論文

多段引抜き加工時のシェブロンクラック発生予測

志賀 聡* 山下 朋広** 根石 豊*

Prediction of Chevron Cracks in Multipass Drawing

Akira SHIGA*, Tomohiro YAMASHITA** and Yutaka NEISHI*

(Received on June 6, 2018)

The aim of this study was to examine the effect of accumulated equivalent plastic strain on the ductile fracture criterion. Spheroidized medium-carbon steel JIS-S55C was adopted as the test material. An investigation into the ductile crack initiation behavior of round-bar tensile specimens with/without circumferential notches was carried out. Tensile prestrain was applied by cold drawing. The stress triaxiality and accumulated equivalent plastic strain were calculated by the finite element method (FEM). The ductile fracