋼を対象に、図 14 に示すように相当塑性ひずみと応力多軸度で整理できることを示している。しかしながら、鋼構造物における延性破壊評価部位は、主に応力多軸度が 1.0 を超えた高応力多軸度状態であり、冷間鍛造で問題となる表面割れのように低応力多軸度状態に対して応力多軸度型延性破壊条件が適用できるのか研究した事例はほとんどない<sup>27)</sup>。

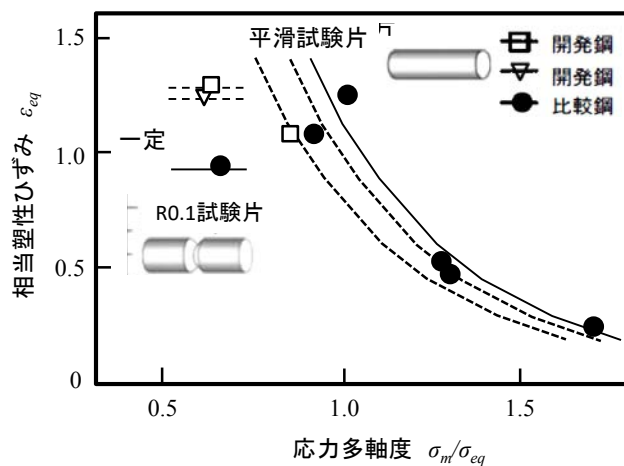


図 14 相当塑性ひずみと応力多軸度の関係<sup>27)</sup>



### 1.3 本研究の意義

本研究は、機械構造用鋼の冷間成形における応力多軸度型延性破壊条件および割れ発生予測技術確立に関する研究である。近年、製造業の海外現地生産や部品調達のグローバル化が急速に進み、高強度化だけでなくコスト低減への要求が一層厳しさを増している。この要求に答えるためには、コスト低減効果に優れかつ高強度鋼に代表される難加工材の冷間成形技術の確立と適用拡大が重要である。加工時に生じる割れ（延性破壊）は、冷間成形における課題の一つとして挙げられ、割れ発生予測技術を確立することは最も重要な技術課題である。延性破壊の素過程に基づいた応力多軸度型延性破壊条件を用いることで、延性破壊のメカニズムから最適な金属組織の造り込みや最適な工法を導くことができる。本研究の成果である応力多軸度型破壊条件を用いることで、割れ抑制に優れた高強度鋼や冷間成形技術の開発スピード向上が可能となり、高強度化と成形性を両立した鋼材や冷間成形技術の確立・適用拡大に大きく貢献できる。さらに、応力多軸度型破壊条件を用いて鋼材を使用する中で生じる様々な延性破壊を評価することが可能となれば、機械構造用鋼だけでなく様々な鋼材の開発や製品開発の効率化に大きく貢献することが期待される。

### 1.4 本研究の目的

冷間成形技術を確立・適用拡大するためには、鋼材の成形限界を定量的に把握し、延性破壊を抑制可能な成形条件を導出できる手法を確立することが必要と考えられる。冷間成形時の延性破壊を予測するために広く用いられてきた手法の一つとして積分型延性破壊条件が用いられてきた。積分型延性破壊条件は、同一変形形態での鋼材の延性破壊を簡便かつ相対的に評価することができる。しかし、積分型延性破壊条件は材料の組織や応力状態によって変化するため、応力状態が変わるような加工では思う通りの結果が得られない可能性が考えられる。こういった状況を鑑みて延性破壊の素過程に基づいた応力多軸度型延性破壊条件に着目した。具体的には、本手法を用いることでFEM解析により得られた冷間成形工程での相当塑性ひずみ、応力多軸度の履歴と、応力多軸度型延性き裂発生条件と対比することで、事前に延性き裂発生や割れ発生有無を予測することが可能となる。

本研究の目的は、冷間成形における代表的な割れである表面割れおよび内部割れを対象に応力多軸度型延性破壊条件の有効性の検証を行い、据込み加工や引抜き加工といった冷間成形での延性破壊を予測できる応力多軸度型延性破壊条件による評価手法を確立するこ

とである。本手法を確立することにより、冷間成形性に優れた鋼材の開発や加工方法の提案することが可能となる。

## 1.5 本研究の概要

第 2 章では、応力多軸度型延性破壊条件に着目し、冷間成形のような低い応力多軸度領域での応力多軸度型延性破壊条件の適用可否検討を行った。具体的には、種々の試験片形状にて応力、ひずみ履歴を変化させた冷間据込み加工試験を行い、冷間据込み加工時の延性き裂発生条件を応力、ひずみを用いて評価することを試みた。冷間据込み時の延性破壊条件は、応力多軸度と相当塑性ひずみで整理でき、応力多軸度の増加に伴い、小さな塑性ひずみでも延性破壊が生じることを示した。さらに、冷間据込み加工での延性破壊は、試験片表面にせん断変形による延性破壊が生じていることを示した。

第 3 章では、引張モード変形を対象に低応力三軸度での応力多軸度型延性破壊条件に対する予ひずみの影響を調査した。予ひずみ付与にかかわらず、延性破壊限界の曲線は鋼材によって決定されることを明らかにした。第 2 章での結果と同様に応力多軸度の増加と共に、破壊限界ひずみが低下することを示した。さらに多段引抜き加工で材料内部に発生するシェブロンクラックの発生予測を行い、引抜き加工におけるシェブロンクラック発生時のパス数と予測された延性破壊の延性破壊が発生するパス数が一致することを確認し、本予測手法の妥当性を示した。

第 4 章では、中空材の引抜き加工における割れ発生位置の明確化および応力多軸度型延性破壊条件の適用可否検討を行った。中空材の延性破壊発生位置は、中空材内表面で発生することを明確化したが、引張型の応力多軸度型の延性破壊条件では整理できないことを確認した。中空材と中実材で延性破壊形態が異なることから、ボイド生成成長挙動と Lode 角パラメータによる考察を行った。

第 5 章では、応力多軸度型延性破壊条件の応用可否検討を行った。切削加工における切りくず分離や破断現象を、急速工具抜き取り試験および破面観察を行い、延性破壊であることを明らかにした。切削時の数値解析結果と切りくず観察結果を対比し、応力多軸度型延性破壊条件の適用可否検討を行った。

第 6 章では、第 2 章から第 5 章で得られた主要な結果を総括し、取りまとめるとともに本研究の成果である応力多軸度型延性破壊条件の工業的活用方法や適用拡大に向けた課題および延性破壊の素過程解明に向けた研究課題について述べる。

## 第2章 冷間据込み加工時の延性き裂発生条件 に関する基礎検討

### 2.1 緒言

冷間鍛造時の成形能の評価手法は、円柱試験片や切欠き付き円柱試験片を用いた据込み試験が汎用的に用いられているため<sup>35)</sup>、ある特定の変形状態における相対的な評価は可能であるが、実際の部品成形のように、複雑な変形経路を経る冷間鍛造加工で生じる割れ発生有無を評価するには十分とは言えない<sup>36)</sup>。これまで素材組織の違いを表す指標として材料硬さを用い、主ひずみと材料硬さを用いた割れ発生予測式を提案しているが、割れ発生条件に影響を与えると考えられる応力の影響についての検討が不十分であり、未だ課題がある。筆者らは、応力多軸度型延性破壊条件を用いた割れ発生予測手法に着目した。本手法は、船舶や橋梁といった構造物を対象とした評価手法であり、特殊鋼棒線材の冷間成形における評価範囲外である。

そこで本章では、種々の試験片形状にて応力、ひずみ履歴を変化させた冷間据込み試験を行い、応力多軸度型延性破壊条件の適用可否検討を行った。さらに、応力多軸度型延性破壊条件の汎用性を検証するため、冷間据込み試験および引張試験での延性破壊条件の比較を行った。

## 2.2 冷間据込み試験による延性き裂評価

### 2.2.1 供試鋼

供試鋼として冷間鍛造用途に使用される代表的な鋼である中炭素鋼 S45C を用いた。供試鋼の化学成分を表 1 に示す。供試鋼は、実炉溶製材の切断ビレットから熱間鍛伸して直径 38mm、長さ 1000mm の棒鋼を作成した。この丸棒を圧延時もしくは冷却中に付与されたひずみを除去するために箱型電気加熱炉を用い大気雰囲気中、均熱温度 850°C、保持時間 7.8ks の加熱を行い、大気放冷した。熱処理を施した後、棒鋼の断面 R/2 部位から後述する所定の冷間据込み試験片を機械加工にて作成した。また熱処理後の供試鋼の応力-ひずみ関係を把握するために、引張試験片を作成した。

表 1 供試鋼の化学成分 (mass%)

Steel	C	Si	Mn	P	S	Cr
S45C	0.46	0.31	0.76	0.014	0.021	0.17

熱処理した供試鋼のビッカース硬さ測定とマイクロ組織観察を実施した。ビッカース硬さ測定は、熱処理材の横断面を樹脂埋め込みした後、機械研磨バフ研磨を施した後、荷重 4.9N にて横断面内を 9 点（表層部 4 点、R/2 部 4 点、中心部 1 点）測定し、その平均値を材料の硬さとした。マイクロ組織観察は、冷間据込み試験片を採取した位置と同じく、棒鋼 R/2 部位で、棒鋼長手方向に平行な切断面を鏡面研磨後、ナイトル腐食（硝酸:エタノール=3:97）して、光学顕微鏡、走査電子顕微鏡（SEM）にて行った。図 1 に供試鋼のマイクロ組織とビッカース硬さを示す。

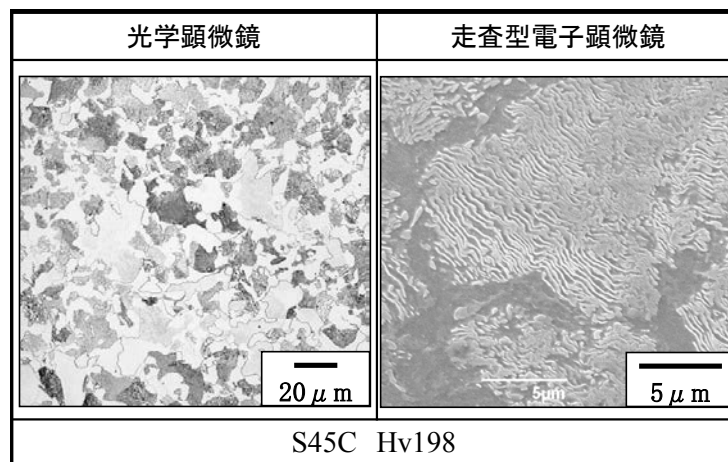


図 1 ミクロ組織と硬さ測定結果

## 2.2.2 冷間据込み試験および FEM 解析方法

冷間据込み試験は 4.9MN クランクプレスおよび 4.9MN 油圧プレス（写真 1）を用い、同心円溝付き金型（以降、拘束金型と称す）と平滑金型を用いて、圧縮速度は約 50mm/s で据込み加工を実施した。なお試験片は無潤滑で加工を行った。据込み試験に用いた試験片の形状ならびに延性き裂発生部位での応力、ひずみの算出評価は、汎用有限要素法解析コード ABAQUS ver6.9 を用いて検討した。



写真 1 4.9MN 油圧プレス外観写真

冷間据込み試験形状は以下のように考え決定した。冷間据込み加工時に発生する延性き裂は、試験片形状が軸対象であれば、試験片の高さ中央部表面に生じる。そこで、据込み加工時の同位置における応力とひずみが種々に変化するように、軸対称形状試験片を検討し最終形状を決定した。延性き裂発生位置での応力、ひずみは、幾何学的非線形性を考慮した大変形弾塑性有限要素法を ABAQUS により行った。降伏条件は、非据込み性のミーゼスの条件を採用し、材料構成式としては、供試鋼の引張試験で得られる最大荷重までの応力、ひずみデータを用い、式(1)に示す Swift の式に最小二乗近似法を行い、最大荷重以降の応力、ひずみ関係を高ひずみ域まで外挿した。

$$\sigma = \sigma_y (1 + \varepsilon/A)^n \quad (1)$$

ここで  $\sigma_y$  : 降伏応力,  $A$ ,  $n$  : 定数 である。

据込み試験片形状を図 2 に、数値解析条件を表 2 に、解析に用いた真応力-真ひずみ曲線を図 3 に示す。評価点は割れ発生位置とした。評価点のメッシュサイズは、0.01~0.10mm まで変更し、応力とひずみの履歴の比較を行った。結果、0.01~0.05 まで解析結果に差は見られなかった。解析時間や計算の収束を考慮してメッシュサイズは、0.02mm とした。本研究（評価手法）は、ある長さの延性き裂発生のみを評価する。簡便に評価を行うため、延性き裂（延性き裂進展）をモデル化しなかった。評価点の相当塑性ひずみが限界相当塑性ひずみに達した時、延性き裂が生じると定義した。冷間成形は室温で実施し、加工発熱は 100~200℃程度であることから温度変化による真応力-真ひずみ曲線の変化や相変態は起こらないものとした。

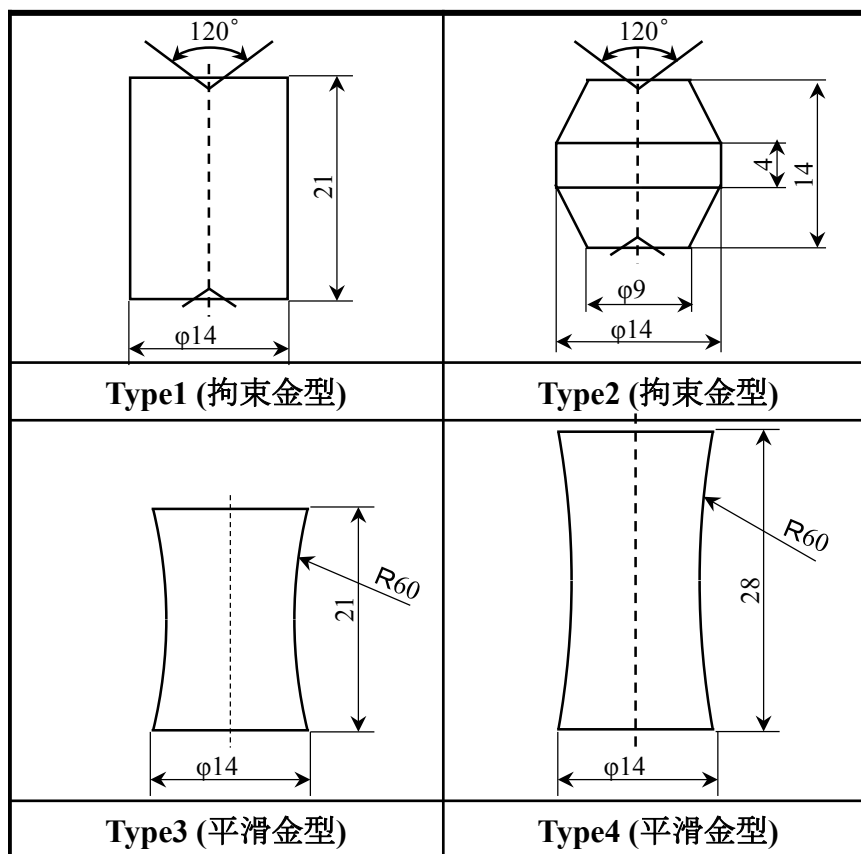


図 2 冷間据込み試験片

表 2 冷間据込み試験での FEM 解析条件

材料	S45C (焼準材)
摩擦係数 $\mu$	1.0 (拘束金型)
	0.2 (平滑金型)
FEM 解析モデル	2次元 1/2 軸対称
メッシュサイズ	0.02mm

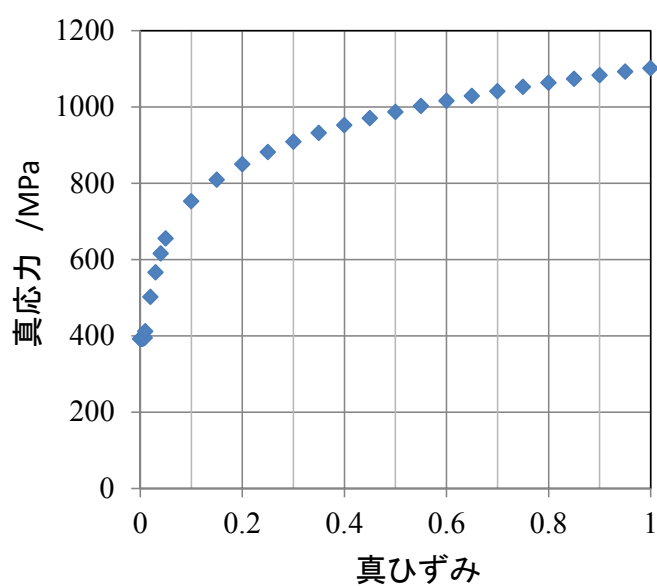
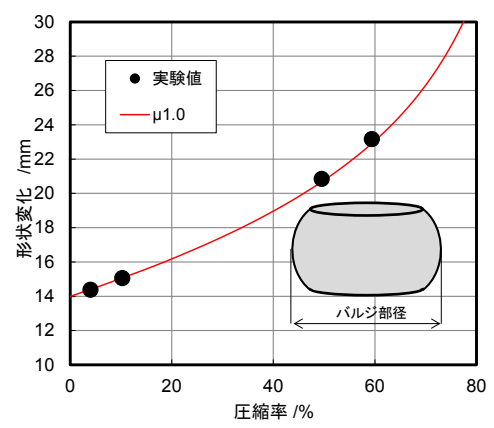
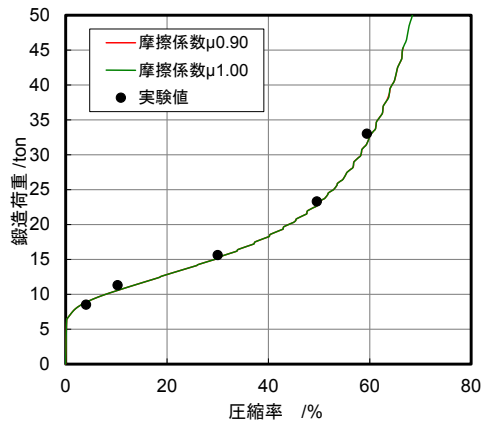
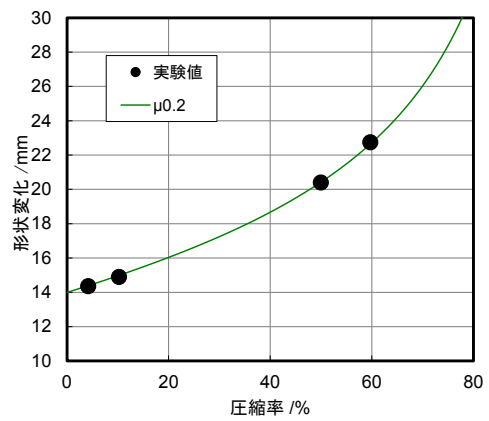
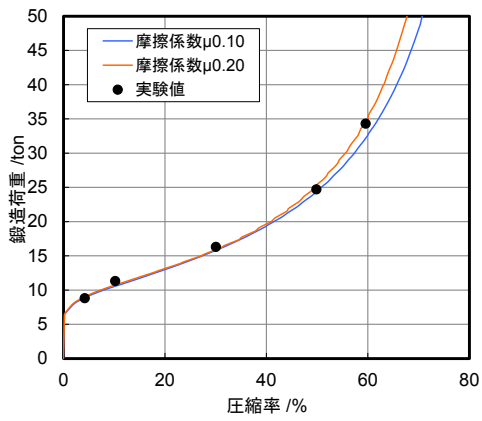


図 3 真応力-真ひずみ曲線

数値解析条件での摩擦係数  $\mu$  は，図 4 に示すように解析から得られた鍛造荷重およびバルジ部の径が実験結果と良く合う摩擦係数  $\mu$  を設定した．比較を行った結果，拘束金型では摩擦係数  $\mu$  を 1.0，平滑金型では摩擦係数  $\mu$  を 0.2 と決定した．



(a)Type1 (摩擦係数  $\mu 1.0$ )



(b)Type3 (摩擦係数  $\mu 0.2$ )

図 4 冷間据込み試験における解析結果と実験結果の比較



### 2.2.3 延性き裂評価

従来、冷間鍛造時の成形能評価は、日本塑性加工学会冷間鍛造分科会で基準化された据込み試験による限界圧縮率で評価することが一般的である<sup>35)</sup>。この方法は、成形能を相对比较することができる。しかし、実際の冷間鍛造工程での複雑な応力、ひずみ履歴において、成形部品の各部位に対して成形能の定量的評価が極めて困難である。

第1章で述べたように、川畑らは構造用材料の延性き裂発生条件について検討しており、延性き裂の発生条件が相当塑性ひずみと応力多軸度で整理できることを報告している<sup>27)</sup>。冷間据込み加工時に、試験片表面で生じる割れも延性き裂であることから、従来の限界圧縮率による評価ではなく、川畑らの整理に準じて、相当塑性ひずみと応力多軸度を用いた延性き裂発生条件の整理を試みた。

具体的には、延性き裂発生位置での応力、ひずみの各量を数値解析により求め、式(2)、(3)より、相当塑性ひずみ、応力多軸度を算出した。なお延性き裂の初期発生は、川畑らの報告に準じて、約50 $\mu\text{m}$ のき裂が観察された時と定義し、延性き裂発生挙動を調査した。

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3}[(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2]} \quad (2)$$

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} = \frac{\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{\sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}} \quad (3)$$

ここで  $\varepsilon_{eq}$  : 相当塑性ひずみ  $\sigma_{eq}$  : 相当応力  $\sigma_m$  : 平均応力

$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$  : 主ひずみ  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  : 主応力である。

試験片 Type1 (平滑試験片) の各圧縮率に対する延性き裂発生状況を図5に示す。延性き裂は、圧縮試験後の試験片横断面を走査電子顕微鏡 (SEM) により観察した。なお、SEM像は、反射電子像による組成像であり、写真の白い部分はNiメッキである。

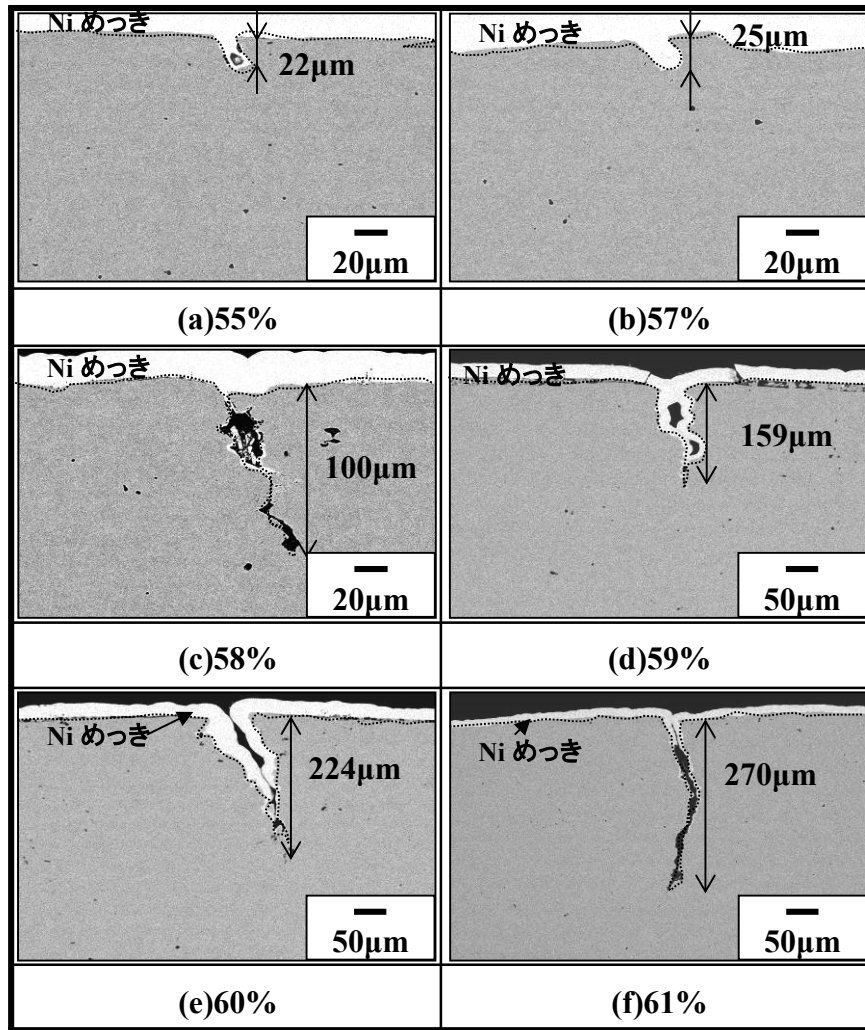
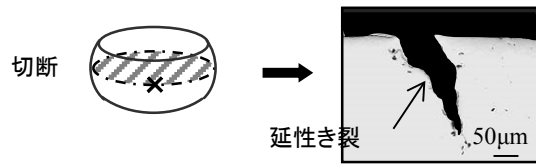


図5 Type1 でのき裂長さ測定結果

従来評価手法では、試験片表面に 0.5mm から 1.0mm 程度のき裂が生じた時を“割れ発生”と規定して評価している。従来評価手法を今回の試験片 Type1 に当てはめると割れが生じる圧縮率は 60%であった。図 6 から、従来評価手法での割れ発生（図 7：累積破損確率が 50%となる圧縮率 60%）に相当する延性き裂長さは 200 $\mu$ m 程度になることがわかった。

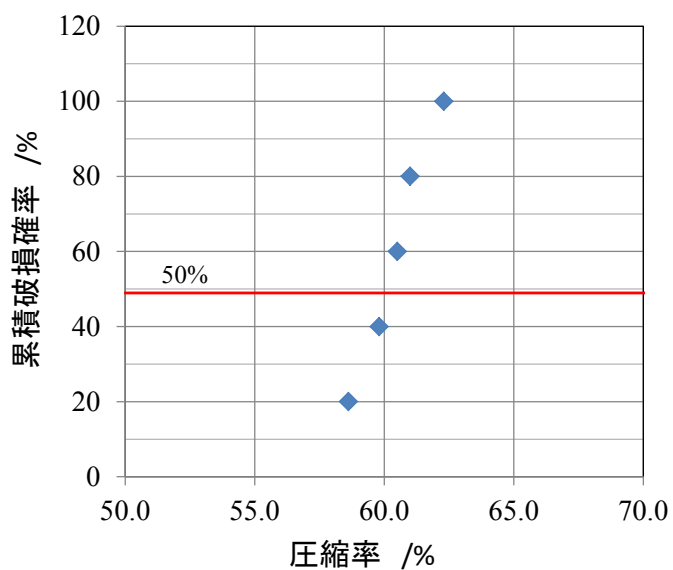


図 6 従来評価による限界圧縮率評価結果 (Type1)

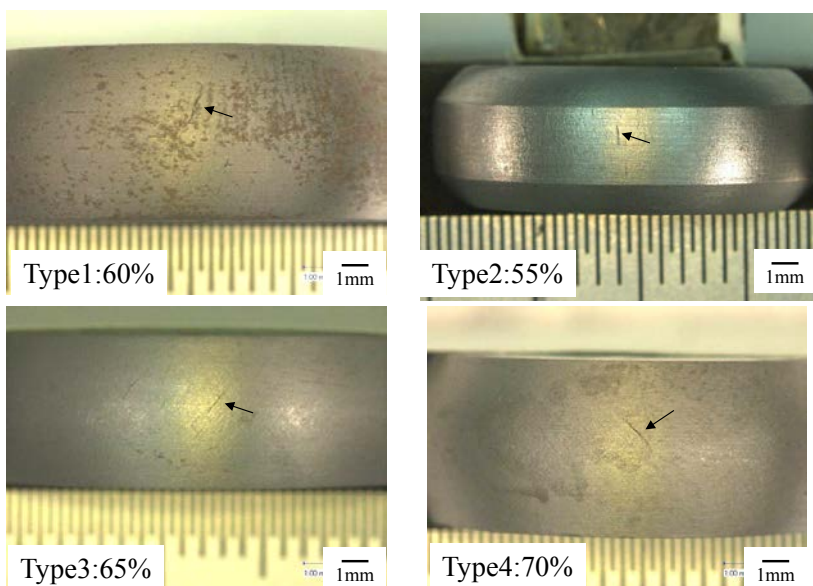


図 7 限界圧縮率相当の圧縮率での外観写真

## 2.2.4 延性破壊条件

前項での結果に基づき、延性き裂長さが  $50\mu\text{m}$  を初期発生、延性き裂長さが  $200\mu\text{m}$  を割れと定義して、試験片毎に、冷間据込み加工条件に対する延性き裂長さ変化を、相当塑性ひずみ、応力多軸度で整理した。図 8 に各試験片形状における圧縮率と延性き裂長さとの相関を示す。試験片毎に、延性き裂発生および延性き裂長さが  $50\mu\text{m}$ 、 $200\mu\text{m}$  となる割れ発生条件を、有限要素法解析で得られた相当塑性ひずみ、応力多軸度で整理した。結果を図 9 に示す。図 9 に示すように、延性き裂発生条件、割れ発生条件ともに、相当塑性ひずみ、応力多軸度で決定でき、応力多軸度の増加と共に、相当塑性ひずみの臨界値が低下することが明らかとなった。

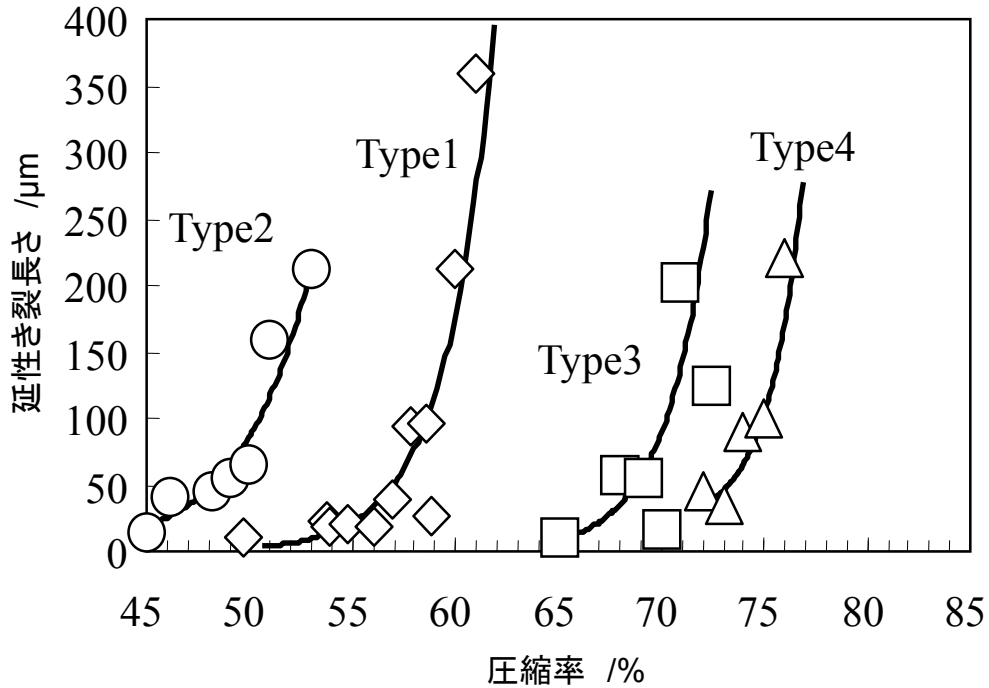


図 8 延性き裂長さと圧縮率の関係

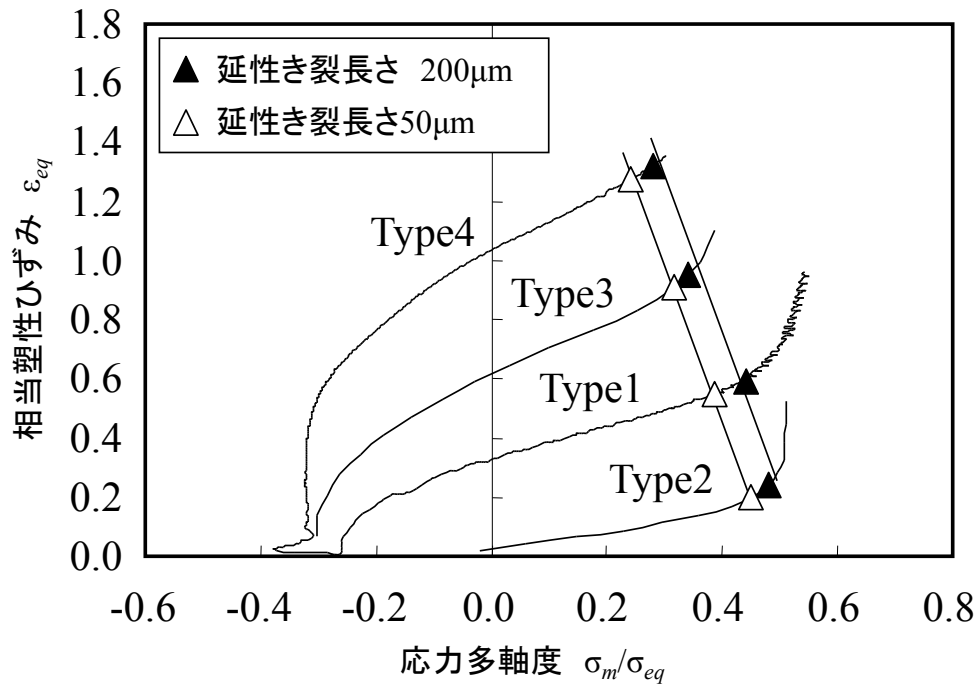


図9 各延性き裂長さにおける延性破壊条件

本結果から，材料毎に，この延性き裂発生条件，割れ発生条件を得ることができれば，冷間鍛造工程での素材から最終成形に至る相当塑性ひずみ，応力多軸度の履歴と，延性き裂発生条件と対比することで，事前に延性き裂発生や割れ発生の有無を予測することが可能であると考えられる．次章にて変形形態が異なる引張試験による延性き裂発生条件の評価を実施し，妥当性を検証した．

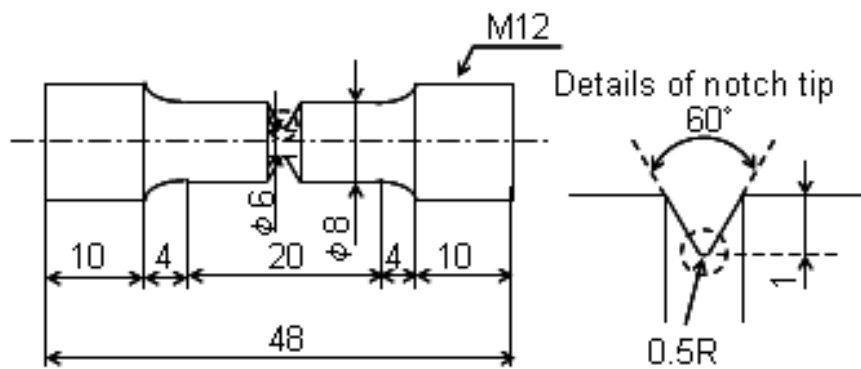
## 2.3 延性き裂発生条件の変形形態の影響

### 2.3.1 切欠き引張試験による延性き裂評価

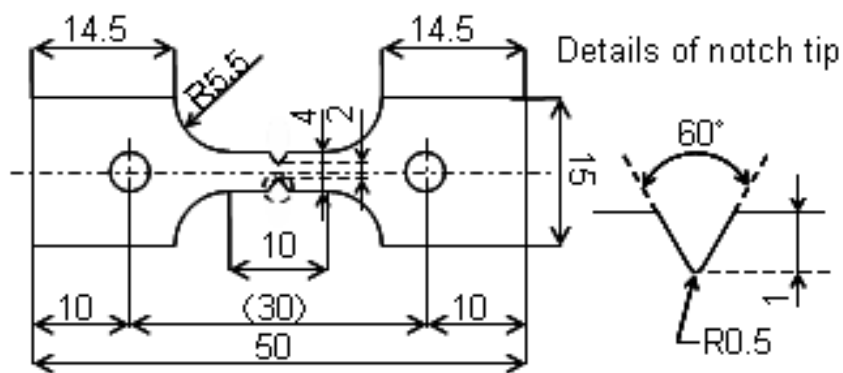
冷間据込み加工試験により，延性き裂発生条件と割れ発生条件がともに，相当塑性ひずみ，応力多軸度で整理できることが明らかになった．本結果の妥当性を検証するため，変形形態を圧縮加工から引張加工に変化させた場合の延性き裂発生条件を評価した．

引張試験による延性き裂発生評価は，川畑らの研究<sup>27)</sup>に準じ，切欠きを有する試験片を用いて行った．すなわち，図 10 に示すように，平行部に切欠き底の半径が 0.5mm の切欠きを加工した，丸棒試験片（以降，環状切欠き材と称す）と板状試験片（以降，板状切欠き材と称す）の 2 種類を用いて，切欠き底表面から生じる延性き裂の発生挙動を評価した．FEM 解析条件は，冷間据込み試験と同一の応力ひずみ関係とし，メッシュサイズも 0.02mm とした．メッシュサイズを細かくすることで精度の高い解析結果が得られるが，細かくしてもあるサイズで精度が飽和しており，0.01mm と 0.02mm で大きく結果に差は見られなかった．0.05mm とすると結果にかい離が見られたので，計算時間を考慮し 0.02mm と決定した．

本研究では圧縮試験における割れの開口方向と Mn 硫化物の延伸方向が垂直になるように試験片を採取した．引張試験での割れ開口方向が Mn 硫化物の延伸方向と垂直になるよう図 10 に示す方向で試験片を採取した．なお引張試験は全て室温で実施し，引張試験は荷重制御にて実施した．各引張試験片を用いて，所定の荷重レベルまで負荷した後，負荷荷重が 0 になるまで除荷する．その後，試験片を液体窒素下で十分冷却し，再度，引張荷重を負荷して強制破断させた．強制破断させた試験片を用いて，切欠き底近傍における延性き裂状況を SEM 観察にて評価した．



(a) 環状切欠き材



(b) 板状切欠き材

図10 引張試験片形状

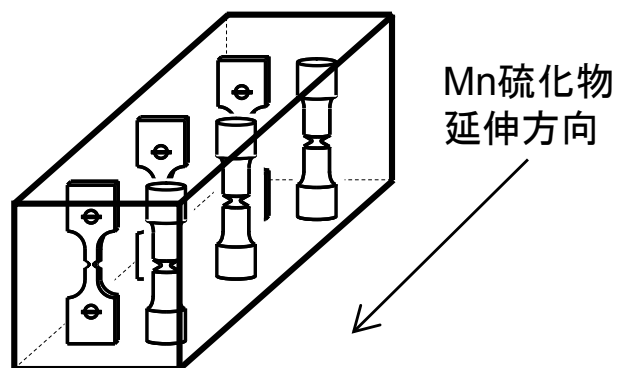
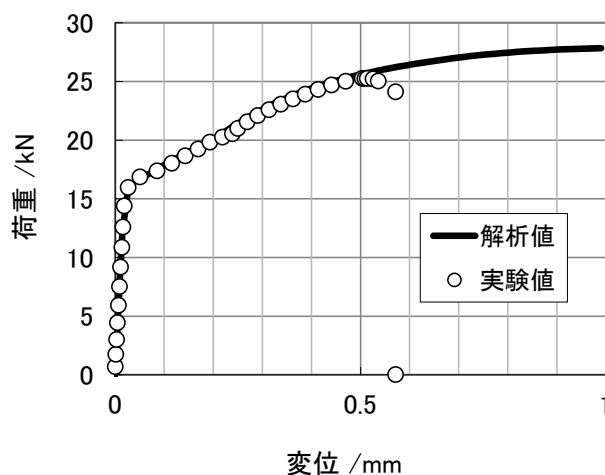


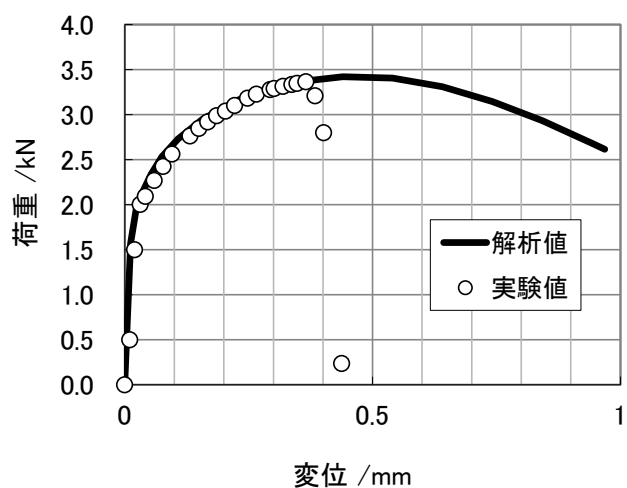
図11 引張試験片採取方法

### 2.3.2 結果

図 12 に環状切欠き材および板切欠き材の荷重－変位線図を図 12 に各荷重での強制破断面 SEM 像を示す。荷重－変位関係は、引張試験結果と FEM 解析結果が良く一致していることから、FEM 解析で得られる応力、ひずみの妥当性が保証されていると判断できる。引張試験毎に荷重と延性き裂長さの相関を整理し、延性き裂長さが  $50\mu\text{m}$ 、 $200\mu\text{m}$  となる相当塑性ひずみを限界ひずみとして決定した。



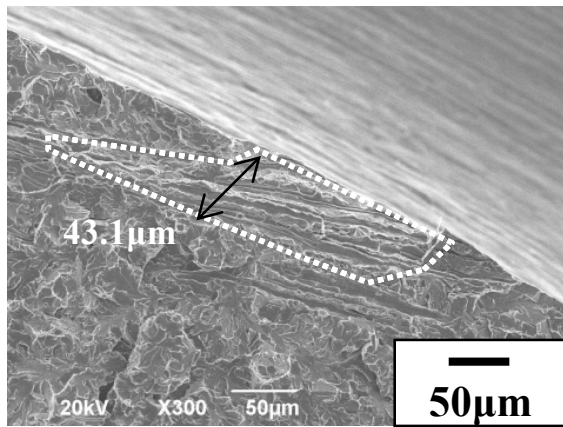
(a)環状切欠き引張試験



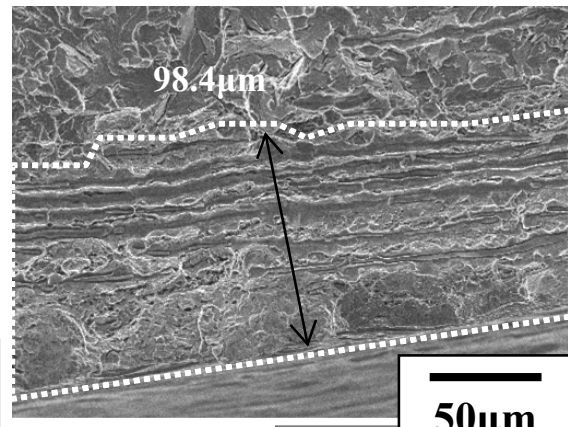
(b)板状引張試験片

図 12 環状切欠き材および板切欠き材の荷重－変位線図

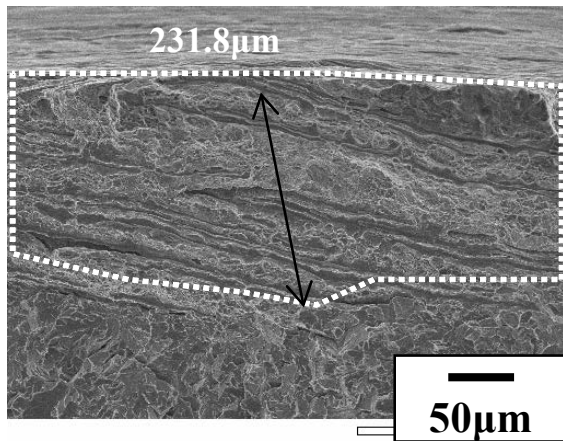




**23.0kN**

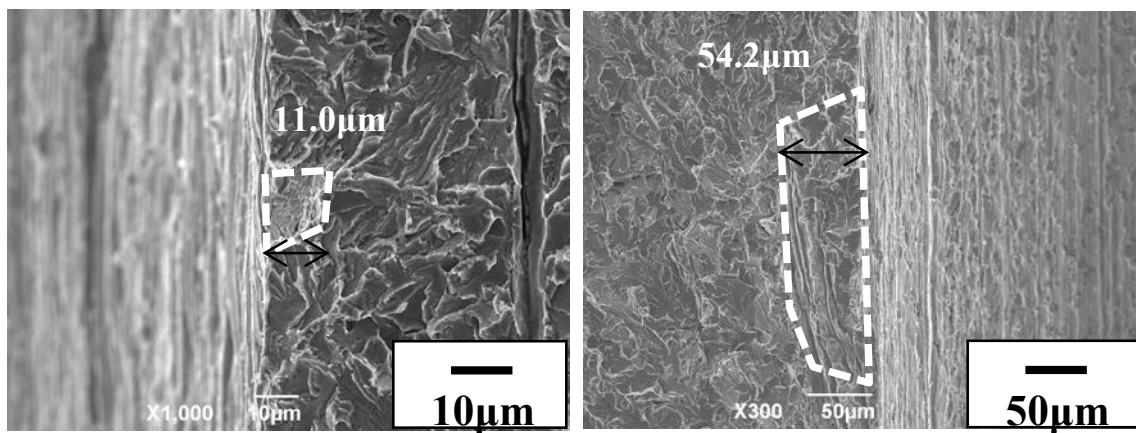


**24.8kN**



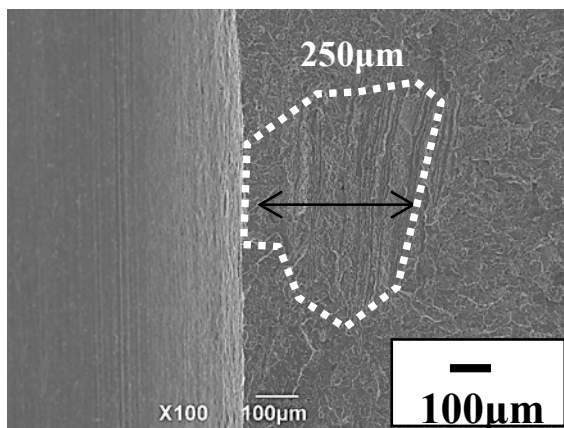
**25.1kN**

(a)環状切欠き引張試験



**2.80kN**

**3.15kN**



**3.30kN**

(b)板状引張試験片

図13 SEM 破面観察結果

図 14 に環状切欠き試験片における相当塑性ひずみ (FEM 解析より算出) と延性き裂長さの関係を示す。各試験結果を相当塑性ひずみ, 応力多軸度で整理した結果を, 据込み試験で得られた図 8 の結果と比較した。比較結果を図 15 に示す。引張試験で得られた延性き裂発生条件, 延性き裂長さ 200 $\mu\text{m}$  となる条件ともに, 試験片形状に関わらず圧縮加工で得られた各条件と良く一致していることがわかる。つまり, 圧縮加工, 引張加工の加工形態によらず, 延性き裂発生条件が, 限界ひずみ (50 $\mu\text{m}$  または 200 $\mu\text{m}$  の延性き裂が発生する相当塑性ひずみ) および応力多軸度で整理できる。

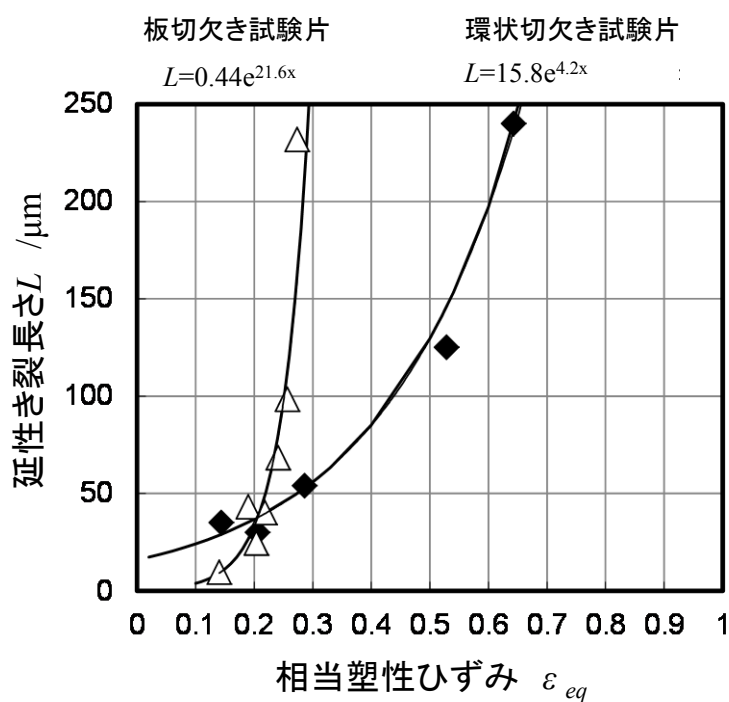


図 14 各切欠き引張試験での相当塑性ひずみと延性き裂長さの関係

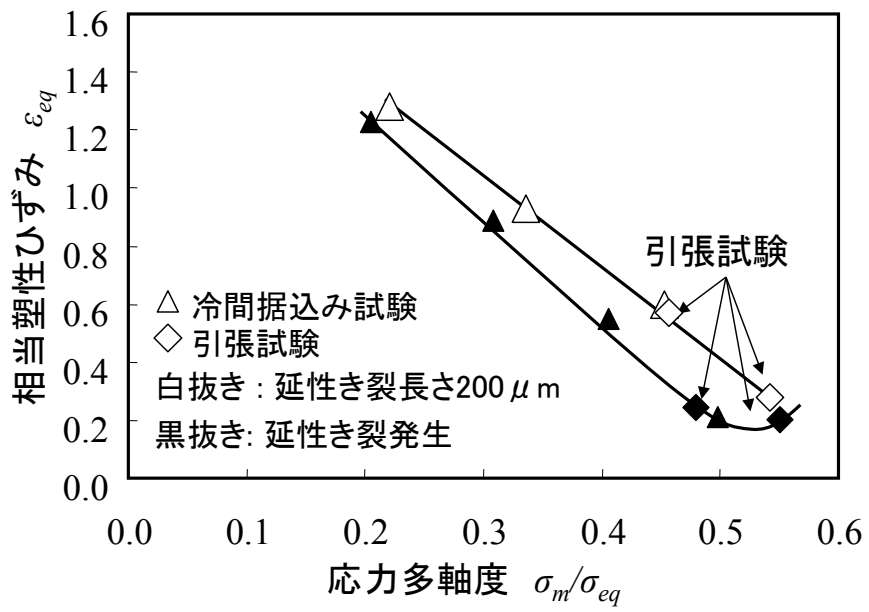


図 15 応力多軸度と相当塑性ひずみの関係

## 2.4 低応力多軸度での延性き裂発生条件について

冷間据込み試験および引張試験により、延性き裂発生条件を応力多軸度、相当塑性ひずみで整理できることを見出した。工藤らは、本検討に用いた供試鋼と同じく S45C を対象に、種々の試験片形状での据込み試験を行い、主ひずみをパラメータとした割れ発生条件を提案している<sup>18)</sup>。工藤らの実験結果をもとに、割れ発生条件を応力多軸度と相当塑性ひずみで整理した。なお、割れ発生条件での延性き裂長さは 200 $\mu\text{m}$  と仮定した。結果を図 16 に示す。著者らが求めた応力多軸度と相当塑性ひずみの相関曲線上に、工藤らの実験結果がプロットできることがわかる。割れ発生条件を“応力多軸度”と“相当塑性ひずみ”をパラメータとした評価方法は有効であると結論できる。

延性き裂発生条件を、応力多軸度を用いて整理する試みは、構造用材料の分野で検討がなされ、特に応力多軸度が 1.0 を超えるような高応力多軸度状態での研究が多く、延性き裂発生条件が応力多軸度と相当塑性ひずみで整理できることが認知されている。しかし、据込み加工時の表面割れのような低い応力多軸度状態でのき裂発生条件については、研究事例が少なく<sup>37),38)</sup>、その時の延性き裂発生条件は応力多軸度によらず、相当塑性ひずみによって一義的に決まると述べられている。

しかし、図 16 に示すように、低応力多軸度状態でも、延性き裂発生条件は応力多軸度と相当塑性ひずみで整理できる。このことから、低応力多軸度状態でも高応力多軸度状態と同様に延性き裂発生過程であるボイドの生成、ボイドの成長に対して応力多軸度が影響すると考えられる。

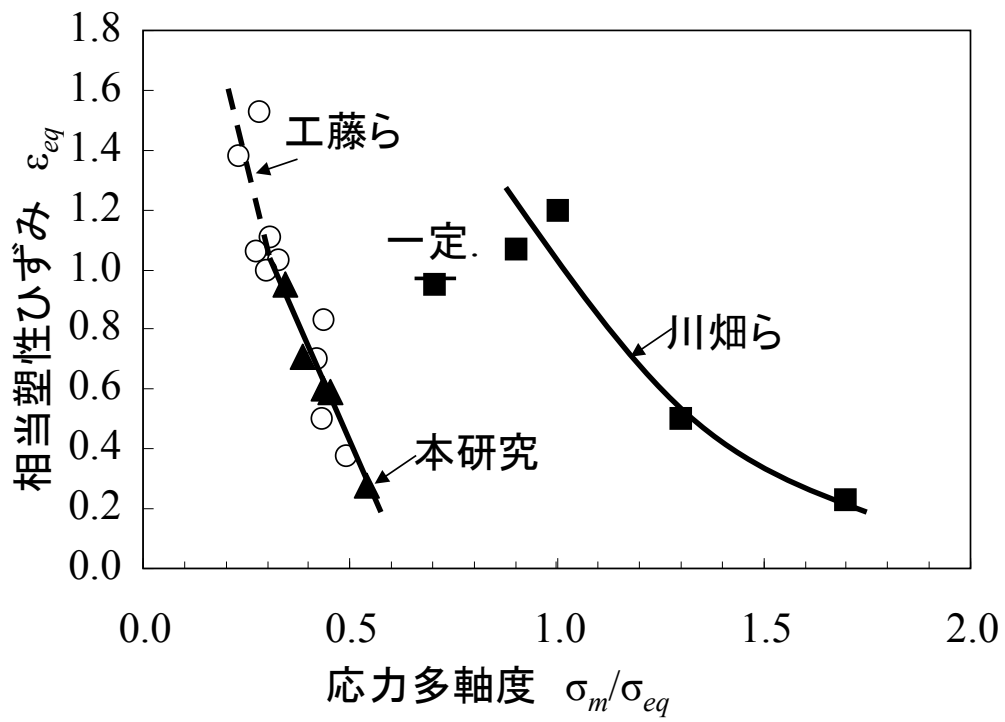


図 16 延性破壊条件

山下らは機械構造用鋼S55C球状化焼鈍材を対象として切欠き環状試験片による引張-ねじり複合負荷試験を行い<sup>39)</sup>、宮田らはアルミニウム合金を対象として薄肉円筒試験片による引張-ねじり複合負荷試験を行い<sup>40)</sup>、それぞれ延性き裂発生条件を検討しせん断変形によるき裂発生条件が、引張変形に伴うき裂発生条件と異なること、引張およびせん断ともにき裂発生条件が応力多軸度と相当塑性ひずみで整理できることを報告している。Baoらも同様にせん断変形による延性破壊条件と引張変形による延性破壊条件の間の領域に不連続な延性破壊条件が存在することを述べている<sup>41)</sup>。本試験での評価結果と山下らの試験結果をプロットした結果を図17に示す。本研究における延性き裂は、試験片表面に主にせん断変形が作用していることを考えると、主たる変形がせん断となることによってせん断および引張の延性破壊条件と異なると考えられる。単純なせん断や引張の延性破壊条件、本研究で得られた領域での延性破壊条件が存在することから、引抜き加工など変形形態が据込み加工と異なる場合、破壊ひずみを過大に見積もることが考えられる。

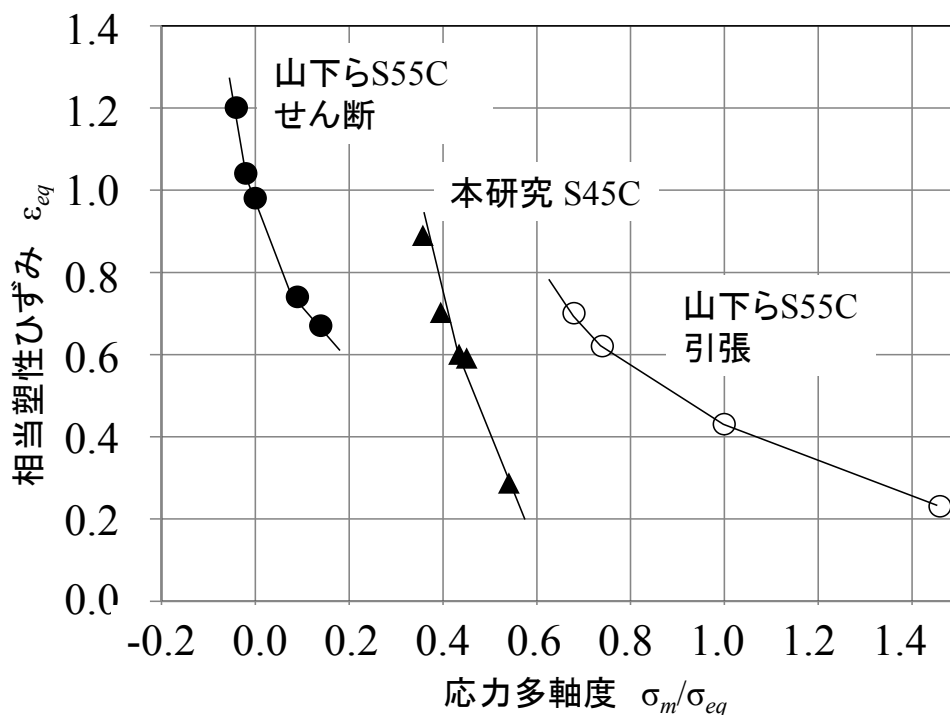


図17 延性破壊条件

## 2.5 小 括

冷間据込み加工時における延性き裂発生を、積分型延性破壊条件式にかわり、ポイドの成長則に基づいて、平均応力  $\sigma_m$  を相当応力  $\sigma_{eq}$  で除すことで算出される応力多軸度  $\sigma_m / \sigma_{eq}$  と相当塑性ひずみ  $\varepsilon_{eq}$  で定義した応力多軸度型延性破壊条件に着目し、冷間成形時の表面割れに代表される応力多軸度（0.4～0.9）での延性破壊に対して適用可否を検討した。

- (1) 冷間据込み加工時の延性き裂発生条件、割れ発生条件ともに、相当塑性ひずみ、応力多軸度で決定でき、応力多軸度の増加と共に小さな相当塑性ひずみでも延性き裂が生じる。
- (2) 圧縮加工、引張加工の加工形態によらず、延性き裂発生条件が、相当塑性ひずみ、応力多軸度で整理できる。
- (3) せん断および引張の延性破壊条件が存在することから、破壊モードに応じた延性破壊条件存在する。本研究における延性き裂は、試験片表面に主にせん断変形が作用していることを考えると、主たる変形がせん断となることによってせん断および引張の延性破壊条件と異なると考えられる。単純なせん断や引張の延性破壊条件、本研究で得られた領域での延性破壊条件が存在することから、引抜き加工など変形形態が据込み加工と異なる場合、破壊ひずみを過大に見積もることが考えられる。
- (4) 材料毎の延性き裂発生条件、割れ発生条件を得ることができれば、冷間鍛造工程での相当塑性ひずみ、応力多軸度の履歴と、延性き裂発生条件と対比することで、事前に延性き裂発生や割れ発生有無を予測することが可能である。事前に割れ発生を予測することが出来れば、割れ発生を回避できる鋼材の成分や軟化焼鈍などのプロセス、さらに加工方法の最適化が可能となる。



## 第3章 多段引抜き加工時のシェブロンクラック発生予測

### 3.1 緒言

第2章では、応力多軸度型延性破壊条件に着目し、冷間成形時の表面割れに代表される低応力多軸度（0.4～0.9）における延性破壊に対して適用可否を検討した結果、延性破壊条件は応力多軸度-相当塑性ひずみで整理できることを明らかにした<sup>41)</sup>。冷間成形時の割れは表面割れのみならず、シェブロンクラックに代表される内部割れが生じる。応力多軸度型延性破壊条件を用いた評価手法の適用拡大を目指すためには、シェブロンクラック発生に代表される内部割れを予測する必要がある。第3章では多段引抜き加工時のシェブロンクラック発生予測を試みた。ただし、実際の多段引抜き加工においては、複数回の加工工程を経て最終形状に成形される。多段引抜き加工時のシェブロンクラック発生予測を行うためには、多段加工に伴う累積ひずみが延性破壊条件に及ぼす影響を把握しなければならない。これまで、吉成らは延性破壊条件に及ぼす累積ひずみの影響を調査し、延性破壊条件は予ひずみ量にかかわらず累積ひずみ量で整理できると報告している<sup>42)</sup>。しかし、上記研究は、応力三軸度が0.9以上の高応力多軸度であるため、本研究対象である低応力多軸度での延性破壊条件で評価できるか不明である。

以上を踏まえ、まず応力多軸度型延性破壊条件に及ぼす累積ひずみの影響を明らかにするために予ひずみ材の延性破壊条件を明確化した。得られた延性破壊条件を基に多段引抜き加工で材料内部に発生するシェブロンクラックの発生予測を行った。

## 3.2 延性破壊条件における累積ひずみの影響

### 3.2.1 供試鋼

供試鋼は、冷間鍛造用途に使用される代表的な鋼である中炭素鋼 JIS-S55C を用いた。供試鋼の化学成分を表 1 に示す。供試鋼は、実炉溶製材の切断ビレットから熱間圧延により直径 55 mm の棒鋼を作成し、図 1 に示す 1013 K×36.0 ks の均熱後、徐冷する球状化焼鈍処理を施した。熱処理した供試鋼のビッカース硬さ測定とマイクロ組織観察を実施した。ビッカース硬さ測定は、熱処理材の横断面を樹脂埋め込みした後、機械研磨バフ研磨を施した後、荷重 4.9 N にて横断面内を 9 点（表層部 4 点，D/4 部 4 点，中心部 1 点）測定し、その平均値を材料の硬さとした。

マイクロ組織観察は、球状化焼鈍材の表層部から深さ方向 13.75 mm の位置（以下，D/2）で、棒鋼長手方向に平行な切断面を鏡面研磨後、ナイトル腐食（硝酸:エタノール=3:97）を行い、光学顕微鏡，走査電子顕微鏡（SEM）にて行った。に供試鋼のマイクロ組織とビッカース硬さを示す。マイクロ組織はフェライト，パーライトおよび球状セメンタイトの混合組織であった。

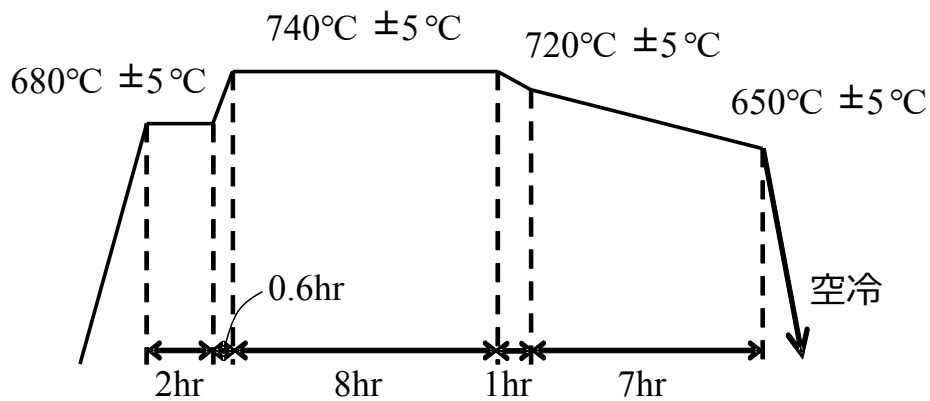


図 1 球状化焼鈍条件

表 1 供試鋼の化学成分(mass%)

Steel	C	Si	Mn	P	S	Cr
S55C	0.55	0.31	0.76	0.014	0.005	0.17

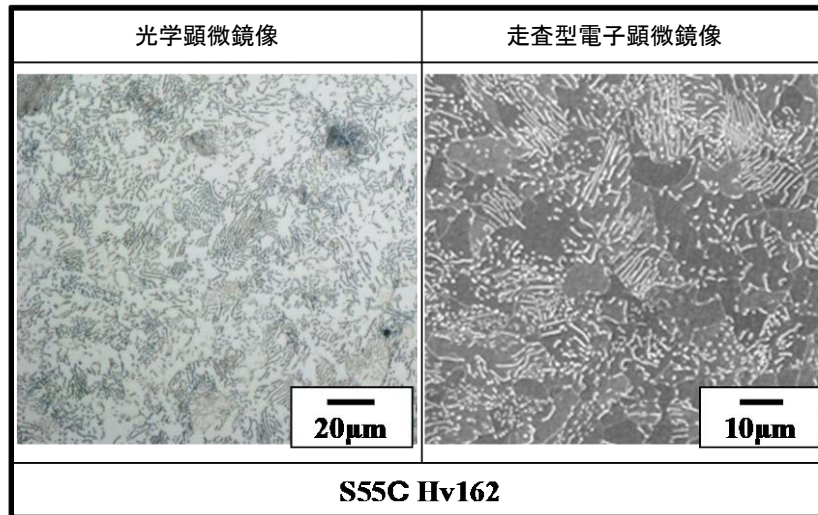


図 2 ミクロ組織と硬さ測定結果

### 3.2.2 試験条件

試験片に付与する予ひずみ量を変化させることを目的として、孔ダイスによる引抜き加工を行った。なお、予ひずみ量は後述する FEM 解析により引抜き加工時の素材中心部におけるひずみ量を定義し、試験番号 1, 2, 3 の予ひずみ量はそれぞれ 0, 0.07 および 0.15 であった。引抜き加工は、熱処理後の棒鋼を  $\phi 30$  の丸棒試験片に機械加工した後、酸洗・ボンデ潤滑処理を施し、写真 1 に示す藤岡工作所製ドローベンチ装置を用いて行った。用いた孔ダイスのダイス角は、一般的に伸線加工で用いられる  $2\theta=14^\circ$  とした。ダイス形状を図 3 に、引抜き条件を表 2 に示す。

図 4 に試験片採取位置および試験片形状を示す。図 4(a) に示すように、各試験片は引抜き中心部から試験片の軸方向と引抜き材の軸方向が一致するように機械加工により作製した。図面中の R は切欠き半径を意味し、例えば R3 は切欠き半径が 3 mm の試験片であることを表している。なお、R5 環状切欠き引張試験片を用いた引張試験は累積ひずみ 0 でのみ実施した。環状切欠き引張試験は Zwick 社製の 250 kN 引張試験機を用いて実施した。引張速度は、3.0 mm/min とし破断するまで一定速度で実施した。



写真 1 ドローベンチ試験装置（藤岡工作所製）

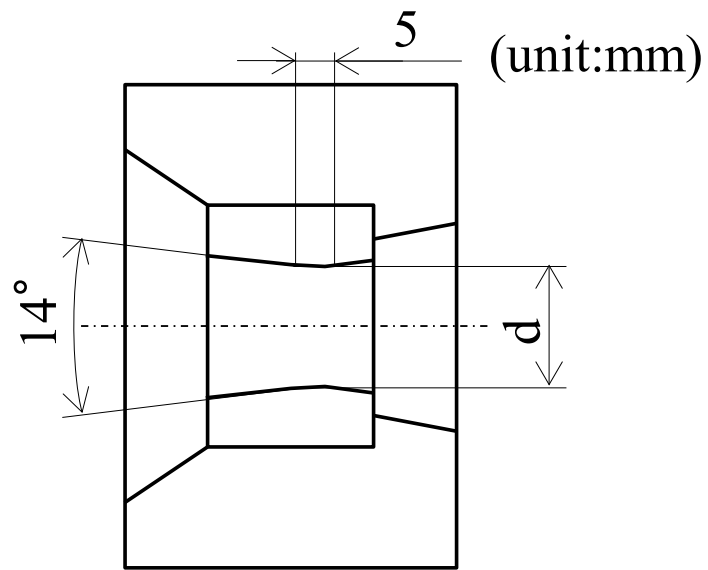
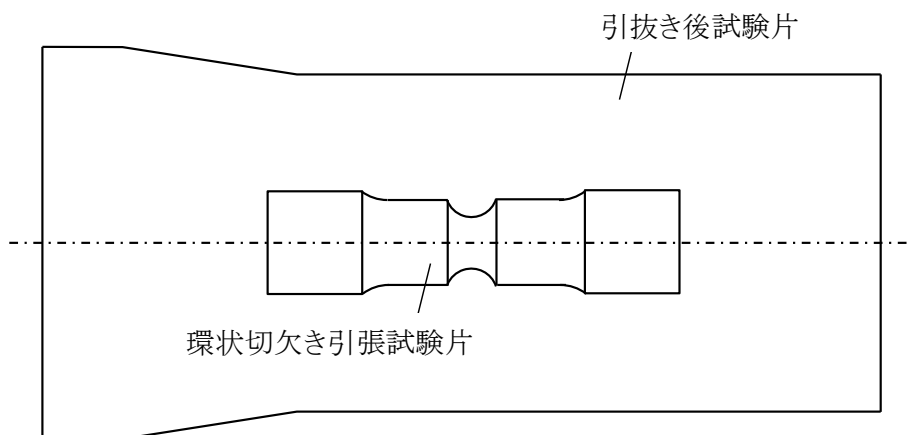


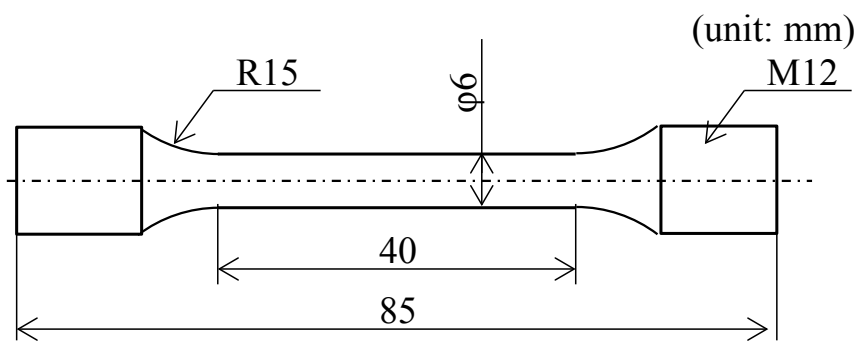
図3 ダイス断面図

表2 引抜き条件

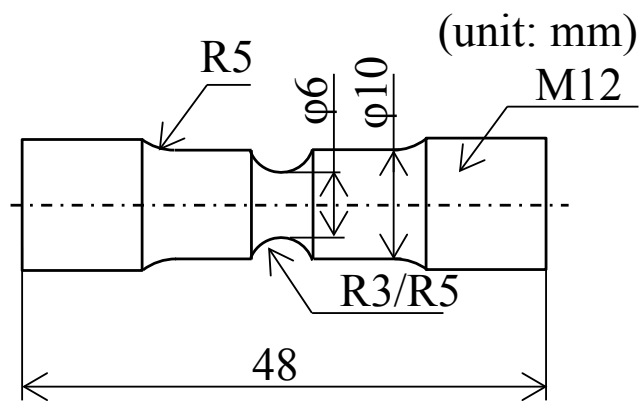
No	初期径 /mm	累積 ひずみ	パス数	減面率 /%		引抜き後の 直径, $d$ /mm
				1 パス	2 パス	
1	30.0	0	-	-	-	30.0
2	30.0	0.07	1	6.6	-	29.0
3	30.0	0.15	2	6.6	12.9	28.0



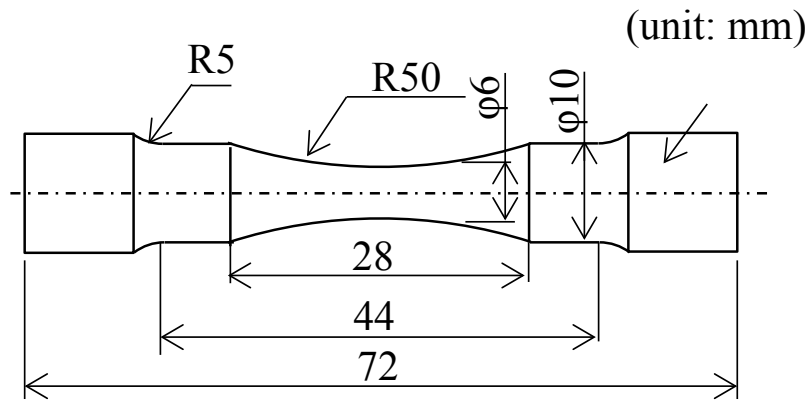
(a) 環状切欠き試験片採取位置



(b) 平滑試験片



(c) R3 および R5 環状切欠き試験片形状



(d) R50 環状切欠き試験片形状

図 4 環状切欠き試験片形状および採取位置

### 3.2.3 FEM 解析条件

相当塑性ひずみと応力多軸度（平均応力  $\sigma_m$  /相当応力  $\sigma_{eq}$ ）を算出するために、有限要素法解析（以下、FEM 解析）コード Marc Ver.2014 を用いて弾塑性解析を実施した。引抜き加工の FEM 解析は、軸対称性を考慮した 2 次元 1/2 モデルで解析を行い、評価点におけるメッシュサイズは 0.5 mm とした。素材長さを素材径の 3 倍以上とすることで両端部の影響を無視できる<sup>43)</sup>ことから、解析時の素材長さは素材径の 3 倍以上とした。摩擦係数は引抜き時の荷重と解析時の荷重が一致するように摩擦係数の合わせこみを行った。本解析での摩擦係数は  $\mu=0.08$  である。環状切欠き引張試験における FEM 解析は軸対称性を考慮した 2 次元モデルとした。さらに、評価点のメッシュサイズは 0.01mm~0.05mm の間で数値解析を実施し、応力ひずみの比較を行った。結果、メッシュサイズによらず応力ひずみ履歴に差は見られなかったことから、メッシュサイズは 0.05mm 以下であれば安定した解析結果が得られる。第 2 章での解析と合わせて 0.02mm とした。

材料特性は、引抜き後の丸棒から採取した平行部直径 6 mm の平滑試験片を用いた引張試験により求めた。ヤング率は 206 GPa、ポアソン比は 0.3 とし、一様変形までは実データを用い、一様変形以降は一次関数で近似した関数を用いて外挿した。FEM 解析に使用した真応力-真ひずみ曲線を図 5 に示す。

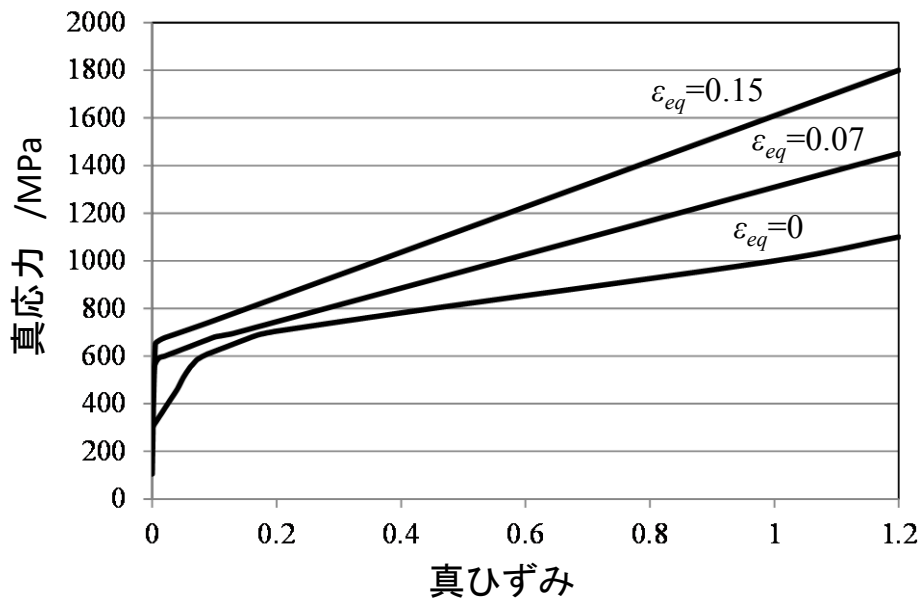
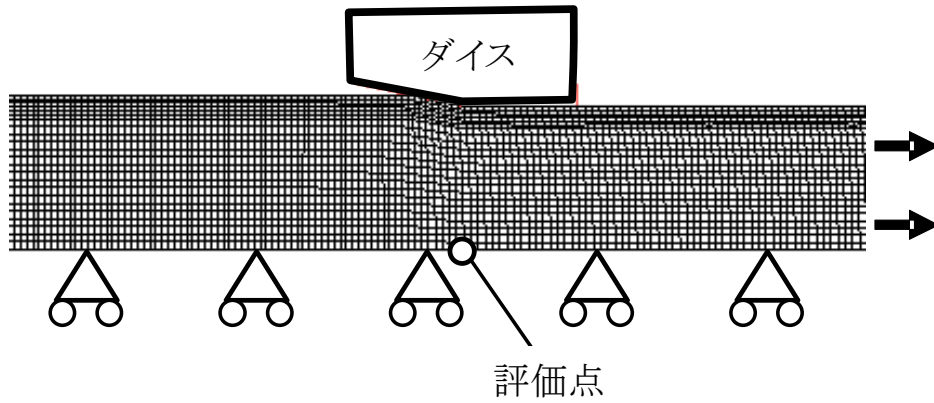


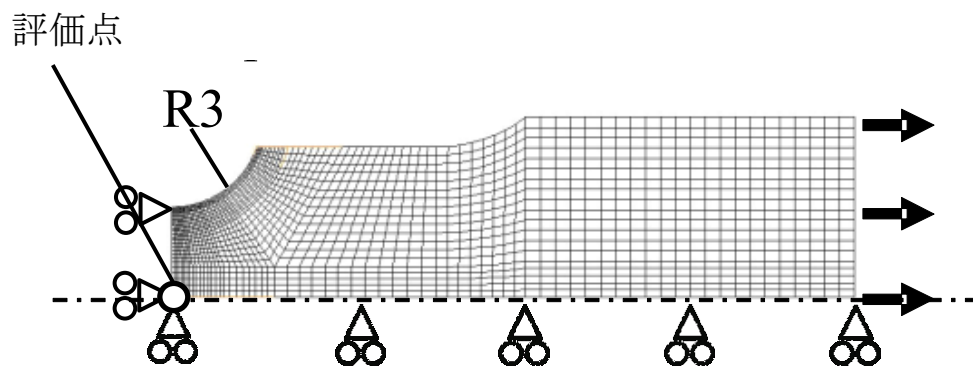
図 5 真応力-真ひずみ曲線



一例として図6に引抜き加工およびR3環状切欠き引張試験でのFEM解析モデルを示す。  
なお引抜き加工でのひずみおよび応力の評価点はシェブロンクラック発生位置である試験片中心部とし、環状切欠き引張試験での評価点は延性破壊の生じる位置である試験片中心部とした。



(a) 引抜き加工試験



(b) R3 環状切欠き試験片

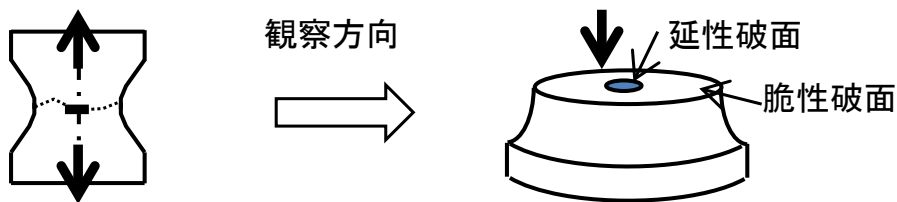
図6 FEM解析モデル

### 3.2.4 延性破壊発生点の定義および延性破壊限界の整理

試験片中心部に生じる延性き裂の発生挙動調査は、第2章での評価方法と同様に、引張試験を室温下で行い、破壊ひずみよりも低い任意の相当塑性ひずみを付与した後、負荷荷重が0になるまで除荷する。その後、試験片を液体窒素下で十分冷却し、再度、引張荷重を負荷して強制破断させた。なお、液体窒素下で強制破断を行うことで脆性破面と延性破面を容易に分離することができ、延性破面長さ測定が精度良く実施できる。強制破断させた試験片を用いて、試験片中央部における延性き裂状況をSEM観察にて評価した。SEMで観察されたディンプル領域が延性き裂と対応している。第2章と同様に延性き裂長さが200 $\mu\text{m}$ となる条件を延性破壊条件として、その際の相当塑性ひずみと応力多軸度をFEM解析によって算出した。

### 3.2.5 延性破壊限界

予ひずみ0.07における延性き裂発生状況を図7に示す。いずれも、試験片中央部より延性き裂が発生しており、切欠き底表面から発生していないことを確認している。最終的な相当塑性ひずみは、FEM解析により算出した引抜き加工時および環状切欠き引張試験時の相当塑性ひずみの総和にて評価した。



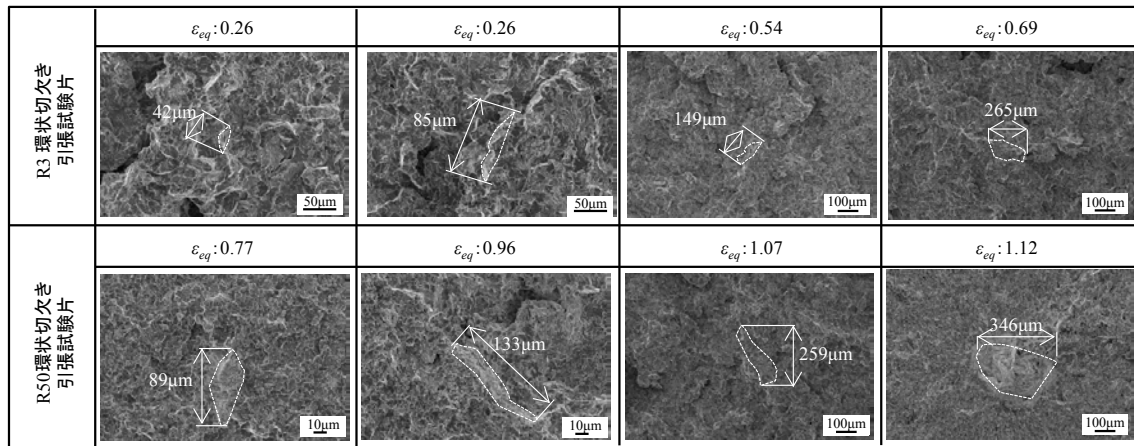
(a)液体窒素による強制破面出し模式図

R3 環状切欠き 引張試験片	$\epsilon_{eq}:0.23$	$\epsilon_{eq}:0.24$	$\epsilon_{eq}:0.26$	$\epsilon_{eq}:0.29$
R50 環状切欠き 引張試験片	$\epsilon_{eq}:0.12$	$\epsilon_{eq}:0.73$	$\epsilon_{eq}:0.19$	$\epsilon_{eq}:0.24$
R50 環状切欠き 引張試験片	$\epsilon_{eq}:0.10$	$\epsilon_{eq}:0.21$	$\epsilon_{eq}:0.58$	$\epsilon_{eq}:0.75$

(b) 予ひずみ : 0

R3 環状切欠き 引張試験片	$\epsilon_{eq}:0.12$	$\epsilon_{eq}:0.36$	$\epsilon_{eq}:0.46$	$\epsilon_{eq}:0.49$
R50 環状切欠き 引張試験片	$\epsilon_{eq}:0.40$	$\epsilon_{eq}:0.77$	$\epsilon_{eq}:1.00$	$\epsilon_{eq}:1.07$

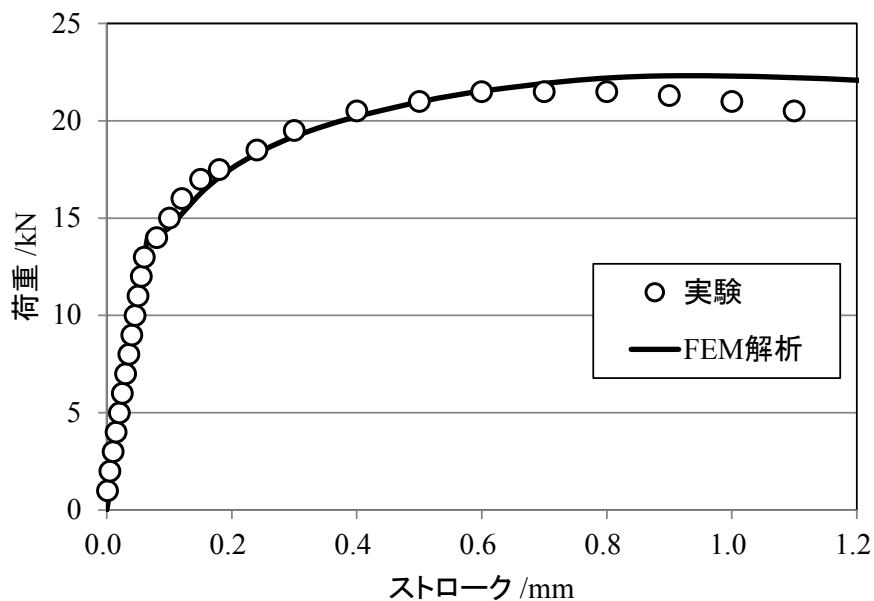
(c) 予ひずみ : 0.07



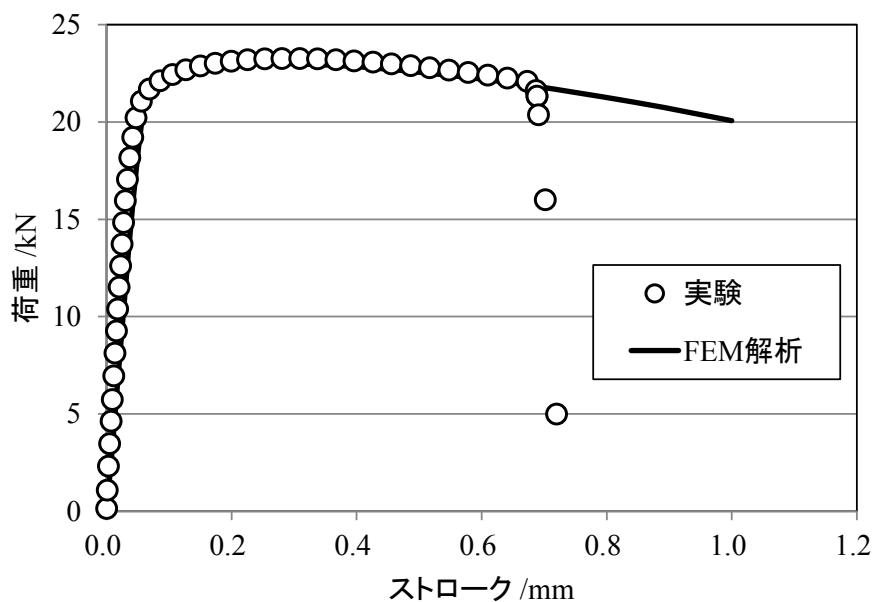
(d)予ひずみ : 0.15

図 7 延性破面 SEM 観察結果

図 8 に R3 環状切欠き材の荷重－ストローク線図の一例を示す．図中には FEM 解析での荷重－ストロークも併せて図示した．実験結果と FEM 解析結果がよく一致していることを確認した．



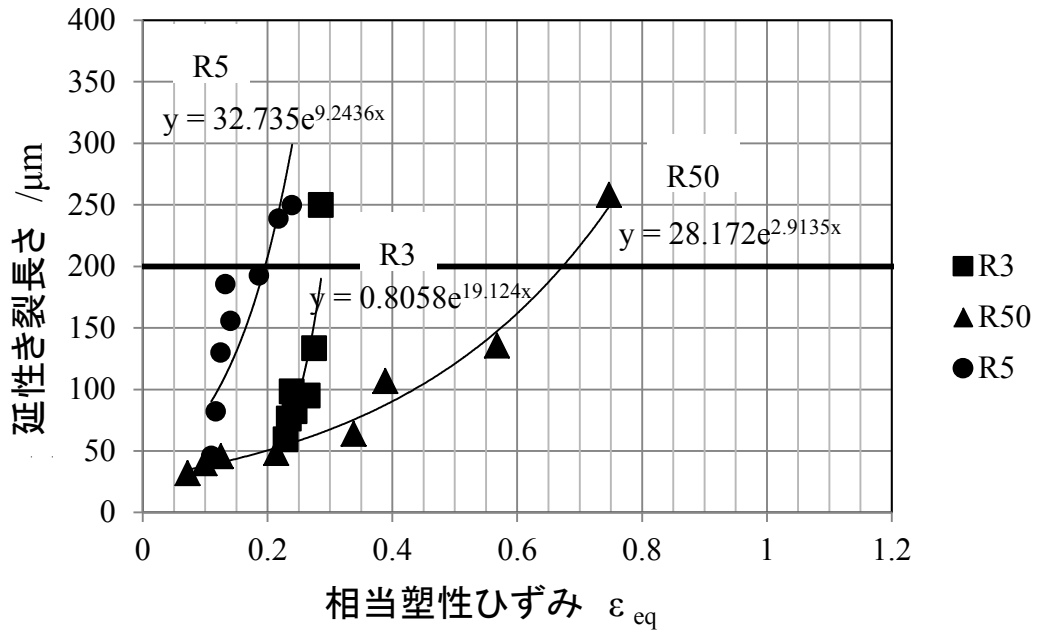
(a) 予ひずみ 0 における R3 環状切欠き材の荷重－ストローク線図



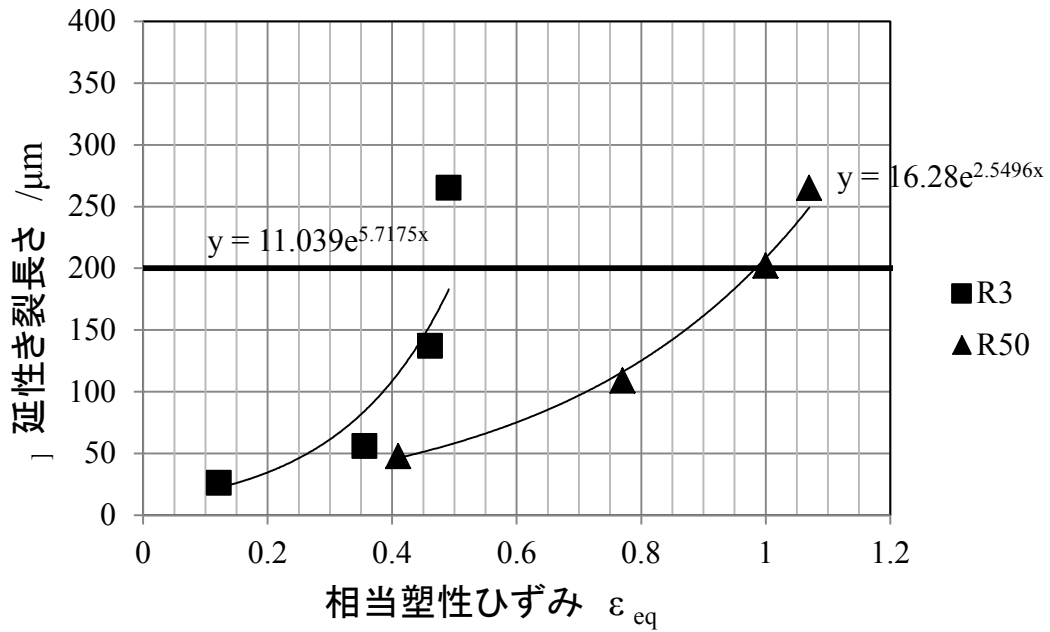
(b) 予ひずみ 0.07 における R3 環状切欠き材の荷重－ストローク線図

図 8 荷重－ストローク線図

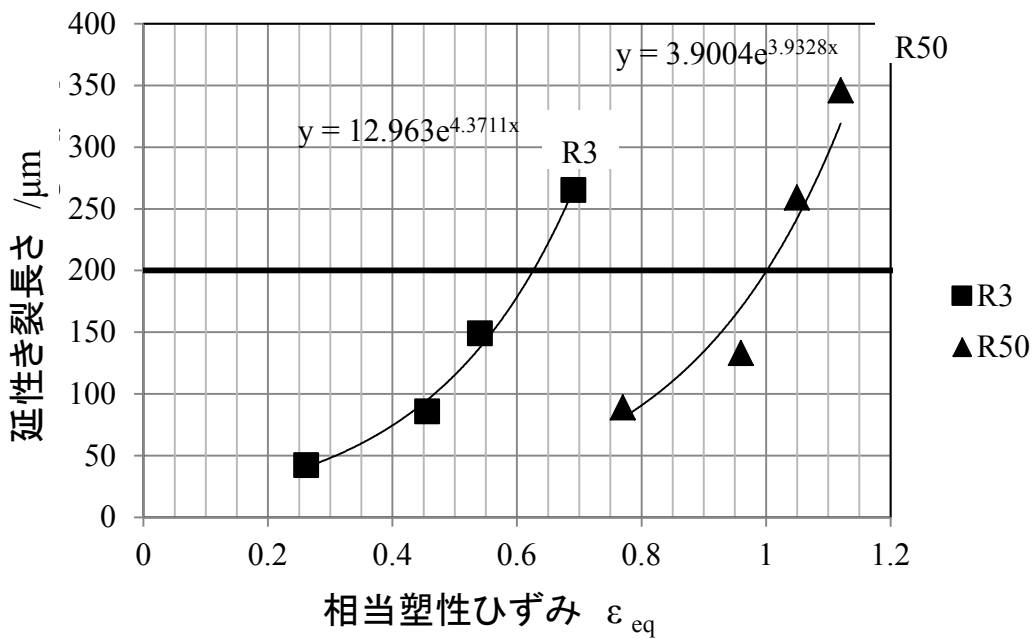
FEM 解析より算出した相当塑性ひずみと延性き裂長さの関係を図 9 に示す。ひずみ量の増加に伴い、延性き裂が発生・進展することがわかる。この相関関係から延性き裂長さが 200  $\mu\text{m}$  となる条件を決定した。



(a) 予ひずみ 0 における相当塑性ひずみと延性き裂長さの関係



(b) 予ひずみ 0.07 における相当塑性ひずみと延性き裂長さの関係



(c) 予ひずみ 0.15 における相当塑性ひずみと延性き裂長さの関係

図 9 相当塑性ひずみと延性き裂長さの関係

延性き裂長さが 200  $\mu\text{m}$  となる条件を相当塑性ひずみ, 応力多軸度で整理した結果を図 10 に示す.

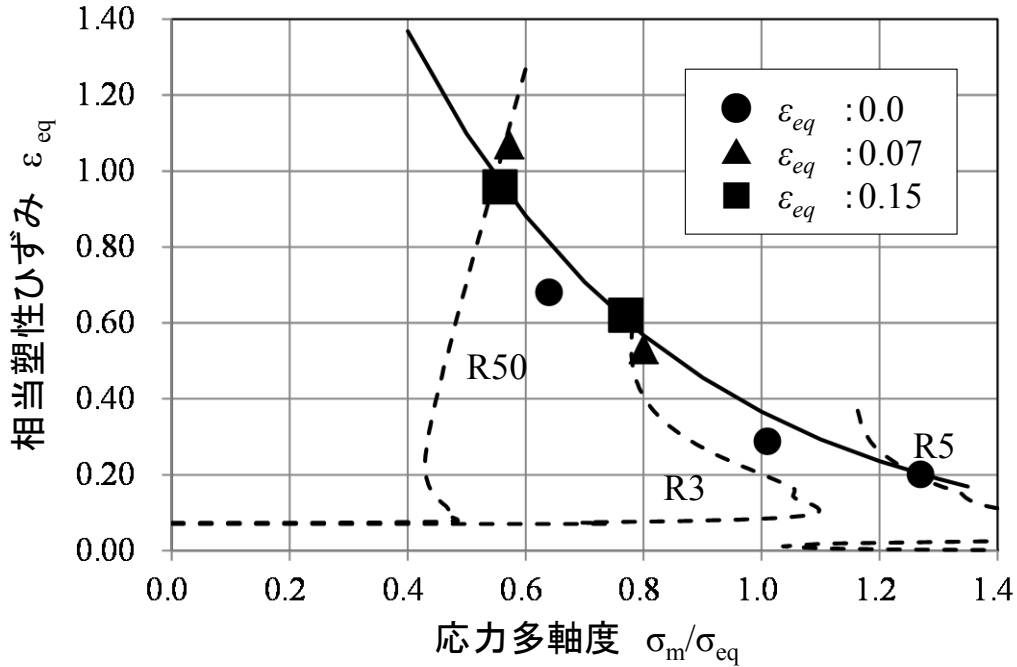


図 10 延性破壊条件

なお図 10 における延性破壊発生時の相当塑性ひずみは, 引抜き加工で付与された予ひずみを加算した値としている. 島貫らは, 延性破壊時の応力三軸度と相当塑性ひずみの関係は指数近似できるとし, 実験的にも検証している<sup>26)</sup>. 本研究でも指数関数で近似した曲線を延性破壊条件とした. 図 10 に 200  $\mu\text{m}$  の延性き裂発生時の延性破壊条件を示す. 本研究での供試材の延性破壊条件は下記式で表される.

$$\epsilon_f = 3.3 \exp(-2.4 \sigma_m / \sigma_{eq}) \quad (1)$$

図 10 より延性破壊条件は累積した相当塑性ひずみと応力多軸度で整理できることがわかる, 応力多軸度の増加と共に, 破壊限界ひずみが低下することが明らかとなった.



### 3.3 多段引抜き加工での延性破壊条件の妥当性検証

#### 3.3.1 多段引抜き加工

延性破壊条件は、累積ひずみを考慮することにより整理できることが明らかとなった。この延性破壊条件の妥当性を検証するために、多段引抜き加工時におけるシェブロンクラック発生を予測した。

多段引抜き加工は、上記条件の通りドローベンチを用いて行い、表 3 に示す条件にて引抜きを行った。図 11 に引抜き時の試験片中心部での応力多軸度と相当塑性ひずみの関係を示す。減面率の小さいパターン 1 の方が、平均応力が大きくなり、応力三軸度が引張側となることがわかる。

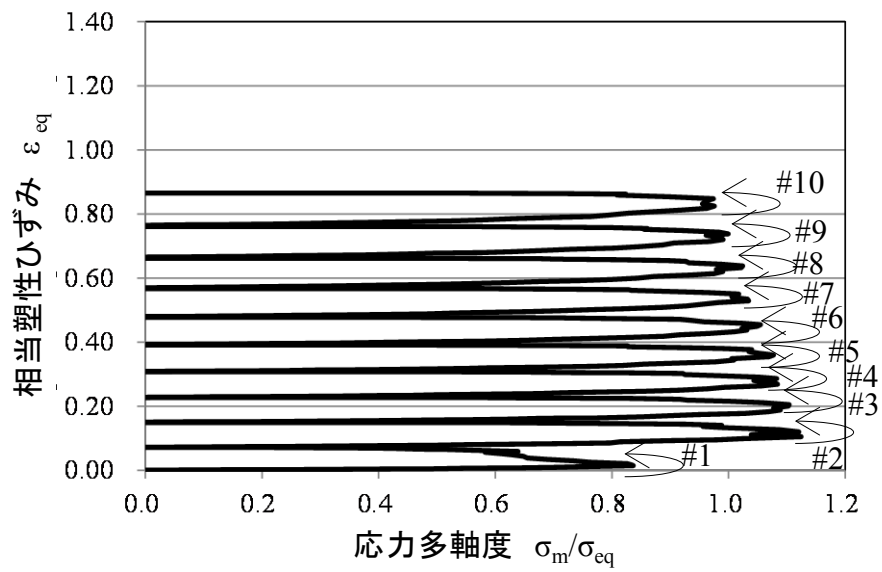
表3 引抜き条件

(a)1 パス目以降引抜き条件

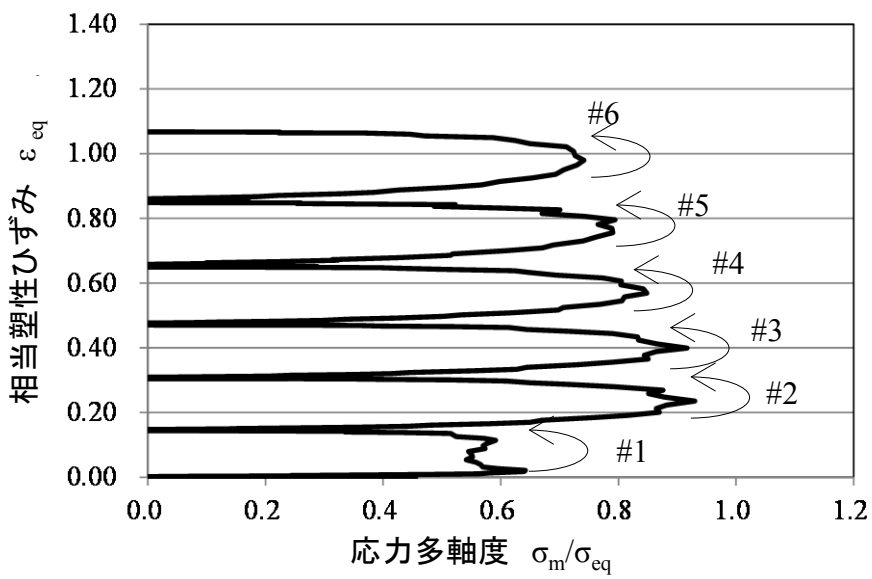
パターン	引抜き前直径 /mm	上段：引抜き後直径 /mm 下段：累積相当塑性ひずみ $\epsilon_{eq}$					
		1 パス	2 パス	3 パス	4 パス	5 パス	6 パス
1	$\phi 30$	$\phi 29$	$\phi 28$	$\phi 27$	$\phi 26$	$\phi 25$	$\phi 24$
		0.07	0.15	0.23	0.31	0.39	0.48
2	$\phi 30$	$\phi 28$	$\phi 26$	$\phi 24$	$\phi 22$	$\phi 20$	$\phi 18$
		0.14	0.31	0.47	0.65	0.85	1.07

(b)7 パス目以降引抜き条件

パターン	引抜き前直径 /mm	上段：引抜き後直径 /mm 下段：累積相当塑性ひずみ $\epsilon_{eq}$				
		7 パス	8 パス	9 パス	10 パス	11 パス
1	$\phi 30$	$\phi 23$	$\phi 22$	$\phi 21$	$\phi 20$	$\phi 19$
		0.57	0.66	0.76	0.87	0.98
2	$\phi 30$	-	-	-	-	-
		-	-	-	-	-



(a) パターン 1



(b) パターン 2

図 11 引抜き時の試験片中心部での応力多軸度と相当塑性ひずみの関係

### 3.2.2 引抜き加工時の延性き裂長さ

パターン1に関しては、13パス目（ $\phi 18 \Rightarrow \phi 17$ ）で破断、パターン2については7パス目（ $\phi 18 \Rightarrow \phi 16$ ）で破断していた。図12にパターン1の12パス目（破断発生の1パス前）におけるシェブロンクラック発生状況を示す。シェブロンクラックの発生間隔はパターン1で12 mm、パターン2で14 mmとなっていた。

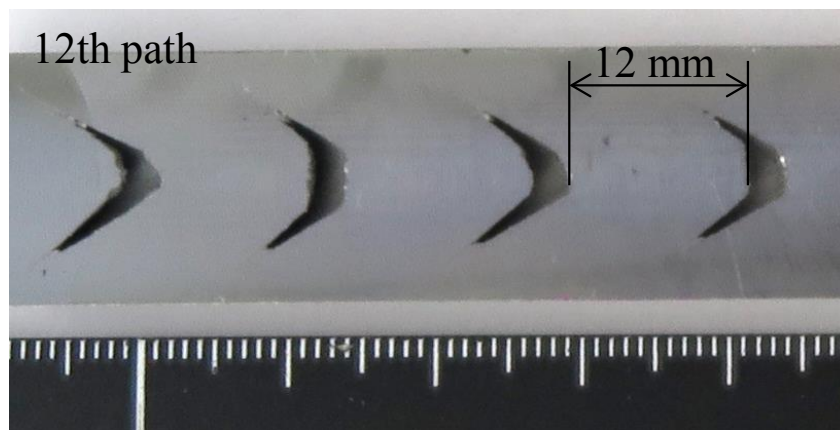
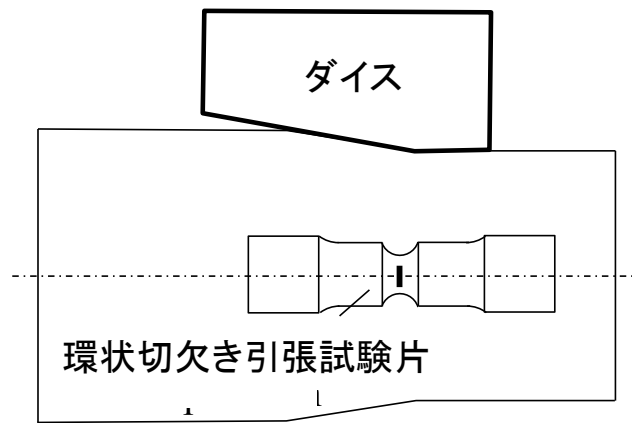
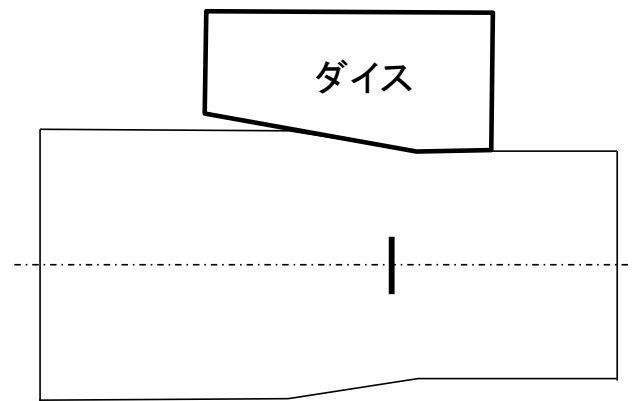


図12 パターン1におけるシェブロンクラック（12パス目）

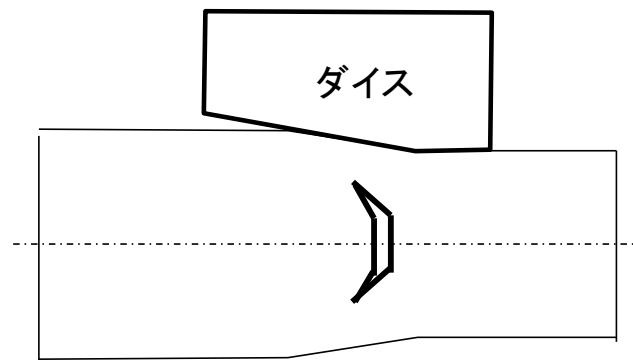
多段引抜き加工におけるシェブロンクラックは図13に示すように素材中心部より引抜き方向に垂直な微小き裂が発生し、ある長さまでき裂が進展したのちせん断方向にき裂が進展する<sup>44)</sup>。微小き裂を観察するために引抜きパスごとに図13(a)に示す位置より、図4(b)に示す平行部直径 $\phi 6$ の引張試験片を試験片軸方向と引抜き材の軸方向が一致するように採取した。平行部長さは40 mm長さであり、き裂長さを測定するには十分な平行部長さであるといえる。引張試験は、試験片を液体窒素下で十分冷却した後、引張荷重を負荷して強制破断させ、破面SEM写真にて延性き裂長さを測定した。



(a)微小き裂発生



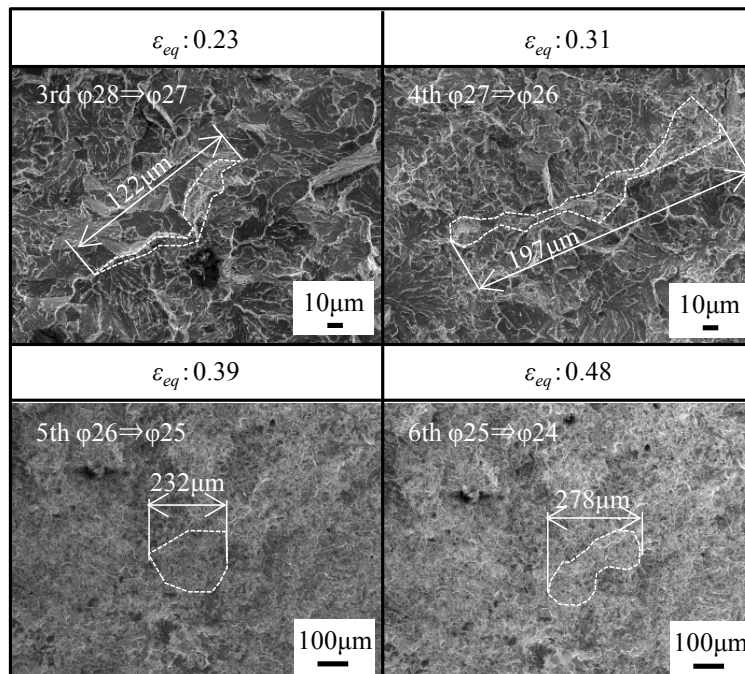
(b)微小き裂進展



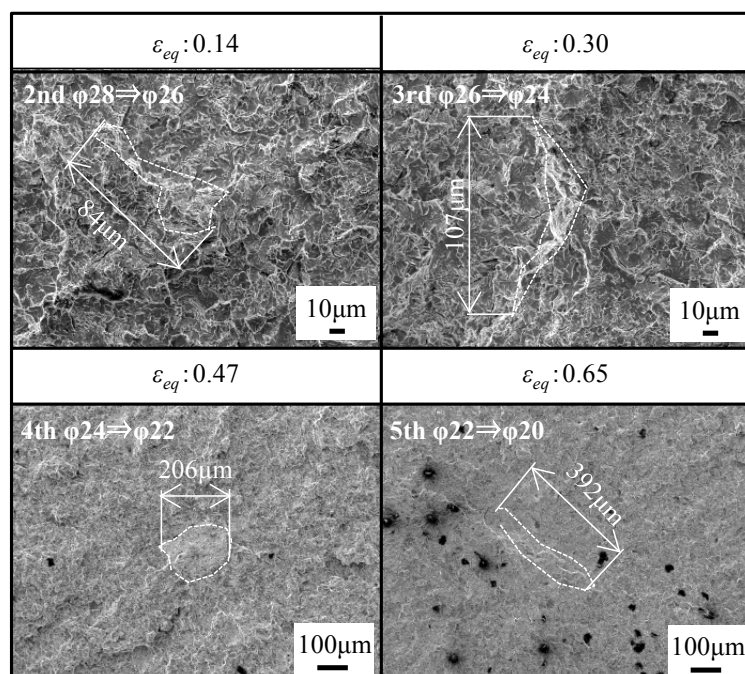
(c)シェブロンクラック発生

図 13 引抜き加工におけるシェブロンクラック発生機構

途中止め材の延性き裂発生状況を図 15 に示す環状切欠き引張試験による破面と引抜き後の破面はともにディンプル型の破面であることを確認した



(a)パターン 1



(b)パターン 2

図 15 SEM 破面観察結果

図 16 にはパス数と延性き裂長さの関係を示す。延性き裂長さが 200  $\mu\text{m}$  となるパス数は、パターン 1 では 4 パス目( $\epsilon_{\text{eq}}$  0.31), パターン 2 では 4 パス目( $\epsilon_{\text{eq}}$  0.47)であった。

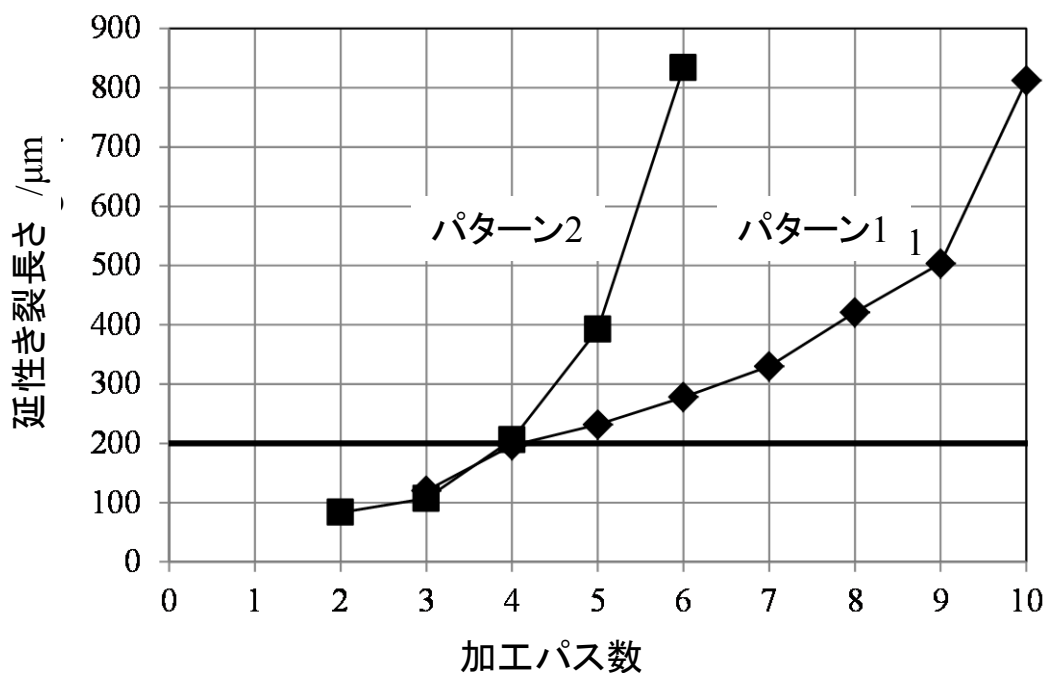
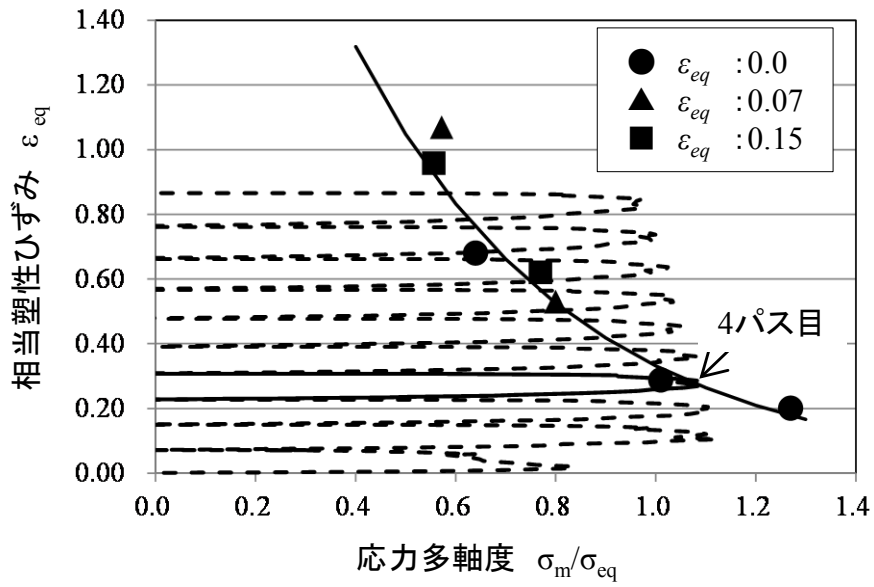
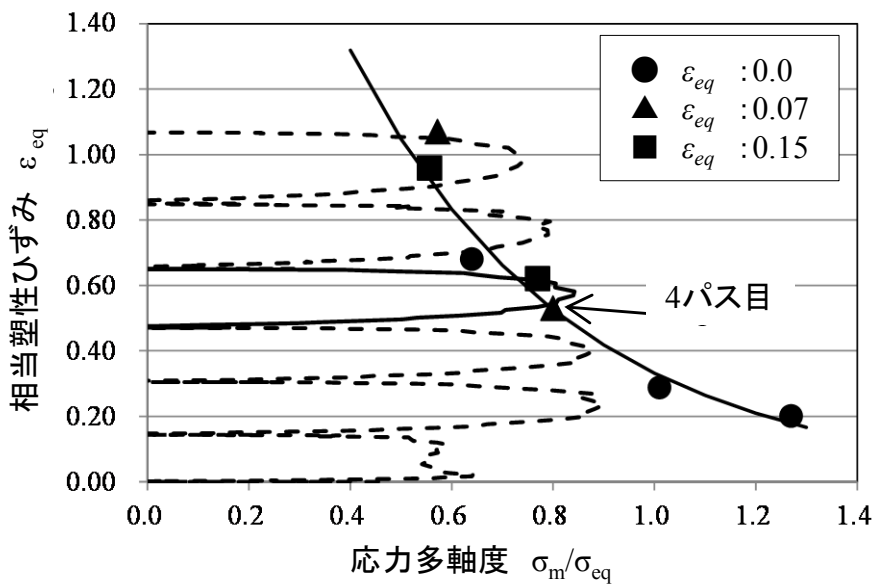


図 16 パス数と延性き裂長さの関係

図 17 に多段引抜き時の延性き裂 (200  $\mu\text{m}$ ) 予測結果を示す。各パターンで多段引抜き時の応力ひずみが延性破壊条件を超えたとき 200  $\mu\text{m}$  の延性き裂が生じる。200  $\mu\text{m}$  の延性き裂が生じたパスを実線で示している。パターン 1 では 4 パス目, パターン 2 でも 4 パス目で 200  $\mu\text{m}$  の延性き裂が発生すると予測される。実際の結果と比較すると, 予想結果と一致していることがわかる。以上の結果より, 多段引抜きにおけるシェブロンクラックは, 応力多軸度型延性破壊条件で割れ発生を予測することができる。自動車用部品の軽量化ニーズに対し, 中空材の引抜き加工技術の開発が盛んになってきているが中空部材内面の割れが問題となっている。中空形状となることにより変形形態の変化が予測されることから, 今後は中空部材の延性破壊予測が必要となると考えられる。



(a) パターン 1



(b) パターン 2

図 17 延性破壊条件



### 3.4 小 括

第 3 章では，応力多軸度型延性破壊条件を用いた多段引抜き時の延性き裂発生予測を目的に予ひずみ材の環状切欠き引張試験を実施し，以下の結果が得られた．

- (1) 予ひずみ付与にかかわらず，延性破壊限界の曲線は鋼材によって決定される．応力多軸度の増加と共に，破壊限界ひずみが低下する．
- (2) 引抜き加工におけるシェブロンクラック発生時のパス数と予測された延性破壊の延性破壊が発生するパス数が一致することを確認し，本予測手法の妥当性を示した．

## 第4章 中空材の引抜き加工における延性破壊条件

### 4.1 緒言

第1章で述べたように、地球環境保護の観点から自動車の燃費向上と二酸化炭素排出量低減への対応が求められており、自動車用部品の小型化、軽量化ニーズが高まりつつある。例えばシャフト部品の軽量化手法の一つとして中空化がある。従来、部品を中空化するためには、ガンドリルを用いた切削加工によって行われていたが、材料歩留まり向上、加工コスト低減の観点から、塑性加工による中空成形技術が開発されている<sup>13)~15),46),47)</sup>。例えば、細川らは打ち抜き加工で得られた中空材を押し出し加工することで中空シャフトを得る冷間鍛造技術を報告している<sup>46)</sup>。塑性加工による中空成形技術を適用する上で、課題は鋼材に応じた延性破壊条件を定量的に把握するとともに、延性破壊条件に基づき、中空成形条件を導出することである。第2章および第3章では、据込み加工および引抜き加工における応力多軸度型延性破壊条件を用いた延性破壊予測の有効性を調査した。いずれも延性破壊予測に有効であるという結果が得られた。しかし一方で、中空材の引抜き加工の場合、中空内表面に生じる応力・ひずみ状態が中実材と異なることが推察されるため、筆者らが提案した応力多軸度型延性破壊条件をそのまま適用できるか検証が必要である。

第4章では、中空材の引抜き加工時の割れ発生位置および応力多軸度型延性破壊条件の適用可否を検討した。

## 4.2 実験方法

### 4.2.1 供試鋼

供試鋼は、冷間鍛造用途に使用される代表的な鋼である中炭素鋼 JIS-S55C を用いた。供試鋼の化学成分を表 1 に示す。供試鋼は、実炉溶製材の切断ビレットから熱間圧延により直径 55 mm の棒鋼を作成し、1013 K×36.0 ks の均熱後、徐冷する球状化焼鈍処理を施した。熱処理した供試鋼のビッカース硬さ測定とマイクロ組織観察を実施した。ビッカース硬さ測定は、熱処理材の横断面を樹脂埋め込みした後、機械研磨バフ研磨を施した後、荷重 4.9 N にて横断面内を 9 点（表層部 4 点、D/4 部 4 点、中心部 1 点）測定し、その平均値を材料の硬さとした。マイクロ組織観察は、球状化焼鈍材の表層部から深さ方向 20~25mm の位置（中空試験片の内表面位置）で、棒鋼長手方向に平行な切断面を鏡面研磨後、ナイトル腐食（硝酸:エタノール=3:97）を行い、光学顕微鏡、走査電子顕微鏡（SEM）にて行った。図 1 に供試鋼のマイクロ組織とビッカース硬さを示す。マイクロ組織はフェライト、パーライトおよび球状セメンタイトの混合組織であった。

表 1 化学成分 (mass%)

Steel	C	Si	Mn	P	S	Cr
S55C	0.55	0.31	0.76	0.014	0.005	0.17

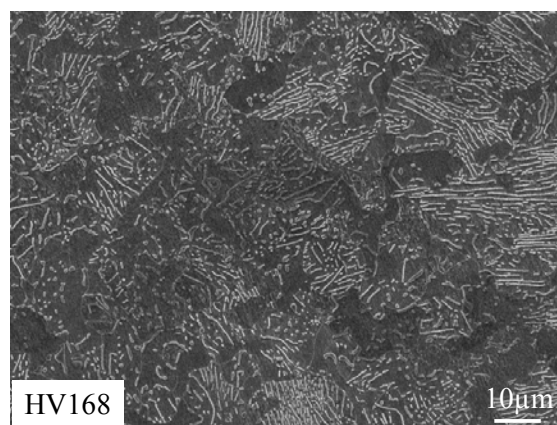
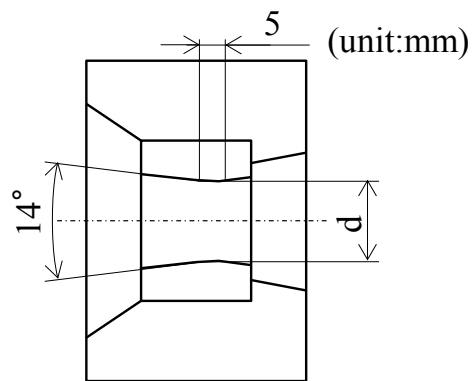
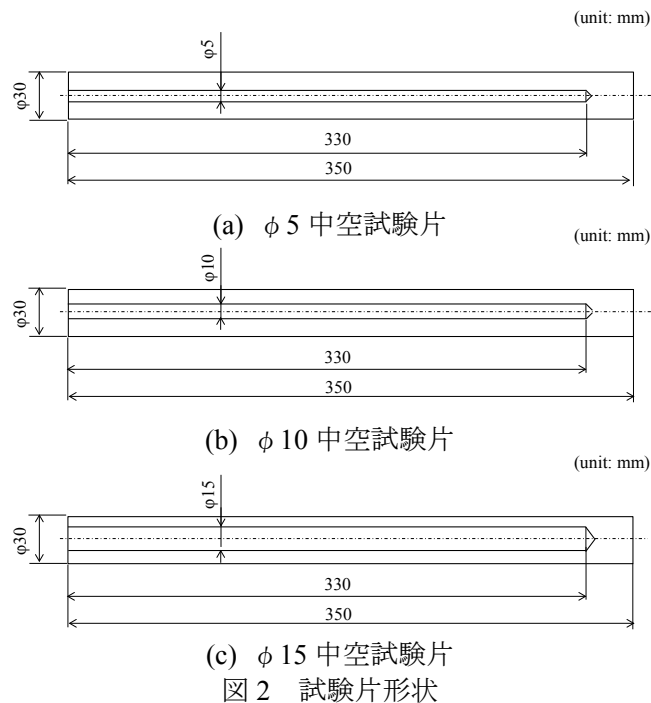


図 1 ミクロ組織およびビッカース硬さ

#### 4.2.2 試験条件

熱処理後の棒鋼を図2に示すように内径を $\phi 5$ 、 $\phi 10$ および $\phi 15$  mmに変化させた中空形状に機械加工を行った後、酸洗・ボンデ潤滑処理を施した。なお、本研究における引抜き材は長さ250 mmの先付け加工を施し、さらに中空部の粗さは外周部と同じ粗さとなるように研磨を行った。引抜き加工は、前回報告と同様に藤岡工作所製ドローベンチ装置を用いて行った。引抜き加工には図3に示す形状の孔ダイスを用い、ダイス角は一般的に伸線加工で用いられる $2\theta=14^\circ$ とした。引抜き条件は、初期径を $\phi 30$ とし1パスごとに直径を1 mm小さくするパススケジュールで行った。



### 4.2.3 FEM 解析条件

引抜加工時の相当塑性ひずみと応力多軸度（平均応力  $\sigma_m$  /相当応力  $\sigma_{eq}$ ）を算出するために、有限要素法解析（以下、FEM 解析）コード Marc Ver.2014 を用いて弾塑性解析を実施した。引抜き加工の FEM 解析は、軸対称性を考慮した 2 次元モデルで解析を行った。評価点におけるメッシュサイズは 0.5 mm とした。前章で述べたように素材長さを素材径の 3 倍以上とすることで両端部の影響を無視できることから、解析時の素材長さは素材径の 3 倍以上とした。摩擦係数は引抜き時の荷重と解析時の荷重が一致するように摩擦係数の合わせこみを行った。本解析での摩擦係数は  $\mu=0.08$  である。

材料特性は、熱処理後の丸棒から採取した平行部直径 6 mm の平滑試験片を用いた引張試験により求めた。ヤング率は 206 GPa，ポアソン比は 0.3 とし、一様変形までは実データを真ひずみ 0.01 ごとに抽出し、一様変形以降は一次関数で近似した関数を用いて外挿した。FEM 解析に使用した真応力-真ひずみ曲線を図 4 に、引抜き加工での FEM 解析モデルを図 5 に示す。なお引抜き加工での相当塑性ひずみおよび応力の評価点は延性き裂発生位置とした。

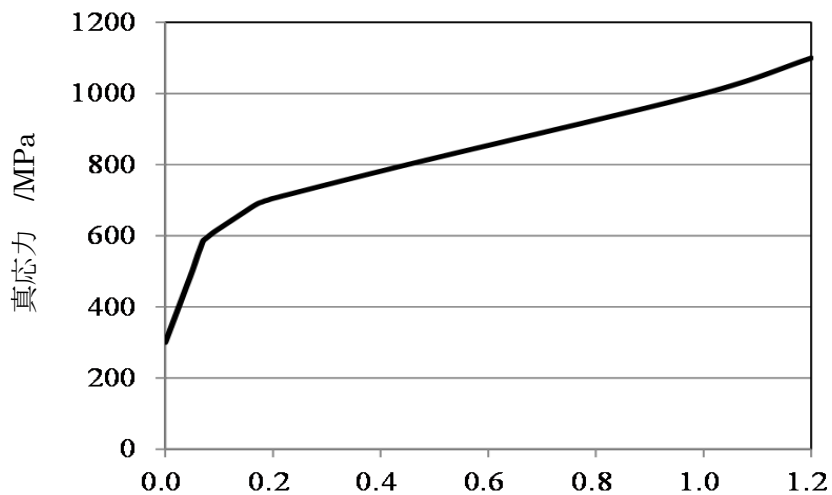


図 4 真応力-真ひずみ曲線

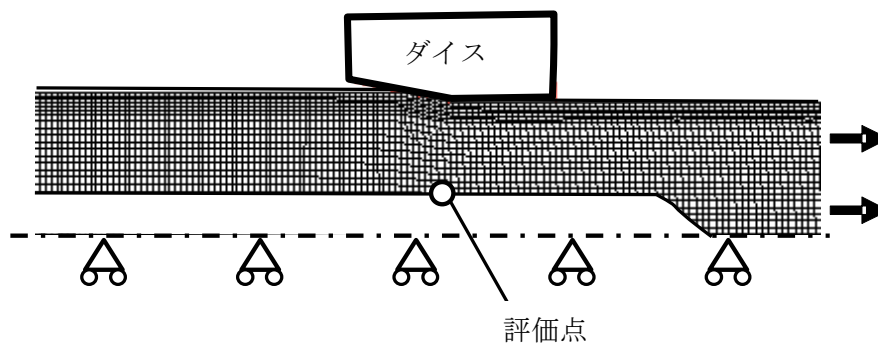


図5 FEM解析モデル

#### 4.2.4 延性破壊発生点の定義および延性破壊限界の整理

引抜き加工後の延性き裂発生挙動調査は前章までの報告と同様に実施した。図6に示す平行部直径 $\phi 12$ または $\phi 18$ の強制破断用引張試験片を試験片軸方向と引抜き材の軸方向が一致するように採取した。平行部長さは40 mm長さであり、き裂長さを測定するには十分な平行部長さであるといえる。引張試験は、試験片を液体窒素下で十分冷却した後、引張荷重を負荷して強制破断させ、破面SEM写真にて延性き裂長さを測定した。なお、本手法は液体窒素下で強制破断を行うことで脆性破面と延性破面を容易に分離することができ、延性破面長さ測定が精度良く実施できる。延性き裂長さが $200\ \mu\text{m}$ となる条件を延性破壊条件として、その際の延性き裂発生位置における相当塑性ひずみと応力多軸度をFEM解析によって算出した。

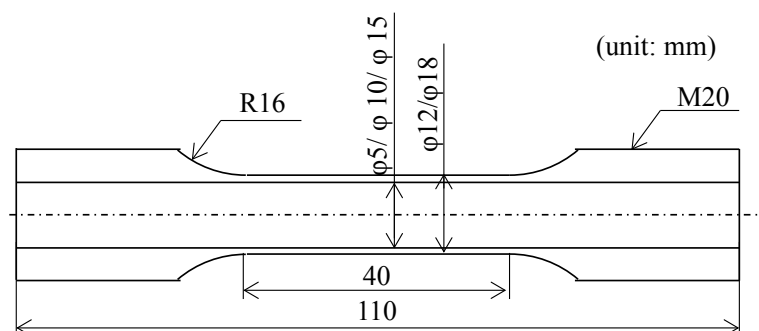


図6 強制破断用引張試験片形状

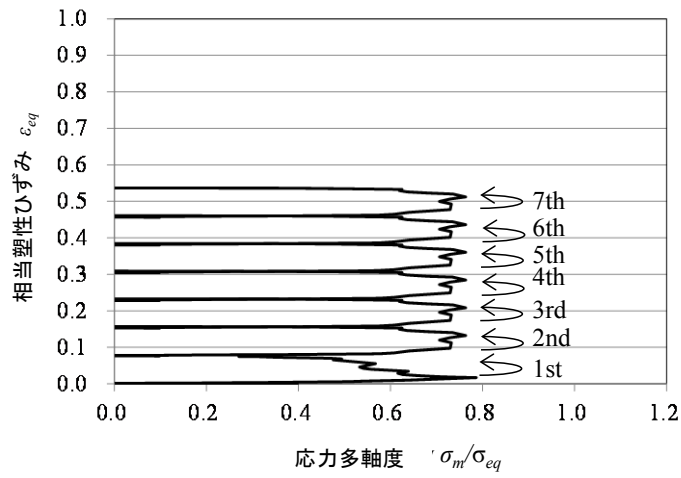
### 4.3 多段引抜き加工での延性破壊条件

#### 4.3.1 多段引抜き加工時の応力ひずみ履歴

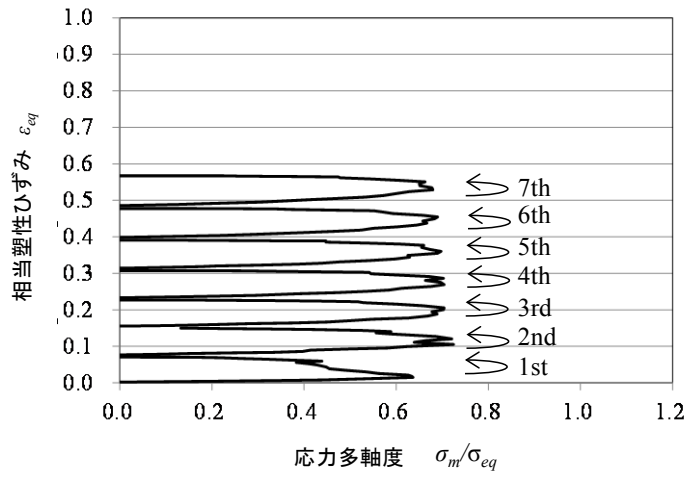
図7に引抜き加工時のき裂発生位置における応力多軸度と相当塑性ひずみの関係を示す。なお、解析時間の都合上、メッシュサイズを0.5 mmとしており、評価対象のき裂長さより大きいことから、平均の応力多軸度および相当塑性ひずみを算出した。中空試験片の内径が小さくなると平均応力が大きくなり、応力多軸度も大きくなる。1パスごとのひずみ量に大きな差は見られない。前報では中実試験片の延性破壊条件は、式(1)に示す通りとなり、応力多軸度が増加することで延性破壊発生ひずみが小さくなることが判明した。

$$\varepsilon_{eq} = 3.3 \times \exp\left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right) \quad (1)$$

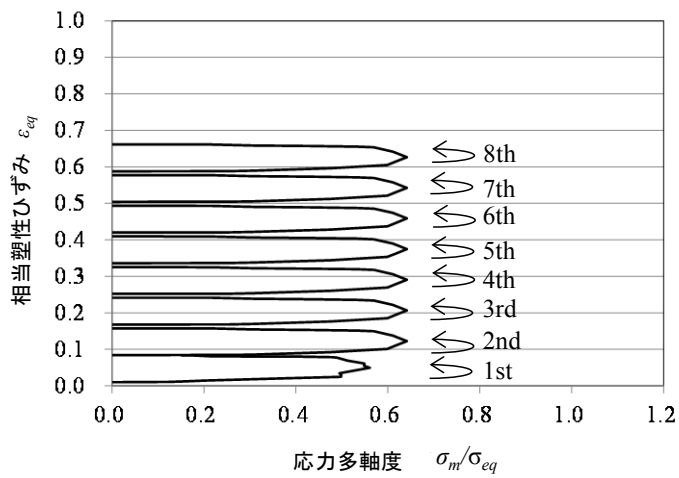
中実試験片の延性破壊条件が中空試験片にも適用できるのであれば、図7から中空試験片の内径が小さいほど応力多軸度が増加するため少ないパス数で延性破壊が生じると推定される。



(a) φ5 中空試験片



(b) φ10 中空試験片



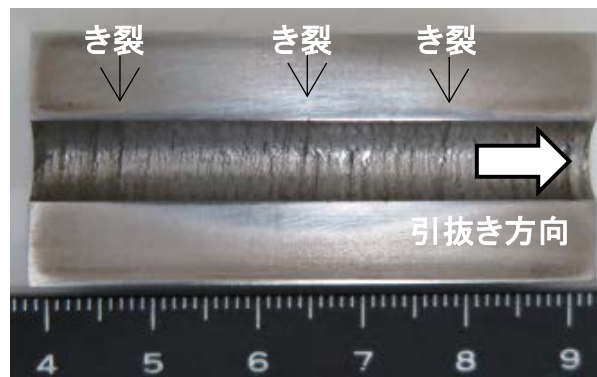
(c) φ15 中空試験片

図7 引抜加工における相当塑性ひずみと応力多軸度の関係

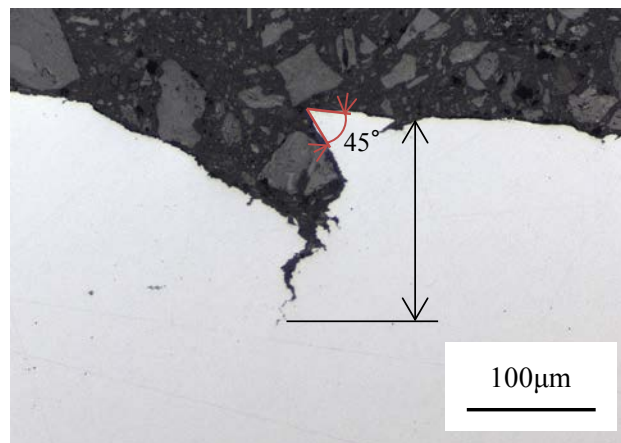


#### 4.3.2 多段引抜き加工時のき裂発生状況

図 8 に  $\phi 10$  中空試験片の 7 パス目 (破断発生の前 1 パス前) におけるき裂発生状況を示す。図 8 (a) に示すように中空試験片内表面でき裂が観察され、さらにき裂発生位置の断面 SEM 観察結果を図 8 (b) に示すが、中空試験片の引抜きにおけるき裂は、内表面から発生し、外径方向 (肉厚方向) に進展していることが明らかとなった。き裂が開口しているが、き裂発生直後のき裂の傾き角度は約  $45^\circ$  であった。



(a) 引抜き後試験片断面



(b) SEM 観察結果

図 8 き裂観察結果 ( $\phi 10$  中空試験片)

### 4.3.3 延性破壊限界

延性き裂発生状況を図9に示す。FEM解析より算出した相当塑性ひずみと延性き裂長さの関係を図10に示す。図9から内表面から生じているき裂は破面観察結果から延性破面であることを確認した。図10から示されるように、相当塑性ひずみの増加に伴い、延性き裂長さが大きくなっている。内径が小さいほど、き裂発生までの限界ひずみが小さくなる。

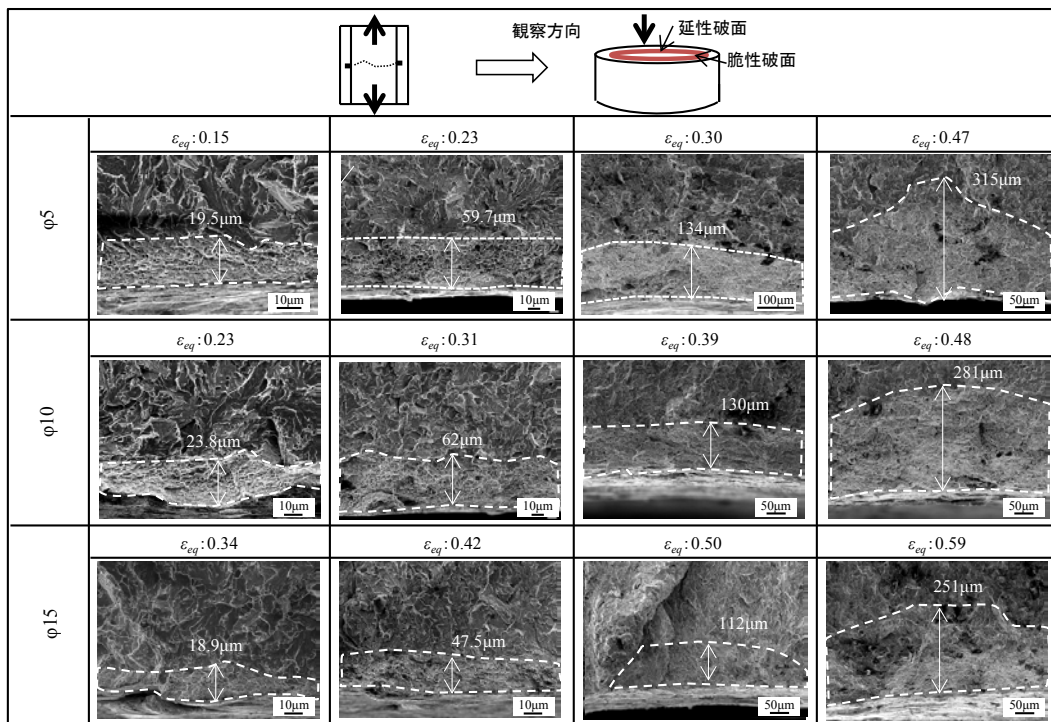


図9 破面観察結果

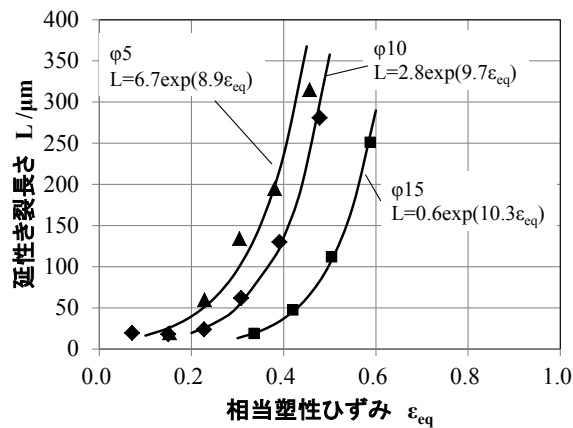


図10 相当塑性ひずみと延性長さの関係

延性き裂長さが 200  $\mu\text{m}$  となる条件を相当塑性ひずみ, 応力多軸度で整理した結果を図 11 に示す. 合わせて, 第 3 章における中実材で引抜き加工試験を行った際の延性破壊条件と環状切欠き引張試験での延性破壊条件を示す. 前章で詳述した通り, 延性破壊条件は繰り返し負荷 (予ひずみ) を考慮に入れることにより, 応力多軸度と相当塑性ひずみで整理できる. 繰り返し引抜き加工で得られた延性破壊条件は, 環状切欠き引張試験で得られた延性破壊条件で整理できると考えた. しかし, 中空試験片の延性破壊条件は環状切欠き引張試験片および中実試験片の引抜き加工試験で得られた延性破壊条件とは異なり, 同一応力多軸度で比較した場合, 相当塑性ひずみで 0.2 程度低い相当塑性ひずみで延性破壊が生じており, 延性き裂が発生するひずみを過大に見積もってしまう恐れがある. この中実試験片と中空試験片で引抜き加工時の延性破壊条件が異なった原因について, 変形形態および破面形態の 2 つの観点から次節で考察する.

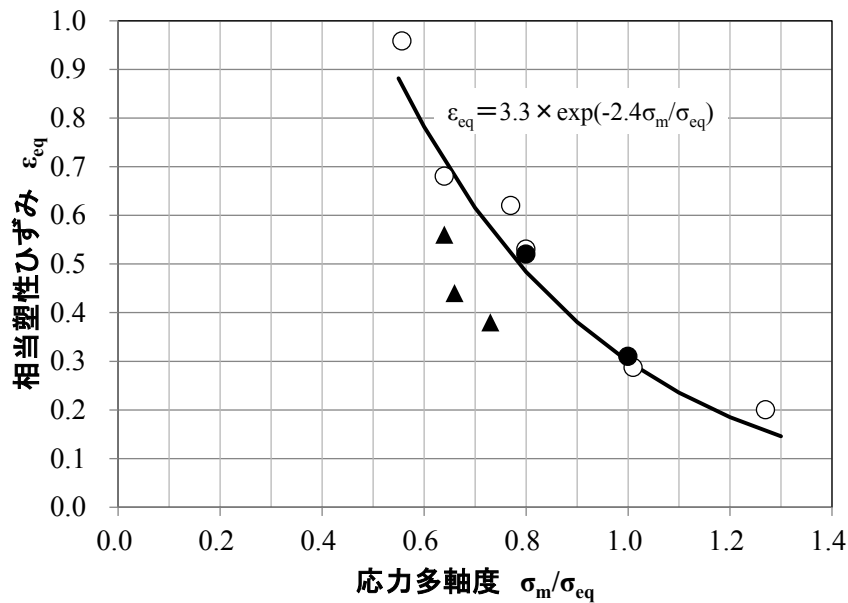


図 11 延性破壊条件

## 4.4 考 察

### 4.4.1 Lode 角パラメータを用いた延性破壊条件

これまで延性材料の延性き裂進展はボイド生成成長および合体であり，ボイドの成長式で表現できるとされてきた．第 2 章で述べたようにせん断や引張のみによる延性破壊だけでなく，混合した延性破壊条件が存在するため中実試験片と中空試験片で引抜き加工時の延性破壊条件が異なると考えられる．近年の研究において延性破壊を評価するパラメータである応力多軸度だけでなく，Lode 角パラメータを用いて延性破壊を評価する試みがなされてきた<sup>48)</sup>．Lode 角パラメータとは，偏差応力の第 3 不変量  $J_3$  とミーゼスの相当応力  $\sigma_{eq}$  をパラメータとする関数である．図 12(a)にモールの応力円と Lode 角パラメータの関係を示す． $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$  では  $\xi=1$  となり一軸引張を表し， $\sigma_1 > \sigma_2 = (\sigma_1 + \sigma_3)/2 > \sigma_3$  のとき純せん断（平面ひずみ状態）， $\sigma_1 = \sigma_2 > \sigma_3$  では  $\xi=-1$  となり一軸圧縮もしくは等二軸引張状態を表しており，中間主応力  $\sigma_2$  の位置によって変形形態を判別することができる．図 12(b)には主応力空間における応力多軸度と Lode 角の位置を示す．さらに図 12(c)に Lode 角パラメータの位置を詳細に記述する．各主応力の軸を  $\pi$  平面に投影した軸を  $\sigma_1', \sigma_2', \sigma_3'$  とする． $\sigma_1'$  の軸と  $\pi$  平面上の点となす角度が Lode 角  $\theta$  となり，下記式にて示すことができる．

$$\sigma_{eq} = \sqrt{3J_2} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (2)$$

ここで  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  は主応力を示す．

平均応力  $\sigma_m$  は，下式で表すことができる．

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (3)$$

偏差応力の第 3 不変量  $J_3$  は，下式で表すことができ，応力が等方的であれば 0 となる．

$$J_3 = (\sigma_1 - \sigma_m)(\sigma_2 - \sigma_m)(\sigma_3 - \sigma_m) \quad (4)$$

Lode 角パラメータ  $\xi$  は下式で表すことができる．

$$\xi = \frac{27}{2} \frac{J_3}{\sigma_{eq}^3} \quad (5)$$

ここで  $\sigma_{eq}$  はミーゼスの相当応力,  $J_3$  は偏差応力の第 3 不変量である.  
 さらに Lode 角パラメータ  $\xi$  と Lode 角  $\theta$  の関係は下式で表現できる.

$$\theta_L = 1 - \frac{6\pi}{\theta} \quad (6)$$

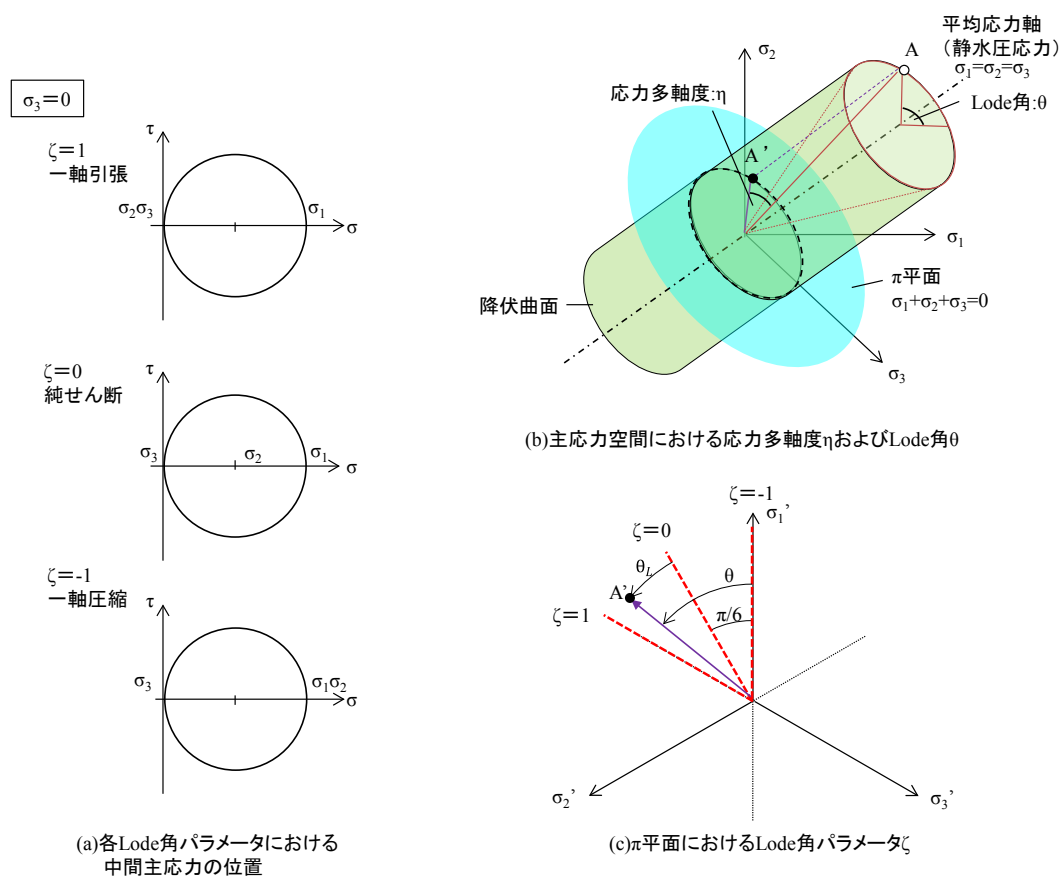


図 12 主応力と Lode 角パラメータ

応力多軸度と Lode 角パラメータを用いた延性破壊評価について, 例えば, Bai<sup>48)</sup>らは従来のボイド成長式に加え Lode 角パラメータの影響も考慮に入れた下式に示す延性破壊条件を提案している. 式中の  $\epsilon_f^{(+)}$  は引張での延性破壊条件を,  $\epsilon_f^{(0)}$  はせん断での延性破壊条件を,  $\epsilon_f^{(-)}$  は圧縮での延性破壊条件を示しており, さらに応力多軸度  $\eta$  の式にすることで応力多軸度

と Lode 角パラメータの関係式としている．下式のパラメータ  $D_1 \sim D_6$  までを調整することにより，これまで提案されてきたモデル<sup>34),41),49)-53)</sup>も表現できることを報告している．

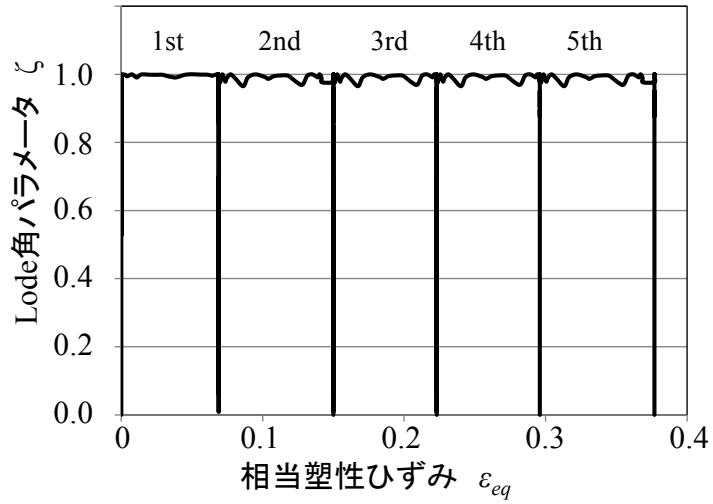
$$\begin{aligned}\hat{\varepsilon}_f(\eta, \bar{\theta}) &= \left[ \frac{1}{2}(\hat{\varepsilon}_f^{(+)} + \hat{\varepsilon}_f^{(-)}) + \hat{\varepsilon}_f^{(0)} \right] \bar{\theta}^2 + \frac{1}{2}(\hat{\varepsilon}_f^{(+)} - \hat{\varepsilon}_f^{(-)}) \bar{\theta} + \hat{\varepsilon}_f^{(0)} \\ &= \left[ \frac{1}{2}(D_1 e^{-D_2 \eta} + D_5 e^{-D_6 \eta}) - D_3 e^{-D_4 \eta} \right] \bar{\theta}^2 + \frac{1}{2}(D_1 e^{-D_2 \eta} - D_5 e^{-D_6 \eta}) \bar{\theta} \\ &\quad + D_3 e^{-D_4 \eta}\end{aligned}\tag{7}$$

ここで  $\bar{\theta}$  は Lode 角パラメータを， $\eta$  は応力多軸度を表す．

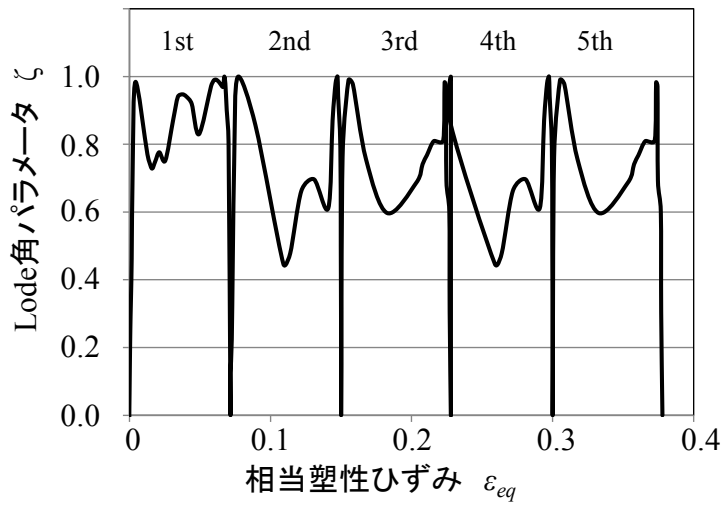
ただし，この提案式は規定された試験片での予測式であり実際の成形で評価できるか不明であった．そこで伊藤ら<sup>54)</sup>は，冷間据込み加工において上記モデルを用いた結果，応力多軸度と Lode 角パラメータを考慮することで鍛造時の延性破壊が予測できると報告している．中空試験片の引抜き加工時の Lode 角パラメータの変化を明確化すること，変形形態と破面の変化について考察を行った．

#### 4.4.2 中空試験片の引抜き加工時の Lode 角パラメータ変化

図 13 に引抜き加工における延性き裂発生位置での相当塑性ひずみと Lode 角パラメータの関係を示す．中実試験片では引抜きパス回数によらず，延性き裂発生位置では常に  $\xi=1$  であり変形形態は引張であるといえる．一方，中空試験片の場合，引抜き加工初期は  $\xi=0$  だが加工とともに  $\xi=1$  まで急激に増加し，加工の進行に伴い  $\xi=0.4 \sim 0.6$  まで減少し再び  $\xi=1$  まで増加することを繰り返している．すなわち，中実試験片の延性き裂発生進展は引張によるボイドの成長合体であるのに対し，中空試験片の延性き裂発生進展は Lode 角パラメータ  $\xi=0.4 \sim 1.0$  の間で生じていると推察され，引張およびせん断の混合モードであることが推察される．続いて，Lode 角パラメータ変化と破面形態の関係について詳細調査を行った．



(a)中実試験片における Lode 角パラメータの変化



(b)中空試験片における Lode 角パラメータの変化

図 13 引抜加工時の Lode 角パラメータの変化

#### 4.4.3 Lode 角パラメータの変化と破面形態の関係

延性破壊の起点から任意の位置の破面形態を観察し、Lode 角パラメータとの関係を調査した。延性破壊起点、延性き裂の終点およびそれらの中間位置における破面形態を図 14 に示す。図中の横断面写真は、破面観察後の試験片の横断面を観察できるように切断後、樹脂に埋込み、研磨後走査型電子顕微鏡にて観察を行った。常に $\xi=1$ である中実試験片では、等軸ディンプルのみ観察された。さらに横断面から観察される破面も引張方向に対し垂直であり、ポイドが成長合体したき裂であることがわかる。すなわち、中実試験片における延性き裂進展は引張変形によるポイドの成長および合体であるといえる。中空試験片の破壊起点である(a)では主としてせん断変形によって伸長したディンプルが観察され、横断面拡大写真より内表面より  $45^\circ$  の角度でき裂が発生進展していることからせん断変形による延性破壊と考えられる。ごく微小なき裂がせん断変形のみで発生し、その後は Lode 角パラメータが引張優位になり等軸ディンプルが観察される。き裂進展過程である(b)から(c)の視野では、等軸ディンプルが観察されるものの、中実試験片に比べ粗大かつ引き裂かれた形状のディンプルであることが明らかとなった。Lode 角パラメータが  $0.4 \leq \xi < 1.0$  の領域では、引張変形によるポイド成長および合体が起きているが、 $\xi=1.0$  での等軸ディンプル生成とは異なると考えられる。中空試験片の引抜き加工における延性破壊は、応力多軸度だけでなく Lode 角パラメータの影響を受けることが明らかとなった。

以上の検討結果より、本検討における中空試験片の引抜き加工時の延性破壊素過程は図 15 に示すモデルで表現できると考えられる。延性き裂発生初期は、せん断変形 (Lode 角パラメータが 0) により延性き裂が発生し、延性き裂進展過程では Lode 角パラメータが  $0.4 \leq \xi < 1.0$  の領域で引張変形とせん断変形によりポイドが成長・合体する。 $0.4 \leq \xi < 1.0$  の領域の内、Lode 角パラメータが小さい領域では、ポイドの成長はせん断変形が優位であると考えられ、図 14 で観察されたようにポイドが等軸方向に成長するだけでなく引張方向にある角度を為して成長する。一方で、Lode 角パラメータ $\xi$ が 1.0 以上の領域では主に引張変形でポイドが成長合体する。そして、ポイドがせん断変形で成長したのち等軸に成長し粗大なディンプルとなったと考えられる。本研究における中空試験片の引抜き加工を用いた調査では、 $0 < \xi < 0.4$  の領域での延性破面は不明である。Li ら<sup>55)</sup>は板状の試験片を用いて  $0 < \xi < 0.4$  の領域における延性破面形態は等軸に成長したポイドと異なり引き裂かれた破面形態であると述べていることから、 $0 < \xi < 0.4$  の領域においても等軸ディンプルや伸長ディンプルとは異なる形態のディンプルであることが考えられる。中空試験片の引抜き加工を用いた調査では、延性破壊の素過程と Lode 角パラメータの関連を説明するにはまだ不十分といえるこ



とから、中空形状の引張試験片等を用いた評価を行い、変形形態と延性破壊の関係について詳細な調査を進めていく予定である。

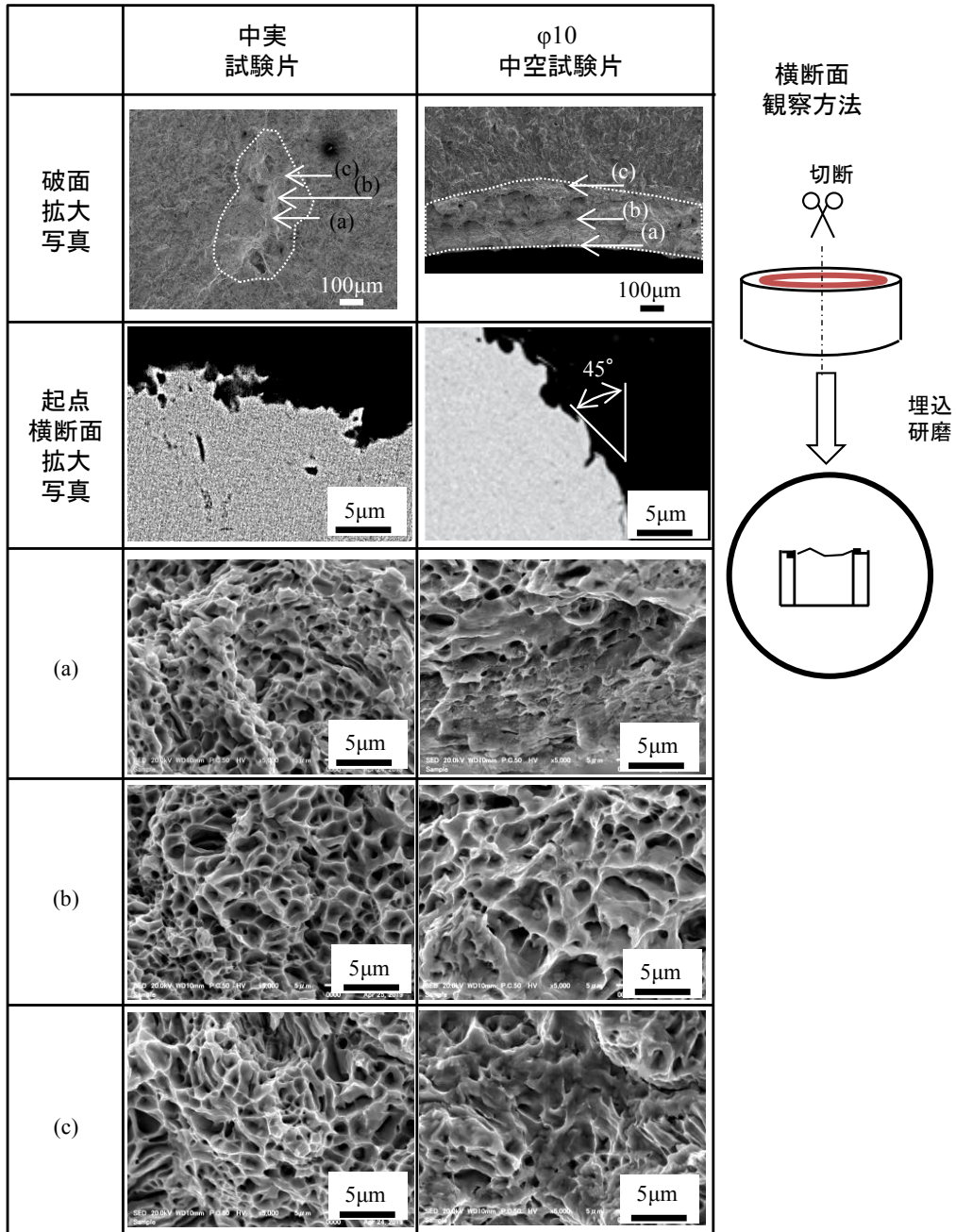


図 14 破面詳細観察結果

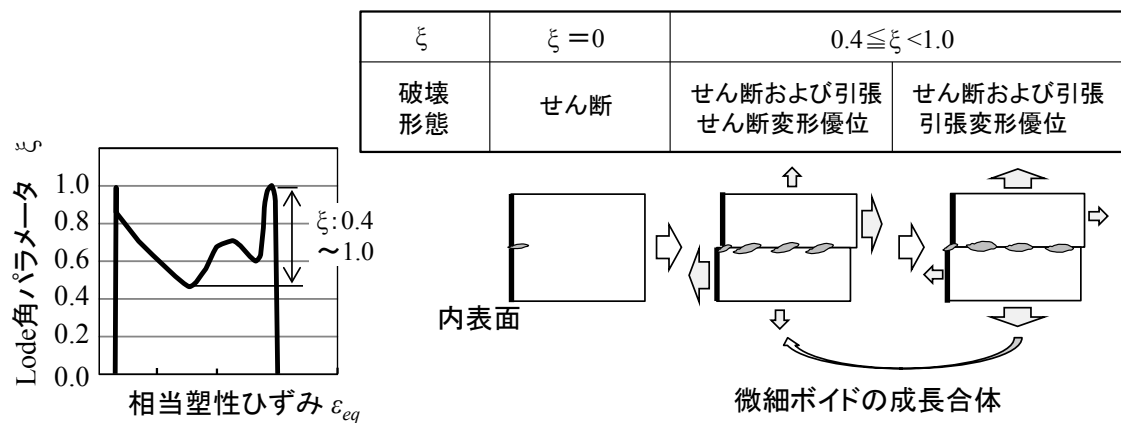


図 15 中空引抜き時の延性き裂進展メカニズム

#### 4.5 小 括

第 4 章では、中空試験片の引抜き加工時の割れ発生位置および延性破壊条件を明確化し、応力多軸度型延性破壊条件の適用可否を検討した。

- (1) 中空試験片の延性き裂発生位置は、内表面から発生することを確認した。中実試験片の延性破壊条件では、 $200\mu\text{m}$  延性き裂発生限界ひずみを過大に見積もることが判明した。
- (2) 中空試験片の引抜き加工における延性き裂破面形態は、延性き裂発生起点では伸長デンプルが、き裂進展領域では等軸デンプルが観察された。
- (3) 中空試験片の引抜き時の延性破壊メカニズムは、Lode 角パラメータが  $0.4 < \xi < 1.0$  の領域においては、ボイドのせん断変形と典型的なボイドの成長合体が混合した延性き裂進展であることが推察される。
- (4) 中空材の引抜き加工時の延性破壊評価は、引抜き加工時の Lode 角パラメータ変化に対応した応力多軸度型延性破壊条件を取得することが可能となれば、高精度の予測が可能となる。

## 第5章 切りくず生成時の延性破壊条件の基礎検討

### 5.1 緒言

第2章では、冷間据込み時の表面割れの延性破壊条件を明確化した。「せん断型」と「主応力型」の延性破壊条件が存在することが示唆される結果となった。第3章では、延性破壊条件に及ぼす累積ひずみの影響および主応力型の延性破壊条件を明確化した。第4章では、中空試験片と中実試験片の引抜き加工において変形モードが異なることによって延性破壊条件が異なることを明らかにした。さらに第2章から第4章では、塑性加工における応力多軸度型延性破壊条件を用いた破壊評価の工業的な有用性を示した。

岩田らは切削加工時（例えば図1<sup>56)</sup>）の切りくず発生に伴うき裂の役割をSEM内切削によって検討しており<sup>57),58)</sup>、塑性ひずみの集中を伴うせん断破壊と結論付けている。このせん断破壊は伸長したディンプルを呈しており、せん断型の延性破壊と推測することができる。同様に、橋村らも切削創成面観察の結果、切削面にV字のディンプルが見られていることから被削材と切りくずの分断は延性破壊であることを報告している<sup>59)</sup>。これまで図2<sup>57)</sup>や図3<sup>59),61)</sup>に示すように切りくず分離現象について研究がなされてきた。しかしながら、切りくず分離に伴うき裂と応力状態の関係についてはほとんど検討されておらず、切削加工時の切りくず分断に応力多軸度型延性破壊条件が適用できるか不明である。

切削加工とは、切削工具を用いて被削材から切りくずを分離する除去加工である。切削において、被削材が軟質であれば切りくずが生じ工具寿命を長くすることが一般的に知られている。切削加工は鋼材だけでなく切削方法、切削条件および工具によって大きく影響を受けるため統一的な評価は難しかった。切りくず分離現象は被削性を評価する上で重要な一現象であり、延性破壊条件を用いて被削性を定量的に評価することができれば、切削メカニズム解明の一助となるといえる。

第5章では、応力多軸度型延性破壊条件の工業的な活用の応用として、切りくず生成時の延性破壊条件の基礎検討を行った。詳しくは、切りくず生成における応力状態を明確化するために冷間鍛造用に用いられるS55C球状化焼鈍材を、高速工具抜き取り試験<sup>62)</sup>(Quick Stop Test : 以後QSTと記す)を行って切りくず分断部周辺を詳細に観察し延性破壊であることを確認するとともに、有限要素法による変形挙動のシミュレーションを行い、切りくずの延性破壊機構を検討した。

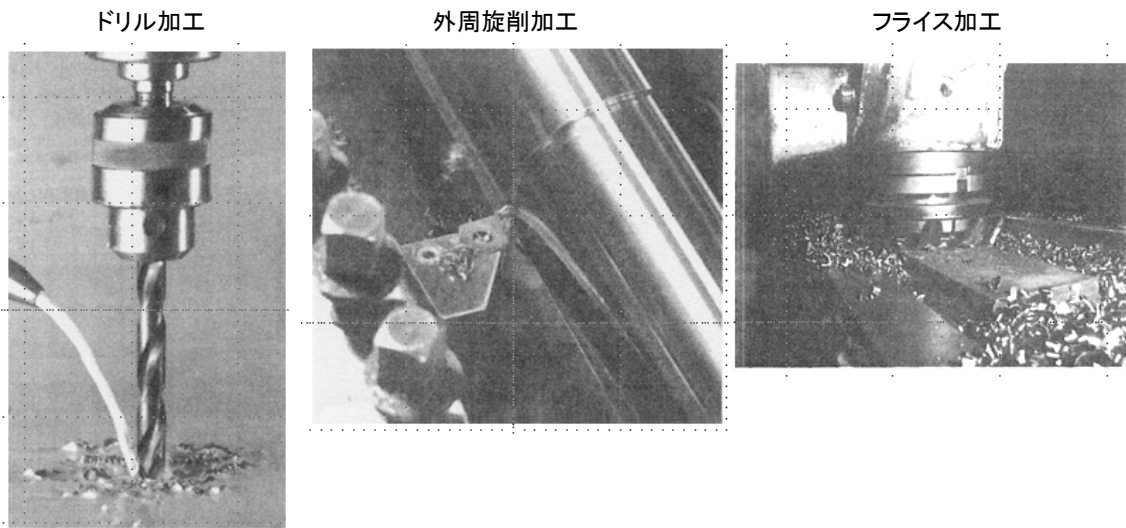


図1 切削加工の分類<sup>56)</sup>

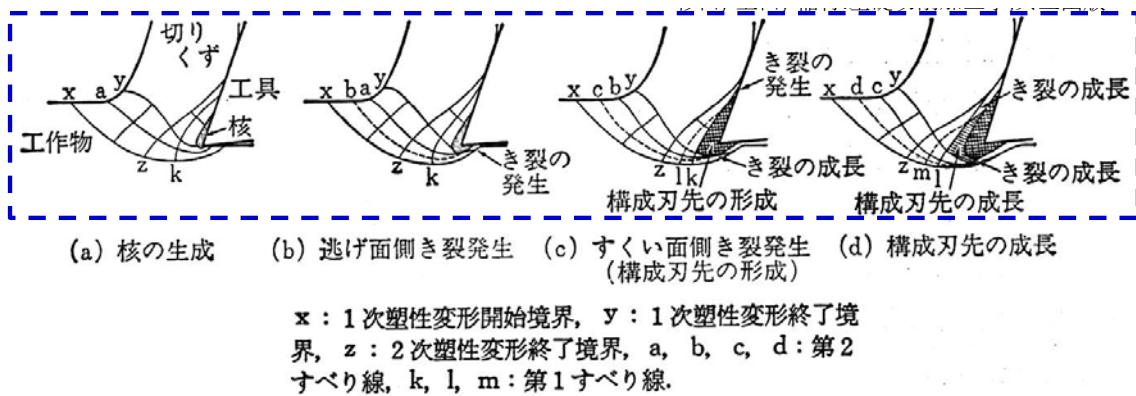
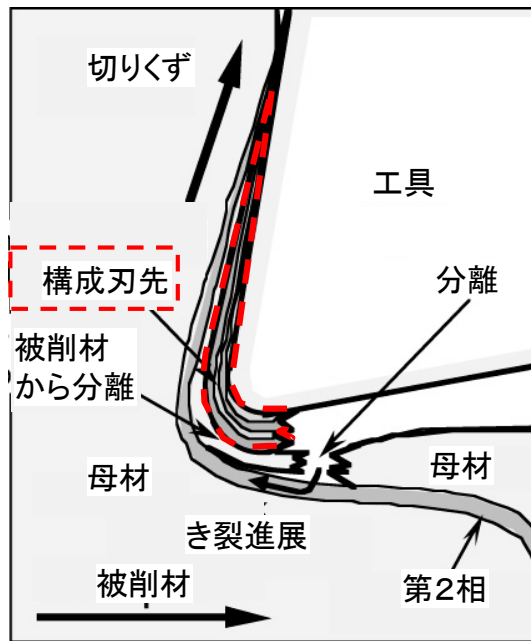
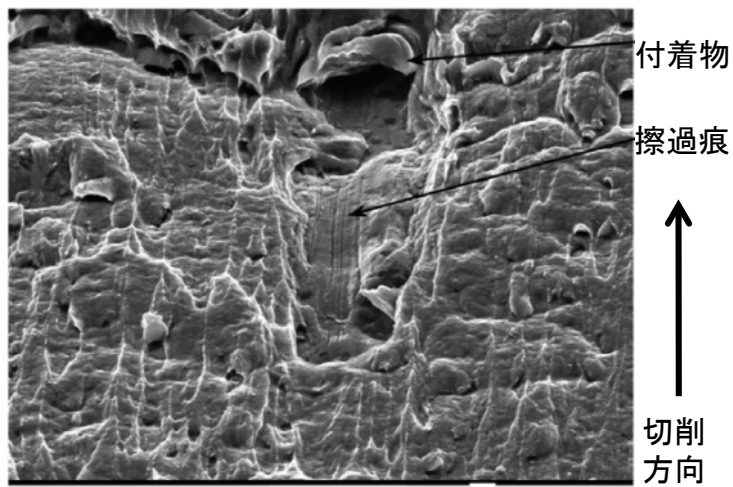


図2 切削時のき裂生成・成長機構を示す模式図<sup>57)</sup>



(a) 片山らによるモデルの提案<sup>61)</sup>



(b) 橋村らによる切削面観察結果<sup>59)</sup>

図3 切りくず生成モデルと切削創生面結果

## 5.2 高速工具抜き取り試験による切りくず観察

### 5.2.1 供試鋼

供試鋼は、冷間鍛造用途に使用される代表的な鋼である中炭素鋼 S55C を用いた。供試鋼の化学成分を表 1 に示す。供試鋼は、実炉溶製材の切断ビレットから熱間圧延により直径 55mm の棒鋼を作成し、図 4 に示す 1013K×36.0ks の均熱後徐冷する球状化焼鈍処理を施した。熱処理した供試鋼のビッカース硬さ測定とマイクロ組織観察を実施した。ビッカース硬さ測定は、熱処理材の横断面を樹脂埋め込みした後、機械研磨バフ研磨を施した後、荷重 4.9N にて横断面内を 9 点（表層部 4 点、R/2 部 4 点、中心部 1 点）測定し、その平均値を材料の硬さとした。マイクロ組織観察は、球状化焼鈍材の表層部から深さ方向 13.75mm の位置（以下、D/2）で、棒鋼長手方向に平行な切断面を鏡面研磨後、ナイトル腐食(硝酸:エタノール=3:97)して、光学顕微鏡、走査電子顕微鏡 (SEM) にて行った。図 5 に供試鋼のマイクロ組織とビッカース硬さを示す。マイクロ組織はフェライト、パーライトおよび球状セメンタイトの混合組織であった。

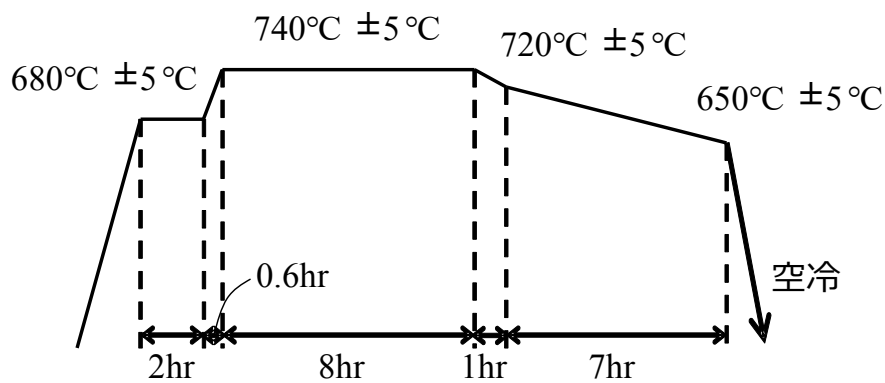


図 4 球状化焼鈍条件

表 1 供試鋼の化学成分(mass%)

Steel	C	Si	Mn	P	S	Cr
S55C	0.55	0.31	0.76	0.014	0.005	0.17

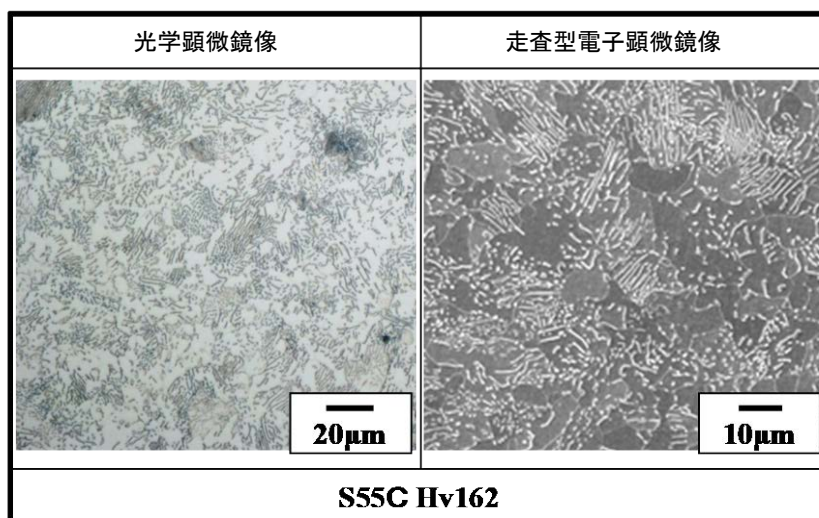


図5 ミクロ組織と硬さ測定結果

### 5.2.2 切削および切りくず観察方法

本研究では高速工具抜き取り試験(以降, QST と称す)により供試鋼の切りくず延性破壊挙動について検討した. 図6に試験片形状および図7にQSTの概要を示す. 図7に示すようにQST装置を用い, プランジ切削中にピンで支えられた工具を切削速度以上に加速されたハンマーでピンを折りながら叩き落とすことで切りくず切削途中の状況を残したまま工具を抜き取ることができる. この結果, 切りくず分離途中の切りくずを残したままの被削材を得ることができる. このQSTにおける切削条件は, 切削速度 5m/min, 送り 0.05mm/rev, 水溶性潤滑油による湿式および切削幅 4mm のプランジ切削であり, 工具にはすくい角 20°, 逃げ角 5°のSKH57 高速度鋼工具を用いた. 得られた切りくず分離部における延性き裂状況をSEM観察にて評価し, そののち, 切りくず分離部を断面研磨し, 走査電子顕微鏡(SEM)により観察した. なお, 本研究において切削速度は, 一般的な切削速度 80~150 m/min に対し 5m/min と十分に遅いため, 切削による発熱は潤滑により冷却されるものとして影響を無視した.

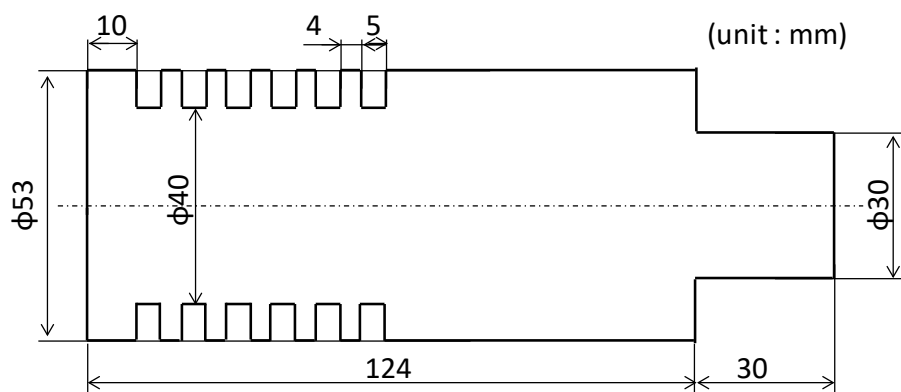


図 6 QST 試験片形状

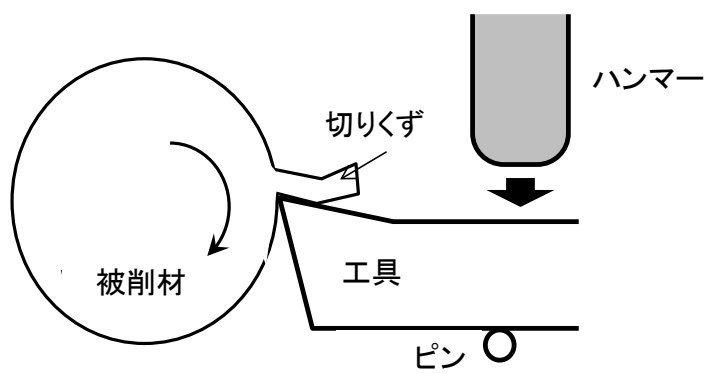


図 7 QST 試験方法模式図



### 5.2.3 被削材直接観察結果

図8に切りくず分離部の観察結果を示す。低倍の観察において、工具に押しつぶされた切削面とき裂が点在した切削面が認められる。さらに高倍で観察するとV字のパターンを呈しており、せん断ディンプルと言える。

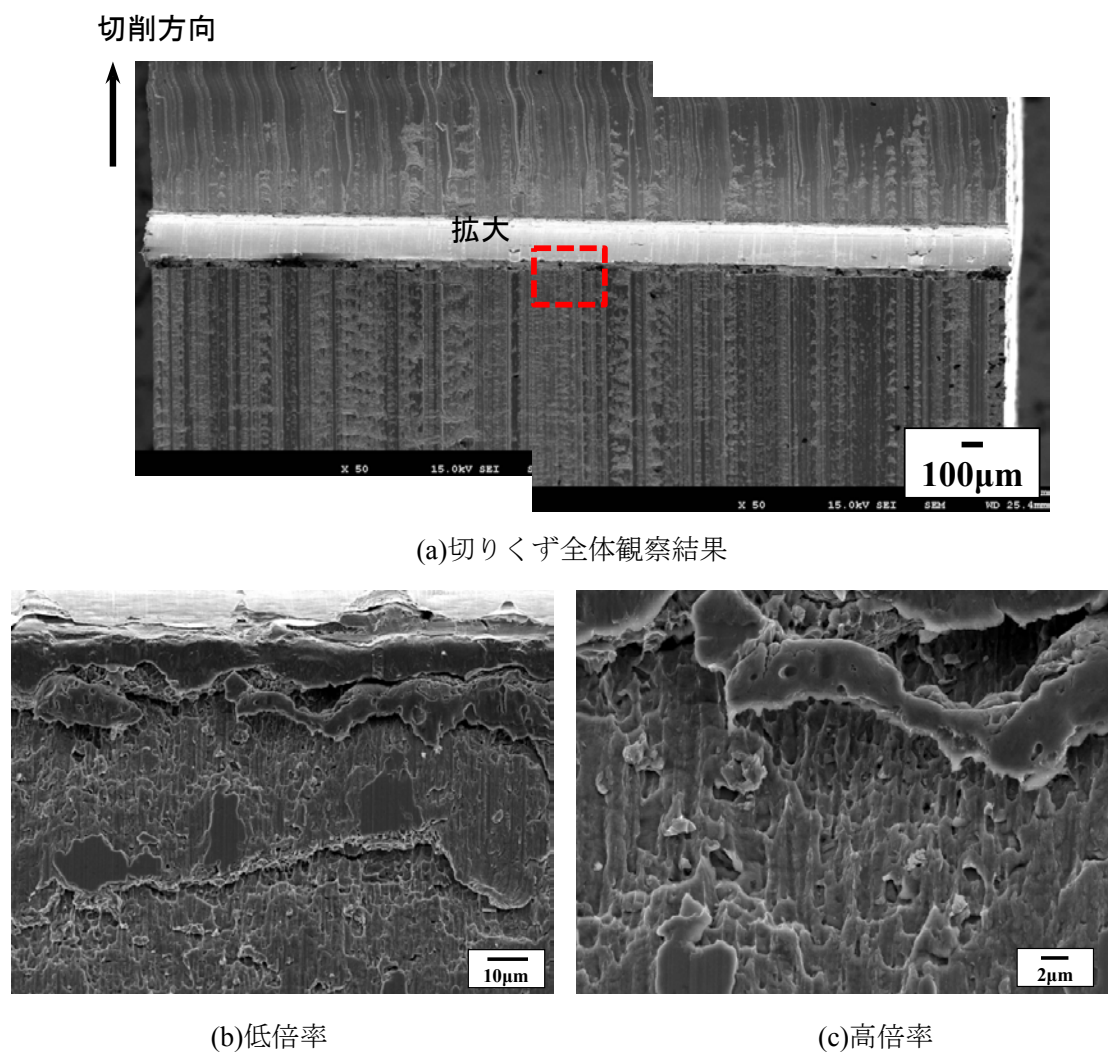


図8 切削創成面（被削材表面）SEM 観察結果

#### 5.2.4 断面観察によるき裂観察

図9にQSTで採取された切りくず付き被削材の断面観察結果を示す。被削材に切りくずが繋がったままであり、QSTにより切りくずは残留できていると言える。さらに図10(b)に切りくずと被削材分離部を高倍率で観察した結果を示す。切りくず分離部には約 $10\mu\text{m}$ のき裂が観察され、このき裂が進展することにより、切りくずと被削材が分離すると考えられる。き裂が発生・進展しやすいことは切りくずを分離するための力が少なく、さらに工具への負荷（反力）が小さく工具寿命が高寿命になることが考えられる。さらに切削面直下には、フェライト( $\alpha$ )/セメントライト( $\theta$ )界面、硫化物(MnS)/フェライト界面を起点としてボイドが生成していた。断面SEM像で観察されたき裂は、図3(a)で示されるき裂と同一であり、本評価における切りくずと被削材の分離はせん断型の延性破壊と考えられる。図10(c)には一次せん断域におけるボイド発生状況を示す。一次せん断域には、無数のボイドが観察されることから切りくず分断も延性破壊で表現できることが推定される。

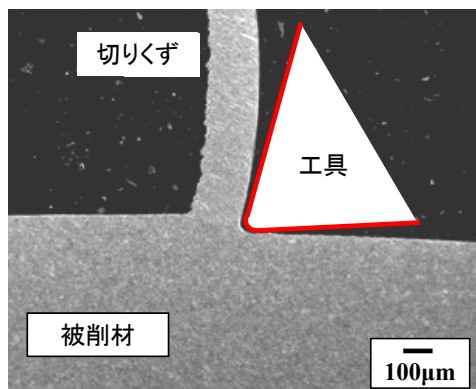
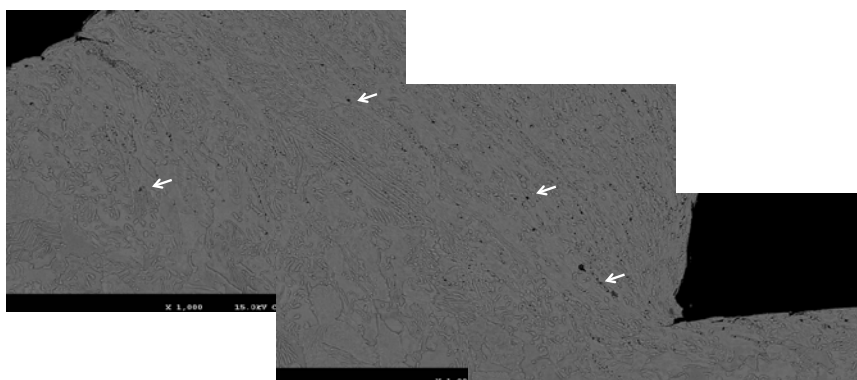
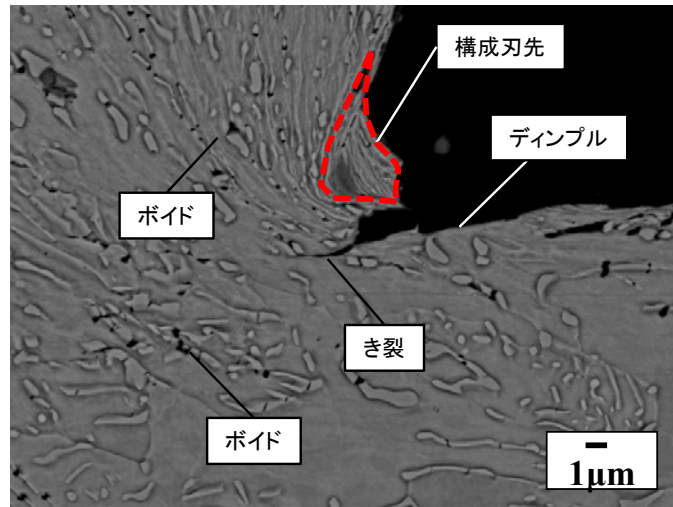


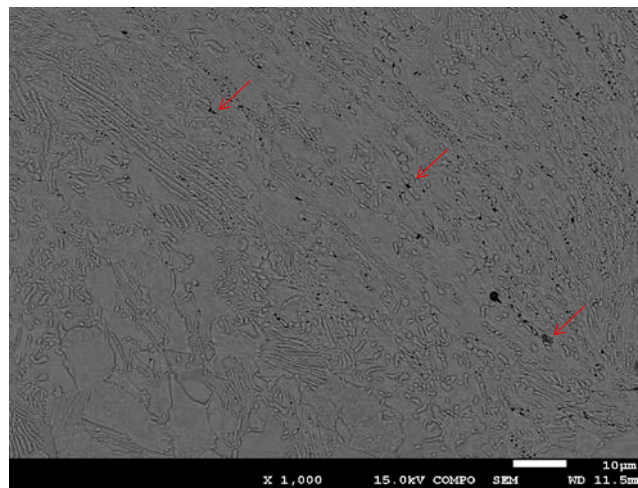
図9 QST試験片断面観察結果



(a)QST試験片断面観察結果（切りくず全体）



(b)QST 試験片断面観察結果 (切りくずと被削材分離部)



(c)QST 試験片断面観察結果 (一次せん断域)

図 10 QST 試験片断面観察結果

### 5.3 切りくず生成部の FEM 解析

#### 5.3.1 切りくず生成部における応力・ひずみ評価

QST 試験時の切りくず分離部における応力・ひずみ解析は、汎用有限要素法解析コード DEFORM を用いて検討した。材料構成式としては、供試鋼の引張試験で得られる最大荷重までの応力、ひずみデータを用い、下式(1)に示す Swift の式に最小二乗近似法を行い、最大荷重以降の応力、ひずみ関係を高ひずみ域まで外挿した。FEM 解析に使用した真応力-真ひずみ曲線を図 11 に示す。

$$\sigma = \sigma_y (1 + \varepsilon/A) \quad (1)$$

ここで、 $\sigma_y$  は降伏応力、A および n は定数である。

図 12 に解析モデルの概要を示す。本解析は、橋村らの解析手法と同様に解析モデルを構築した。二次元平面ひずみ要素を用い、紙面奥行き方向の変形を拘束したモデルとした<sup>51)</sup>。工具周辺形状では、工具先端形状を実工具と同様の円弧とした。被削材は剛塑性体、工具を剛体とし、工具を強制的に切削方向に動かした場合の被削材の変形および応力を算出した。また、図 13 に工具刃先付近の位置と摩擦条件を示す。工具表面と被削材界面は凝着を想定し、すくい面上の点 A と点 B の間はすべりを生じない固着領域とし、その他の工具と被削材の界面（点 B と点 C の間）は摩擦係数 0.1 とした。なお本計算では切削での変形における温度上昇とそれに伴う材質変化は考慮しなかった。

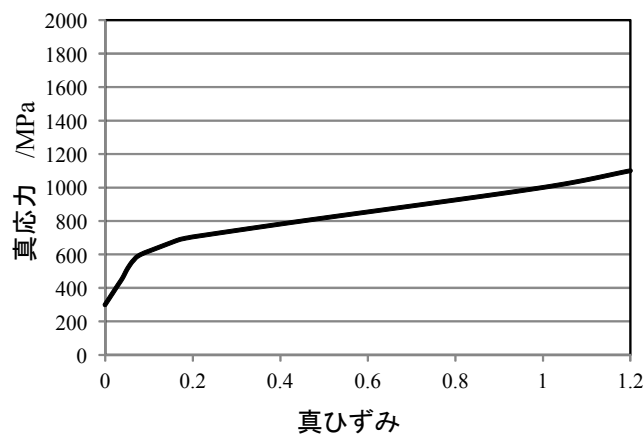


図 11 真応力-真ひずみ曲線

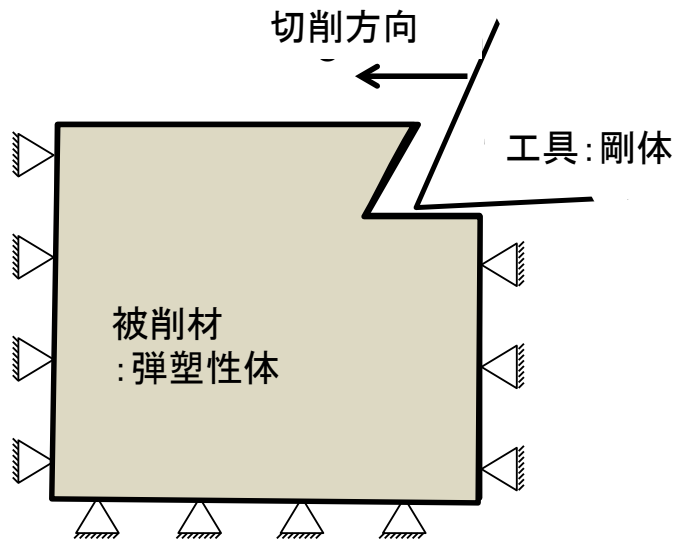


図 12 FEM 解析モデル

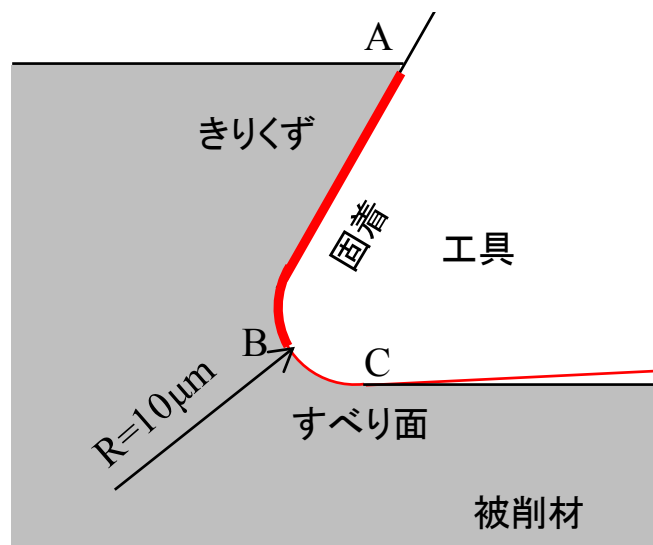


図 13 境界条件

### 5.3.2 延性破壊位置での応力・ひずみ解析

図 14 に有限要素解析により算出された相当塑性ひずみ分布および平均応力分布を示す。き裂が観察された位置でのひずみは、相当塑性ひずみで 2.0 以上を呈しており、被削面は非常に高いひずみ状態であると言える。工具下部の平均応力は正の平均応力を示している。すなわち応力多軸度に変換すると負の応力多軸度（せん断域）の領域であることが考えられる。

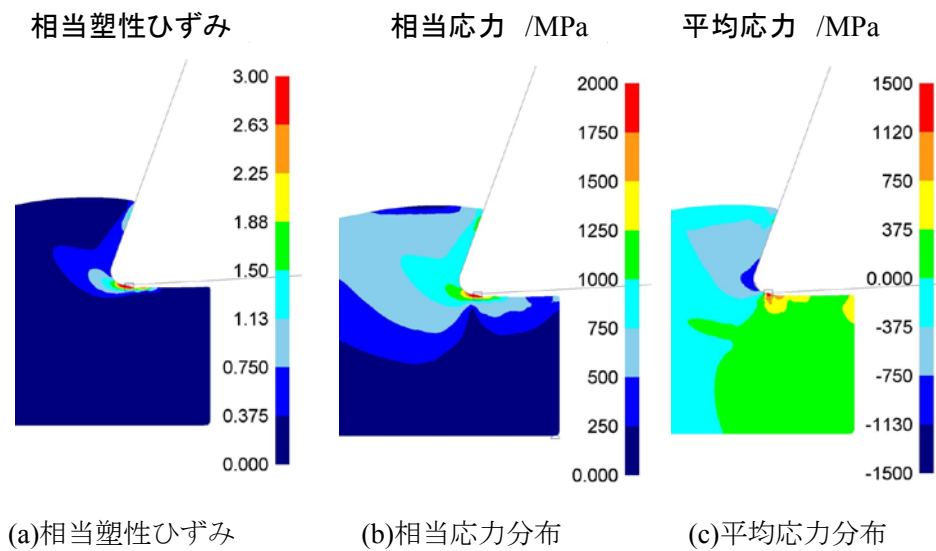


図 14 相当塑性ひずみ分布，相当応力分布および平均応力分布

## 5.4 応力多軸度型延性破壊条件による切りくず発生定量評価

### 5.4.1 工具下部の延性破壊条件

図 10 においてき裂が観察された位置での応力多軸度および相当塑性ひずみを FEM 解析結果より算出した。図 15 に応力多軸度および相当塑性ひずみ履歴を示す。解析開始初期はき裂発生位置では引張側の応力を示しているが、徐々に応力多軸度が 0 になっている。工具下部は圧縮方向の応力が負荷されている。この低応力多軸度域での延性破壊は、十分に議論されているとはいいがたく、応力多軸度が 0.00 以上 0.60 未満の領域では、応力多軸度の影響を受けず相当塑性ひずみのみで一義的に決定されるといわれており、延性破壊が生じない領域と言われてきた<sup>37)</sup>。一方、山下らはこの課題に対し、変形モードの違いを明確にすることによって低応力多軸度域と高応力多軸度域で延性破壊限界が存在すると述べている<sup>39)</sup>。この結果から、負の応力多軸度域で延性き裂が発生することは妥当であるといえる。山下らの手法に準じて、延性破壊限界を採取し本解析結果と照らし合わせることによって延性き裂の発生しやすさを定量評価できると考えられる。

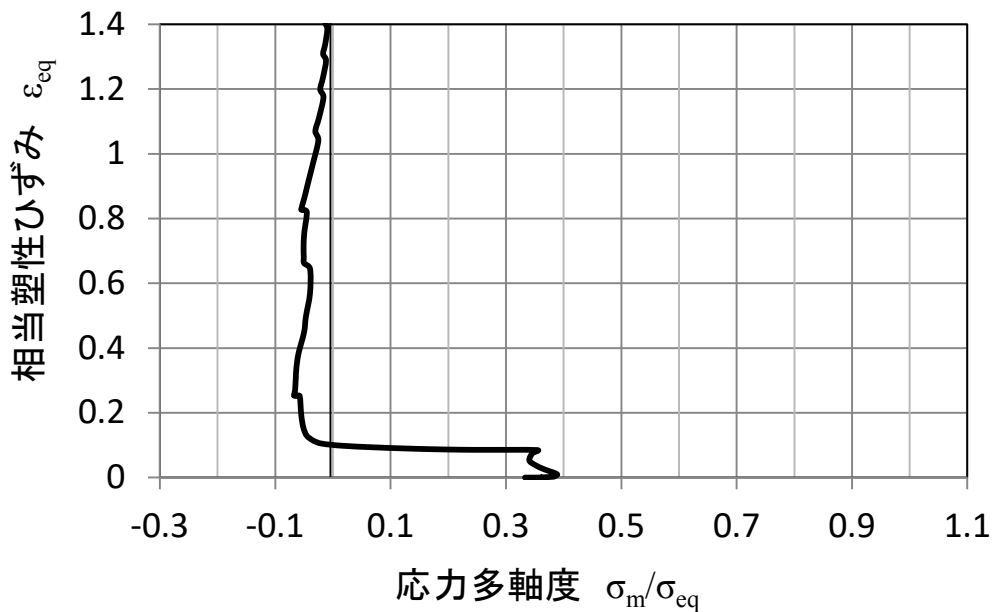


図 15 工具下部での応力多軸度-相当塑性ひずみの履歴

#### 5.4.2 応力多軸度型延性破壊条件による切りくず発生定量評価可否検討

図15に本試験と同一鋼種である山下らの採取した延性破壊限界<sup>39)</sup>をプロットした。プロットしたグラフを図16に示す。図16に示すように、切削時の延性き裂はせん断型の延性破壊条件で定量評価できる。しかし、山下らの延性破壊限界はき裂長さが200 $\mu\text{m}$ となった際の破壊条件であり、本試験でのき裂長さとは大きな差異が存在する。現状の試験方法（ねじり試験）では、精度よくき裂長さまで評価することは困難であるが、「切りくずを分離しやすい $\Rightarrow$ 被削性に優れる」であれば、山下らの手法に準じた純ねじり試験により簡便かつ定性的に評価可能であると考えられる。

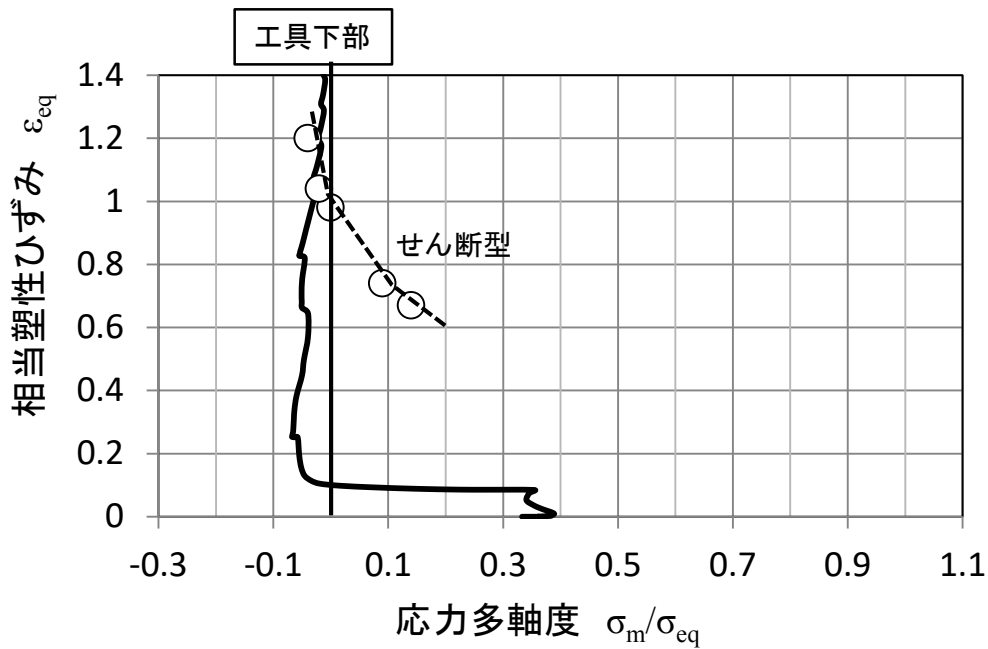


図16 延性破壊条件



## 5.5 応力多軸度型延性破壊条件による切りくず分断定量評価

### 5.5.1 一次せん断域の延性破壊条件

図 17 に示すように切りくずと被削材の境界に一次せん断域が存在する。この一次せん断域を通過した切りくずは、図 18 に示す様々な要因で破断する。切りくずが図 18 に示す要因で破断しないとワークを傷つけ、または装置に絡まり自動運転停止の要因となる。適度な長さで破断することが、被削性が良い（切りくず処理性に優れる）といえる。切りくずを破断させるためには、①勢いよく切りくずをぶつける、②無理やり切りくずをカールさせる、③容易に破断できるように一次せん断域にき裂をあらかじめ生じさせる といった手法が考えられる。③はき裂に起点となる Mn 硫化物を多く分散させる、Pb といった低融点金属を分散させ切りくず処理性を向上させている。しかしながら、Mn 硫化物や低融点金属による切りくず処理性は、定量的にどのような破壊形態で切りくずが分断されるか検討されていなかった。本項では、一次せん断域で生じるボイドは延性破壊あることを調査し、延性破壊条件の適用可否を検討した。

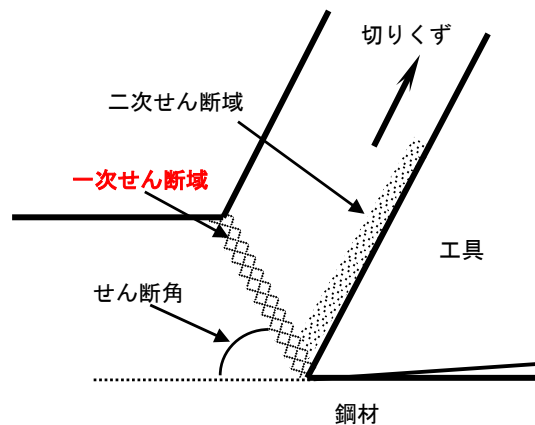


図 17 一次せん断域模式図

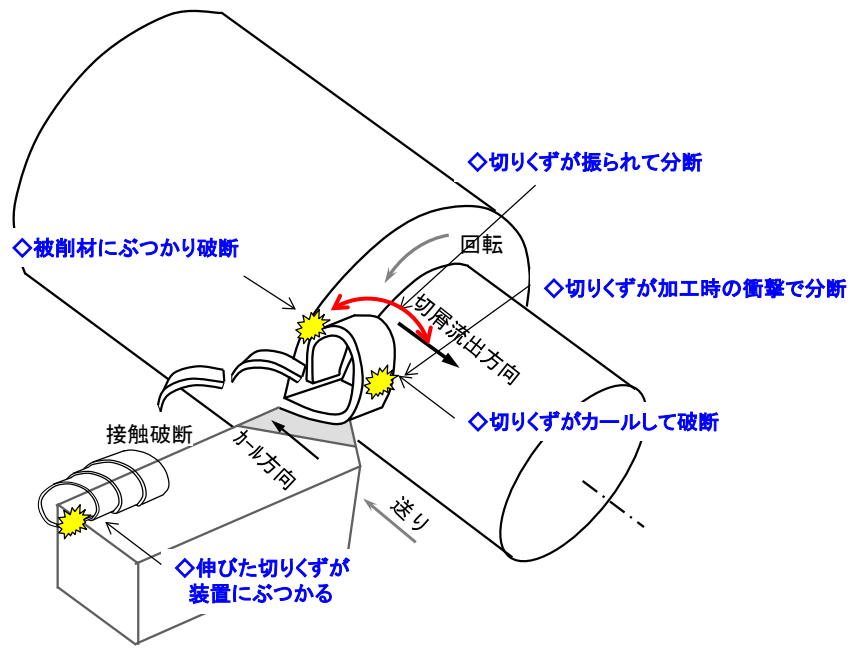


図 18 旋削加工における切りくず破断要因

### 5.5.2 一次せん断域き裂観察結果

一次せん断域に延性破壊が生じていることを調査するために高速工具抜き取り試験によって得られた切りくずを、液体窒素下で十分冷却し、強制破断させた。強制破断部の破面を走査型電子顕微鏡で観察した。観察した結果を図 19 に示す。切りくずの工具側に延性破面が生じていることを確認した。切りくずの一次せん断域でも延性き裂が生じることを示している。この延性き裂は等軸ディンプルであり、主応力型の延性き裂であることが推定される。図 20 に延性き裂が発生した位置での応力多軸度および相当塑性ひずみの履歴を占めす。図 20 より延性き裂発生位置での応力ひずみ履歴は、解析開始初期から応力多軸度が正の値を示している。図 21 に主応力型とせん断型の延性破壊条件を重ねた結果を示す。図 21 より一次せん断域の延性き裂は主応力型の延性破壊条件で整理できると考えられる。

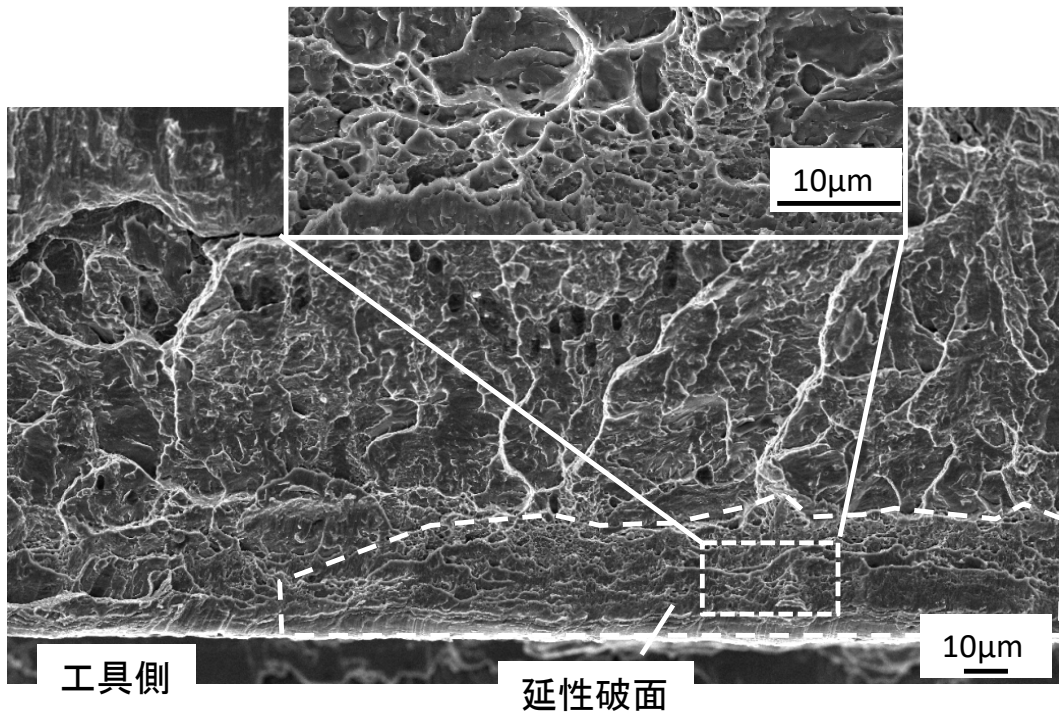


図 19 切りくず強制破断破面観察結果

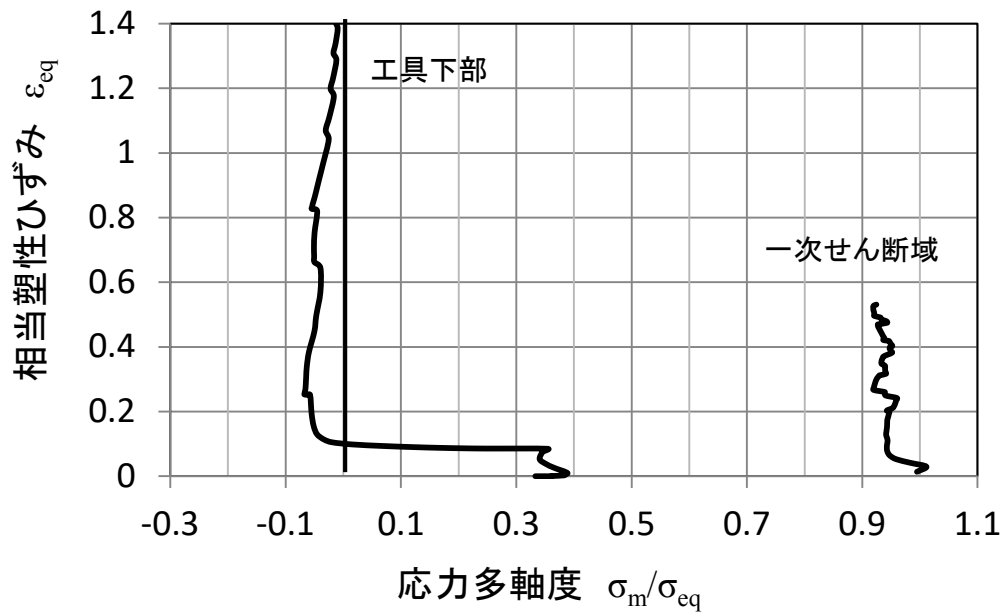


図 20 一次せん断域での応力多軸度-相当塑性ひずみの履歴

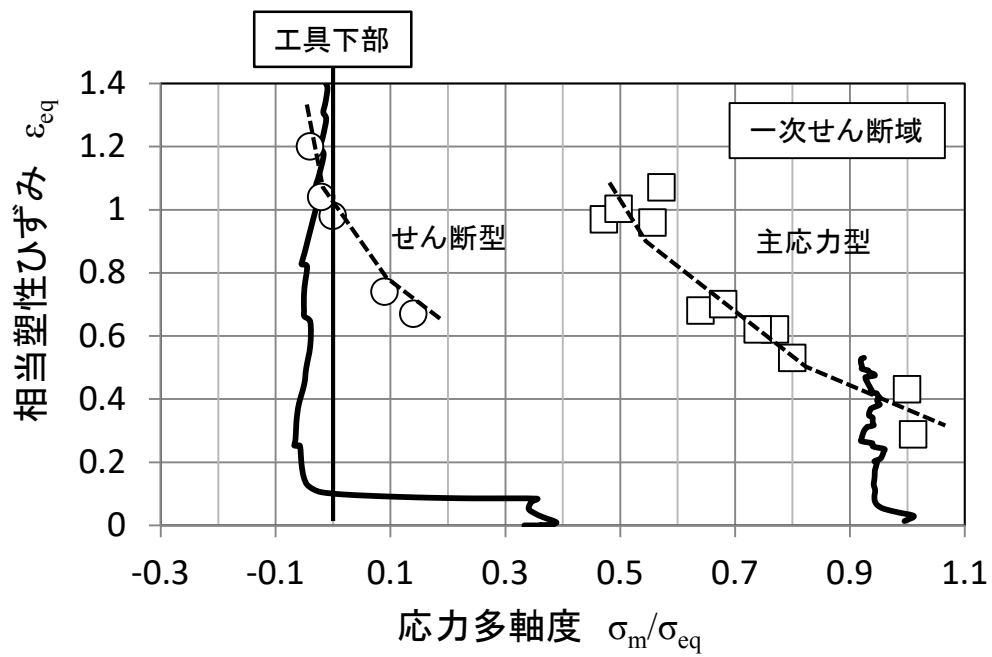


図 21 延性破壊条件

以上の結果から、切りくず分離および切りくず破断現象は延性破壊であることが、高速工具抜き取り試験によって明らかとなった。前項でも述べたように延性破壊限界はき裂長さが  $200\mu\text{m}$  となった際の破壊条件であり、本試験でのき裂長さとは大きな差異が存在する。現状の試験方法（ねじり試験や環状切欠き試験）では、精度よくき裂長さまで評価することは困難であるが、「切りくずを分離しやすいまたは切りくずが破断しやすい⇨被削性に優れる」であれば、延性破壊条件を用いることで簡便かつ定性的に評価可能であると考えられる。

## 5.6 小 括

第5章では応力多軸度型延性破壊条件の工業的な応用を目指し、切削加工時の切りくず分離に着目し、延性破壊条件の適用可否検討を実施し、以下の結果が得られた。

- (1) 急速工具抜き取り試験(QST)により、切りくず分離挙動を調査した結果、切りくず分離および切りくず一次せん断域でボイドが生じており、切りくず発生および分離は延性破壊であることを明らかとした。
- (2) 切削時の応力ひずみ解析およびき裂調査の結果、切りくず分離はせん断型の延性破壊であり、一次せん断域のき裂は主応力型の延性破壊であることが判明した。
- (3) 切りくず分離および一次せん断域のき裂発生は延性破壊条件で整理できることを明らかにした。すなわち、「切りくずを分離しやすいまたは切りくずが破断しやすい⇨被削性に優れる」であれば、延性破壊条件を用いることで簡便かつ定性的に評価可能であると考えられる。

## 第6章 総括

### 6.1 はじめに

機械構造用鋼の冷間成形における応力多軸度型延性破壊条件および割れ発生予測技術を確立することで、自動車用部品の製造コスト低減と高強度化の両立が期待できる。

本研究は応力多軸度型延性破壊条件に着目し、引張試験、冷間据込み試験や引抜き試験といったラボ実験および数値解析を実施し、冷間据込み加工や引抜き加工への応力多軸度型延性破壊条件の有効性を検討した。結果、冷間据込み加工における表面割れや引抜き加工におけるシェブロンクラックを、応力多軸度と相当塑性ひずみの関係を用いて予測できることを明らかにし、応力多軸度型延性破壊条件の有効性を示した。得られた成果を展開するために、中空成形時の割れ評価および切削加工時の切りくず生成について検討を行い、応力多軸度型延性破壊条件の活用に向けた課題を明確化した。以下に得られた主な結論と成果の応用について総括する。

## 6.2 冷間据込み加工時の延性き裂発生条件に関する基礎検討とその成果の応用

- (1) 第2章において、冷間据込み加工時の延性き裂発生条件（き裂長さ 50  $\mu\text{m}$ ）および割れ発生条件（き裂長さ 200  $\mu\text{m}$ ）は、相当塑性ひずみおよび応力多軸度で決定でき、応力多軸度の増加と共に、小さな相当塑性ひずみでも延性き裂が生じることが明らかとなった。従来の応力多軸度型延性破壊条件に関する研究は、応力多軸度が 1.0 を超えるような高応力多軸度状態で検討されてきた。本研究では、応力多軸度が 0.4 から 1.0 以下の低応力多軸度状態でも高応力多軸度状態と同様に延性き裂発生過程であるボイドの生成および成長に対して応力多軸度が影響すると考えられる。
- (2) 引張-ねじり複合試験を用いて延性破壊条件を検討した結果、せん断変形に伴う延性き裂発生条件が、引張変形に伴うき裂発生条件と異なること、引張変形およびせん断変形ともにき裂発生条件が応力多軸度と相当塑性ひずみで整理できることが明らかとなった。冷間据込み加工時の試験片表面には、主にせん断変形が作用していることを考えると低応力多軸度では、変形モードがせん断となり、このせん断変形によって、延性き裂発生に対する応力多軸度の影響が高応力多軸度状態と異なると考えられる。
- (3) 圧縮加工、引張加工の加工形態によらず、延性き裂発生条件が相当塑性ひずみ、応力多軸度で整理できることから、加工時の応力とひずみの履歴によらず延性破壊条件を曲線で表現できることが明らかとなった。また、様々な加工経路（応力・ひずみ履歴）に対して延性破壊条件を採取しており、延性破壊条件の応力多軸度の範囲であれば延性破壊を定量的に予測することができる。
- (4) せん断変形による延性破壊条件や引張変形による延性破壊条件だけでなく第2章での評価で得られた引張変形とせん断変形が混合した延性破壊条件が存在することが判明した。変形形態が異なる場合、限界ひずみを過大に見積もってしまうことが考えられる。
- (5) 冷間据込み試験を用いて延性破壊条件を決定する際、割れ発生位置の特定およびき裂長さ測定に複数の工程が必要となり手間と時間を要する。加工形態によらず延性破壊条件を応力多軸度および相当塑性ひずみで決定できることから、より簡便な引張試験による延性破壊条件採取が可能となった。
- (6) 鋼材や熱処理ごとに延性破壊条件を得ることができ、加工方法に応じた成分設計や熱処理条件の選定が可能となり、冷間据込み加工時の割れを抑制する鋼材/プロセス開発の指針となった。例えば、本評価手法を用いることで図1に示すように実部品成形での表面割れを抑制するために、①鋼材成分や熱処理条件最適化、②加工方法や金型形状最適化を提案することができる。



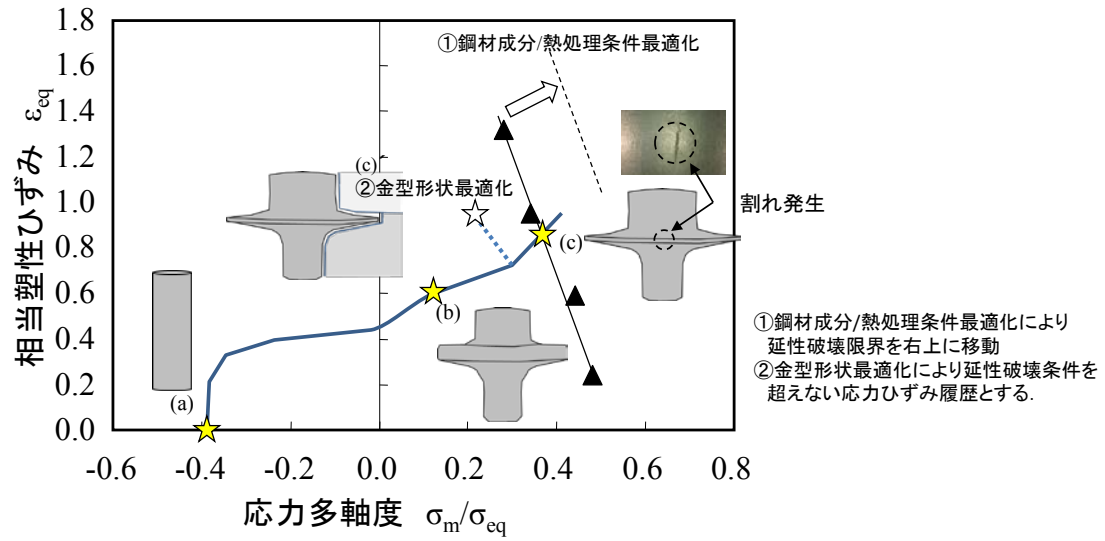


図1 応力多軸度型延性破壊条件を用いた鋼材工法最適化（表面割れ）

### 6.3 多段引抜き加工時のシェブロンクラック発生予測とその成果の応用

(1) 第3章では、引張変形による延性破壊条件および累積ひずみの影響を明確化することを目的とし予ひずみ材の延性破壊条件採取に取り組んだ。さらに応力多軸度型延性破壊条件の汎用性を確認するため、多段引抜き加工時のシェブロンクラック予測を試みた。結果、累積ひずみ付与にかかわらず、延性破壊限界の曲線は鋼材によって決定され、多段引抜き加工におけるシェブロンクラック発生パスと予測パス数が一致することを確認し、本予測手法の妥当性を示した。また、冷間押し出し加工に関しても、応力多軸度型延性破壊条件で割れ発生を予測することができる<sup>63)</sup>。

(2) 減面率を変えることで応力多軸度と相当塑性ひずみの履歴を変えることができることから、応力多軸度と相当塑性ひずみの履歴が延性破壊条件を超えない加工条件を検討することができる。たとえば、図2に示すように①延性破壊条件を超える前に中間焼鈍追加する、②減面率を種々に変更して延性破壊条件を回避するといった提案が可能となる。

(3) 変形形態が同一であるケースでは評価可能であることを示したが、引張変形後に圧縮変形やせん断変形後に引張変形が加わるような加工では延性き裂発生を過大にまたは過少に評価する恐れがある。

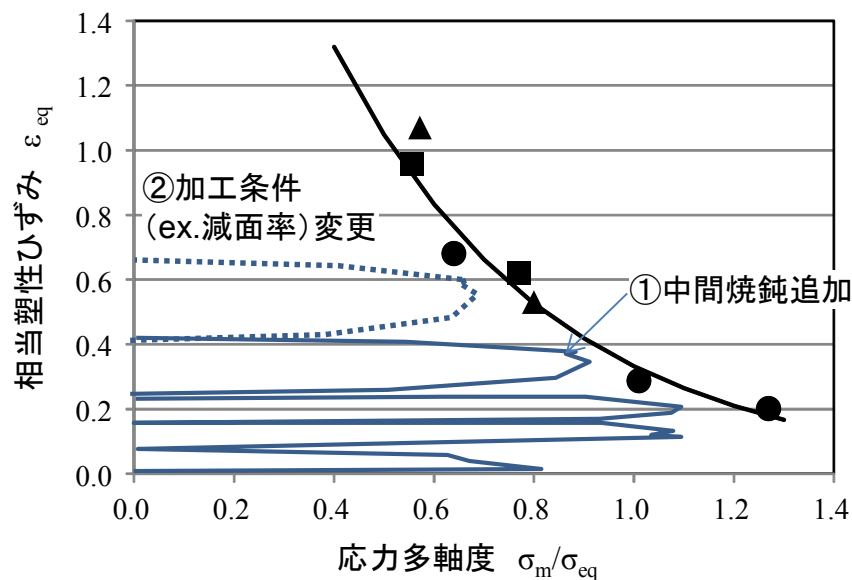


図2 応力多軸度型延性破壊条件を用いた鋼材工法最適化（シェブロンクラック）

## 6.4 中空材の引抜き加工時の延性破壊条件とその成果

- (1) 第4章では、中空成形技術を適用する上で課題となる割れ発生位置の明確化および応力多軸度型延性破壊条件適用可否検討を行った。結果、中空試験片引抜き時の延性き裂発生位置は内表面から発生しており、中実試験片の延性破壊条件と異なることから中実試験片の応力多軸度型延性破壊条件を適用できないことが判明した。
- (2) 中実試験片の延性破壊条件と異なるのは、中空試験片の延性破面形態が延伸ディンプルと等軸ディンプルが同時に生じた形態を呈しているためであると破面観察の結果、明らかとなった。延伸ディンプルはせん断変形、等軸ディンプルは引張変形による延性き裂と考えると、せん断変形と引張変形の両者が起きていると考えることができる。
- (3) 変形形態を表現することができる Lode 角パラメータ  $\xi$  による整理をすると、せん断変形および引張変形によるボイド成長合体がせん断変形優位で起きる、または引張変形が優位なボイド成長合体が生じる。
- (4) 図3に示すように、せん断変形と引張変形の延性破壊条件に加え、せん断変形と引張変形が混合した延性破壊条件が存在することが考えられる。この延性破壊条件は、Lode 角パラメータの変化すなわち破壊形態の変化で説明できることから、Lode 角パラメータの変化を考慮した評価を行う必要があると考えられる。
- (5) 中空成形時の延性破壊を予測するためには、Lode 角パラメータが  $0.4 \leq \xi < 1.0$  での延性破壊条件を採取することが必要である。Lode 角パラメータが  $0.4 \leq \xi < 1.0$  における延性破壊条件を採取することが可能となれば、中空成形技術の適用拡大の礎となる。

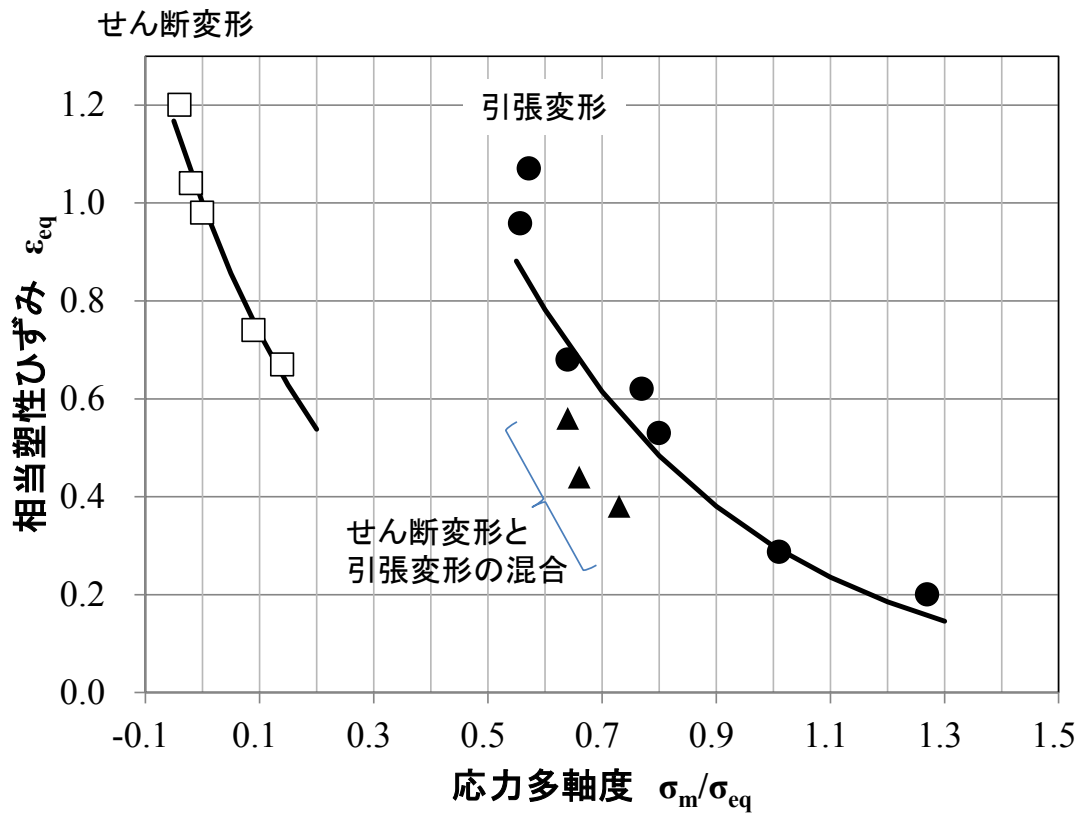


図3 S55C 球状化焼鈍材の延性破壊条件

## 6.5 切りくず生成時の延性破壊条件の基礎検討とその成果の応用

- (1) 第 5 章では、応力多軸度型延性破壊条件のさらなる適用拡大を目指し、切削時の延性破壊評価の基礎検討を行った。具体的には、急速工具抜き取り試験を行い、切りくず生成時の破壊現象解明を組織観察および数値解析を用いて行った。切りくず分離および切りくず一次せん断域でボイドが生じており、破面観察の結果と合わせて切りくず発生および分離は延性破壊であることを明らかとした。
- (2) 数値解析にて切りくずの応力・ひずみ解析の結果、切りくず分離はせん断変形による延性破壊であり、一次せん断域のき裂は引張変形による延性破壊であることが判明し、それぞれの破壊モードに応じた延性破壊条件で評価することができることを示唆した。
- (3) 「切りくずを分離しやすいまたは切りくずが破断しやすい $\Rightarrow$ 被削性に優れる」であれば、延性破壊条件を用いることで簡便かつ定性的に評価可能であると考えられる。ねじり試験や環状切欠き引張試験により得られた延性破壊条件を用いることにより、図 4 に示すように被削性に優れた鋼材開発に貢献することができる。
- (4) 図 5 に示すように鋼材の延性破壊条件が判明していれば、延性破壊条件と数値解析結果を対比させることにより、延性破壊条件を超えない切削条件を検討することが可能となる。延性破壊条件を用いることで、回転速度や送り速度といった切削条件の最適化だけでなく、切削工具形状の最適化の検討に寄与することができる。
- (5) 切削加工により、工具及び被削材は高温となる。高精度で被削性の解析を行うためには、高温での延性破壊条件の取得および温度変化を考慮した数値解析の構築が必要である。

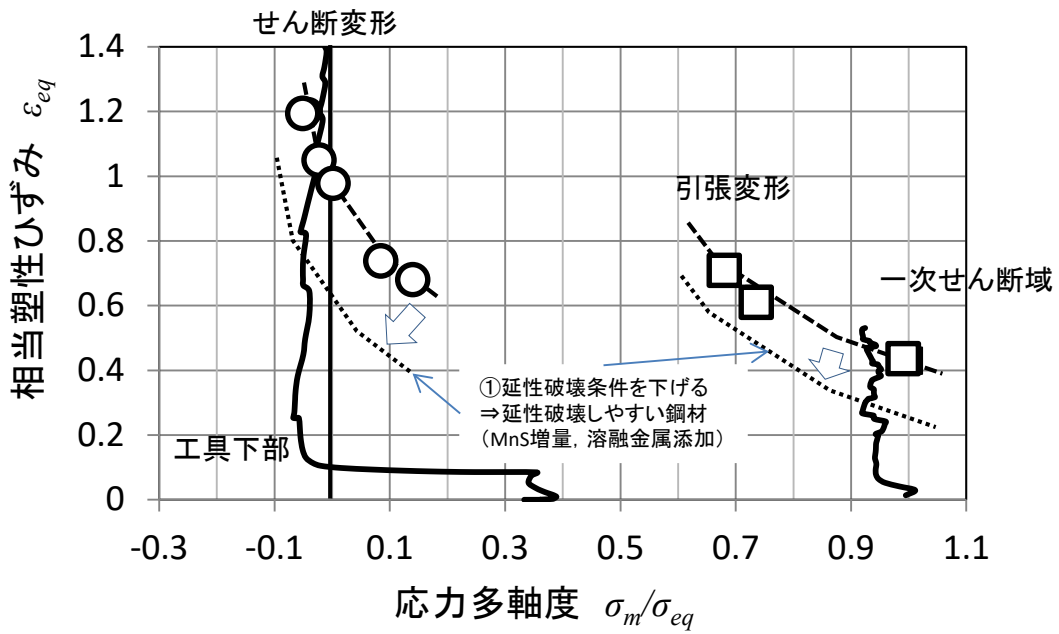


図4 鋼材の面からの切りくず分断性向上へのアプローチの一例

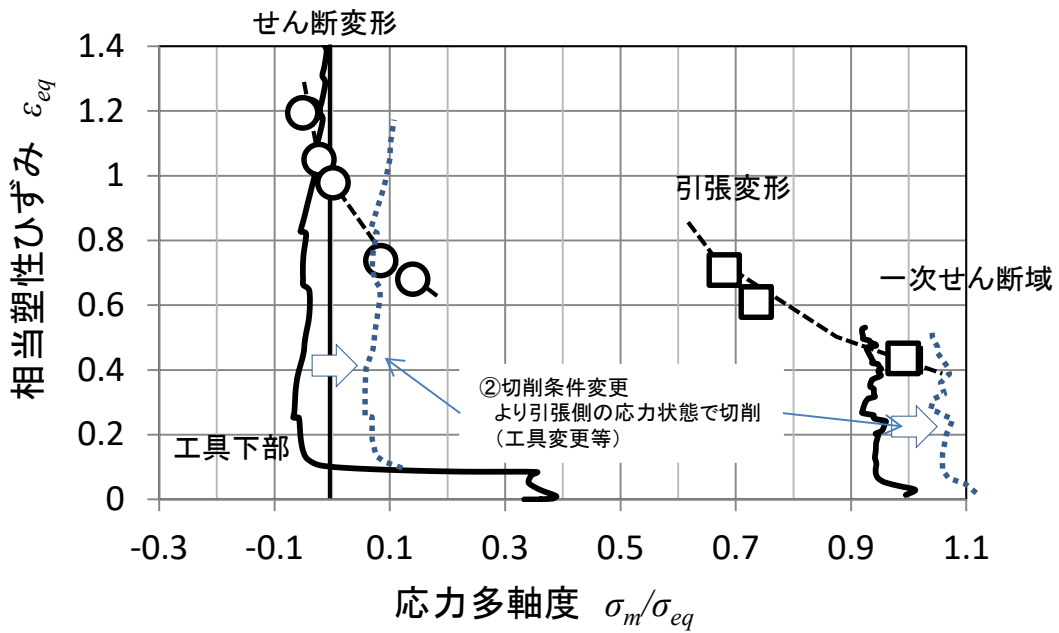


図5 切削条件の面からの切りくず分断性向上へのアプローチの一例

## 6.6 本研究成果と今後の研究課題

(1) 本研究において、延性破壊における支配因子の明確化ならびに表面割れやシェブロンクラックに対する応力多軸度型延性破壊条件の適用可否検討を行い、応力多軸度型延性破壊条件の有効性を検証することができた。応力多軸度はボイドの成長のしやすさを示すパラメータであり、加工方法（応力やひずみ）の履歴変化による成形限界の変化に対応した成形限界を評価できることとなった。さらに変形状態を表す Lode 角パラメータを考慮に入れることで、より成形限界の評価精度が向上する。

(2) 本研究で提案した応力多軸度型延性破壊条件の工業的な適用拡大が今後の課題である。そのためには、延性破壊メカニズムを理解し、原理原則を基に冷間成形時の割れ評価手法を構築しなければならない。下記に今後取り組むべき課題を列挙する。

- ・延性破壊の素過程は破壊形態により異なることが明らかとなった。延性破壊の素過程を、応力多軸度だけでなく Lode 角パラメータの変化すなわち破壊形態の変化で説明できると考えられる。しかし、本研究においては Lode 角パラメータの物理的な意味やボイド生成成長との関係について十分な検討ができていない。今後、Lode 角パラメータとボイド生成成長条件の関係の定量的な把握が必要となる。

- ・本研究において、多段引抜き加工の延性破壊条件取得を通じて、同一の加工方向の累積ひずみであれば延性破壊条件に影響を与えないことを明確化した。異なる方向の加工における累積ひずみが延性破壊条件に及ぼす影響に関して、十分な検討がなされていない。パウジンガー効果による軟化やせん断変形などによる組織微細化による割れ発生抵抗向上などが考えられる。これらの影響についても定量的な評価が必要である。

- ・切削時の延性破壊条件の明確化を行うには、温度、接触状態といった実際の切削加工に即した解析手法の構築が切望される。さらに高温に晒されるため相変態も考慮に入れた評価も必要になると考えられる。これら数値解析技術を構築するには、急速工具抜き取り試験や温度測定を用いた実現象の把握が必要である。

- ・応力やひずみ履歴のみならず、鋼材の化学成分やマイクロ組織を考慮しうる統一的な延性破壊条件を確立することが必要であると考えられる。そのためには、延性破壊素過程に及ぼす機械的因子や冶金因子を明確化し各因子の相互作用を解明し、さらに延性き裂進展やボイド成長・合体をモデル化した数値解析手法を確立することが重要な課題と考える。

(3) 本研究で提案した応力多軸度型延性破壊条件は、さらに様々な力学条件での延性破壊条件を取得することで図 6 に示すような 3 次元または 2 次元のグラフで表現できる。様々な応力状態における延性破壊条件および鋼材ごとの延性破壊条件を採取し、図 6 に示す線図を作成すれば、加工方法の変更（応力状態の変化）や鋼材の最適化に活用することができる。さらに、延性破壊の素過程に基づいた本評価手法は、冷間成形で生じる機械構造用鋼の割れ（延性き裂）評価のみならず、新たに当初想定していた以外の鋼材を使用する中で生じる様々な延性破壊（例えば橋梁等の構造物）を評価することができる。最終的には、すべての鋼材の延性破壊現象を評価する手法となることが期待される。

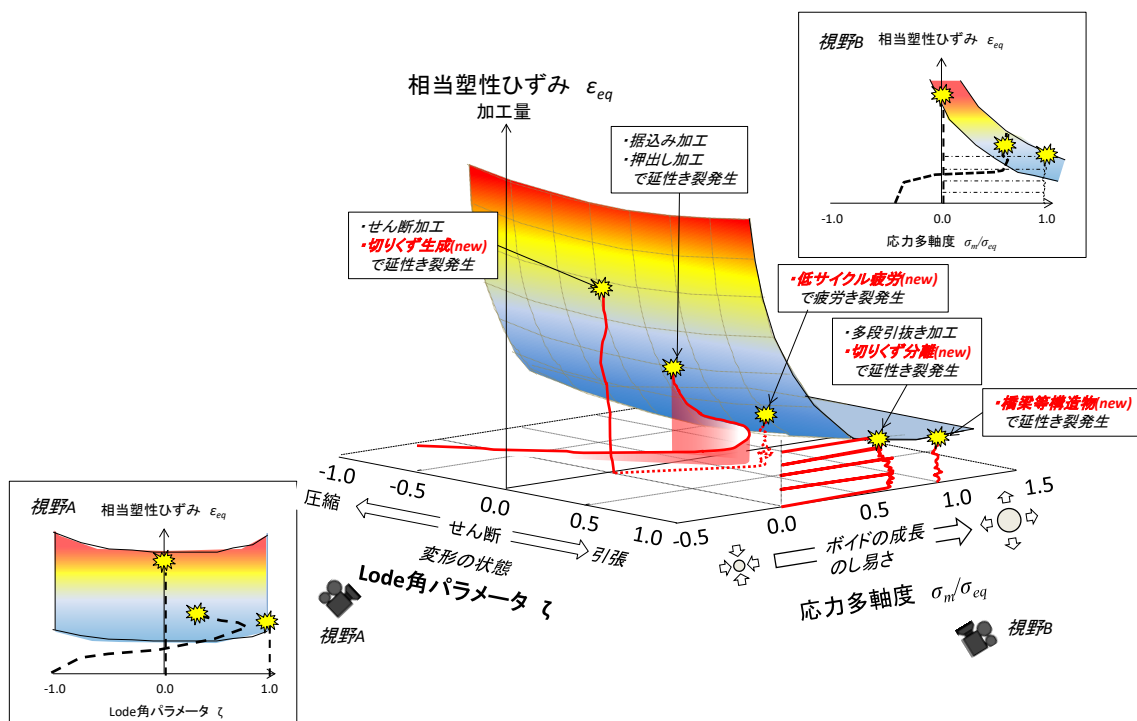


図 6 応力多軸度型延性破壊条件を用いた延性き裂発生評価



## 謝辞

本論文をまとめるに当り、御懇切なる御指導を賜りました横浜国立大学教授 梅澤 修博士に深く感謝致します。また有益なる御助言と御討論を頂きました横浜国立大学教授 廣澤 渉一博士, 同 教授 中尾 航博士, 同 准教授 長谷川 誠博士, 同 准教授 前野 智美博士に感謝申し上げます。

本研究は日本製鉄株式会社棒線事業部室蘭製鉄所および技術開発本部において行われたものであり、実験遂行上数多くの便宜を与えていただきました室蘭製鉄所長、生産技術部長、技術開発本部鉄鋼研究所長に深く感謝いたします。

日本製鉄株式会社室蘭技術研究部長 根石 豊博士には、筆者が入社以来、有益なる御助言と御討論を頂きました。厚く御礼申し上げます。

筆者が所属する日本製鉄株式会社技術開発本部室蘭技術研究部をはじめ技術開発本部鉄鋼研究所棒線研究部、尼崎研究支援室棒線班ならびに八幡製鉄所品質管理部棒線管理第一室各位には研究の実施に際して全面的なご支援を頂き感謝をささげる次第です。さらに、本研究の試験実行に際して、日鉄テクノロジー株式会社室蘭事業所研究試験課ならびに尼崎事業所試作試験部各位にはご尽力頂きました。心より御礼申し上げます。

## 参考文献

- 1) 門田淳,宮西慶,山崎真吾,越智達朗：新日鉄技報, 39(2012),127-132.
- 2) 紅林豊,中村貞行：電気製鋼,65-1(1998),57-64.
- 3) 紅林豊,中村貞行：電気製鋼,71-1(2000),65-72.
- 4) 工藤英明：鉄と鋼,74-2(1988),224-233.
- 5) 桑原義孝,岡部永年,生田文昭,朱霞,黄本景二：塑性と加工,51-292(2010),73-77.
- 6) 小坂田宏造,石川孝司,小野宗憲,森下弘一,安藤弘行：精密鍛造(2010),日刊工業新聞社.
- 7) 中村保：日本鑄造工学会全国講演大会講演概要集,148 (2006),70-71.
- 8) 河邊真人：SuzukiTech Rev,35(2009),100-102.
- 9) 日本塑性加工学会：第 116 回塑性加工学講座テキスト, (2010).
- 10) 高口秀樹：塑性加工シンポジウム,200(2010),39-46.
- 11) 中島将木,新井慎二：特殊鋼,54-2(2005),20-23.
- 12) 桑原義孝, 岡部永年,生田文昭,朱霞,黄本景二：塑性と加工,51-592 (2010),73-77.
- 13) 細川孝宏,安藤弘行: プレス技術, 52-7(2014), 44-47.
- 14) 西村章人: J.F.A, 52-10(2015), 39-41.
- 15) Matsumoto, R., Sawa, S., Utsunomiya, H. & Osakada, K: CIRP Annals – Manufacturing Technology, 60-1(2011), 315-318.
- 16) 日本塑性加工学会鍛造分科会編：わかりやすい鍛造加工,(2008),日刊工業新聞社.
- 17) 小指軍夫：鉄と鋼,61-14(1975),2998-3021.
- 18) 工藤英明,青井一喜：塑性と加工,8-72(1967),17-21.
- 19) 根石豊,渡辺了,春畑美文,久保木孝,黒田浩一：塑性と加工,43-493(2002),60-64.
- 20) Kuhn, H., Lee, P., and Erturck, T. :Trans.ASME, J. Eng. Mat. Tech., 95(1973), 213.
- 21) Cockcroft, M. G. & Latham, D. J. : J. Inst. Met., 96 (1968), 33-36.
- 22) McClintock, F. A. : J. Appl. Mech., 35(1968), 363-371.
- 23) Oyane, M. : Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng., 75-639(1972), 596-600.
- 24) Ayada, T., Higashino, T. & Mori, K. : Proc. Of 1st ICTP, Advanced Technology of Plasticity, 1 (1984), 553-558.
- 25) Brozzo, P., Deluca, B. & Rendina, R. : Proceedings of the Seventh Biannual Conference of the International Deep Drawing Research Group, (1972),1-28.
- 26) 島貫広志,古谷仁志,井上健祐,萩原行人,豊田政男：日本造船学会論文集,186(2001),475-483.
- 27) 川畑友弥,有持和茂,豊田政男：溶接論文集,23-2(2005),319-328.
- 28) 榎並啓太郎,萩原行人,三村宏：日本造船学会論文集,195(2004),263-270.

- 29) 吉成仁志,榎並啓太郎,今井拓水,古関正,島貫広志,井上健裕,栗飯原周二 : 日本造船学会論文集,188(2000),691-705.
- 30) 吉田佳典 : 第 303 回塑性加工シンポジウム,(2013),61-67.
- 31) 小野宗憲,石川豊,牧野内昭武 : 日本機械学会論文集 A 編,56-527(1990),20-25.
- 32) 石川孝司,高柳聡,吉田佳典,湯川伸樹,伊藤克浩,池田実 : 塑性と加工,42-488(2001), 949-953.
- 33) 石川孝司 : 塑性と加工, 53-620 (2012) ,790-794.
- 34) Rice, J.R., Tracey, D. M. : J. Mech. Phys. Solids., 17 (1969),201.
- 35) 冷間鍛造分科会材料研究班 : 塑性と加工,22-241(1981),139-144.
- 36) 志賀聡,根石豊 : 塑性と加工,58-674(2017),34-38.
- 37) 川畑友弥,有持和茂,大畑充,望月正人,豊田政男 : 溶接学会論文集,22-4(2004),515-523.
- 38) 平松秀基,道場康二,豊田政男 : 日本造船学会論文集, 192 (2002),563-571.
- 39) 山下朋広,根石豊,志賀聡,野口泰隆: 塑性と加工, 58-678(2017), 617-623.
- 40) 宮田隆司,大塚昭夫,奥山彦治 : 材料,37-420 (1987),1036-1042.
- 41) Bao, Y., Wierzbicki, T., : International Journal of Mechanical Sciences., 46 (2004),81-98.
- 42) 志賀聡,大久保潤一,田村憲司,松井直樹,根石豊,東田真志 : 塑性と加工, 53-613(2012), 150-154.
- 43) 吉成仁志,榎並啓太郎,今井拓水,古関正,島貫広志,井上健裕,栗飯原周二 : 日本造船学会論文集,188(2000),691-705.
- 44) 根石豊,渡部了,春畑美文,久保木孝,黒田浩一: 塑性と加工, 43-496(2002), 401-405.
- 45) 小森和武: 塑性と加工,57-661(2016), 105-108.
- 46) 田崎賢児: 素形材, 53-3(2012), 8-11.
- 47) 加古恵造: 素形材, 53-3(2012), 12-16.
- 48) Bai, Y., Wierzbicki, T.,: International Journal of Plasticity 24 (2008), 1071–1096.
- 49) Johnson, G.R., Cook, W.H., : Engineering Fracture Mechanics, 21-1(1985), 31-48.
- 50) Wierzbicki, T., Xue, L. : Technical report, Impact and Crashworthiness Laboratory, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA. (2005).
- 51) Wilkins, M.L., Streit, R.D., Reaugh, J.E., : Technical report, Lawrence Livermore Laboratory, Livermore, CA. (1980)
- 52) Kamoulakos, A., Culiere, P., Araki, T., : IBEC 2003 Chiba, Japan. (2003)
- 53) Xue, L., : International Journal of Solids and Structures 44 (2007), 5163–5181.
- 54) 伊藤聖,石黒太浩,阿部英嗣,湯川伸樹,石川孝司: 平成 25 年度 塑性加工連合講演会, (2013), 297-298.
- 55) Li, W., Liao, F., Zhou, T., Askes, H., : Journal of Constructional Steel Reseach, 123 (2016), 1-17.

- 56) 古澤貞良：第 96・97 回西山記念講座「快削鋼の被削性の評価と材質の影響」,(1984),25.
- 57) 岩田一明,上田完次:精密機械,43-8(1976),50-55
- 58) Iwata, K. & Ueda, K.: Wear, 60(1980), 329-337.
- 59) 橋村雅之,加田修,渡里宏二:鉄と鋼,102-8(2016),27-34.
- 60) 杉田忠彰,上田完次,稲村豊四郎：基礎切削加工学,(1984),共立出版.
- 61) 片山昌,戸田正弘,橋村雅之：精密工学会誌,62-10(1996)1345.
- 62) Katayama, S. & Hashimura, M.: ISIJ Int., 30(1990), No.6, 457.
- 63) 山下朋広,根石豊,堀上禎悟:平成 27 年度 塑性加工連合講演会, (2015), 249-250.

## 本研究に関連した発表論文

### (1) 学協会への発表論文

- 1) 志賀聡,大久保潤一,田村憲司,松井直樹,根石豊,東田真志 : 冷間据込み加工時の延性き裂発生条件に関する基礎検討, 塑性と加工,53-613(2012), 150-154. [第2章]  
Shiga, A., Ookubo, J., Tamura, K., Matsui, N., Neishi, Y., Higashida, M. & Yamashita, T.:  
Ductile fracture criterion in cold upsetting Proc Book Int Symp Steel Sci.(2014) [第2章]
- 2) 志賀聡,根石豊 : パルク成形における表面割れ予測技術, 塑性と加工,58-674(2017),208-212.  
[第1章]
- 3) 志賀聡,山下朋広,根石豊 : 多段引き抜き加工時のシェブロンクラック発生予測,塑性と加工, 60-678(2019), 39-44. [第4章]  
Shiga, A., Yamashita, T. & Neishi, Y. : **Prediction of Chevron Cracks in Multipass Drawing**,  
Mater. Trans.,60-11 (2019) 掲載予定[第3章]
- 4) 志賀聡,山下朋広,根石豊,梅澤修 : 中空材の引抜き加工における延性破壊条件,塑性と加工,  
(2019.5.14 投稿) [第4章]

### (2) 口頭発表

- 1) Shiga, A., Ookubo, J., Tamura, K., Matsui, N., Neishi, Y. & Higashida, M. : **Ductile fracture criterion in cold upsetting** ,The 4th International Symposium on Steel Science ISSS 2014.(2014)
- 2) 志賀聡,山下朋広,根石豊 : 機械構造用鋼 S55C の切りくず分離時の延性破壊挙動,  
金属学会・鉄鋼協会北海道支部サマーセッション (2017) [第4章]  
志賀聡,山下朋広,根石豊 : 機械構造用鋼 S55C の切りくず分離時の延性破壊挙動,  
CAMP-ISIJ (2017) [第4章]  
志賀聡,山下朋広,根石豊 : 機械構造用鋼 S55C の切りくず分離時の延性破壊挙動,  
精密工学会切削加工専門委員会-鉄鋼協会切削工学 G 合同討論会 (2017) [第4章]
- 3) 志賀聡,山下朋広,根石豊 : 延性破壊条件に及ぼす応力三軸度の影響,CAMP-ISIJ (2018)
- 4) 志賀聡,山下朋広,根石豊 : 多段引き抜き加工時のシェブロンクラック発生予測,  
第 69 回塑性加工連合講演会 (2018)

(3) その他

- 1) 志賀聡,牧野泰三, 根石豊, 末野秀和 : 高炭素マルテンサイト鋼の疲労強度に及ぼす平均応力の影響, CAMP-ISIJ (2009)
- 2) 志賀聡,牧野泰三, 根石豊, 末野秀和 : 中高炭素マルテンサイト鋼の低サイクル疲労強度に及ぼす炭素量の影響, 日本熱処理技術協会講演大会 (2011)
- 3) 志賀聡,牧野泰三, 根石豊, 末野秀和,浜田貴成 : 中高炭素マルテンサイト鋼の低サイクル疲労強度に及ぼす炭素量の影響,熱処理,51-4 (2011) 220-226
- 4) 山下朋広,志賀聡,根石豊,野口泰隆 : 低応力三軸度領域における延性破壊限界,塑性と加工, 58-678(2017), 617-623.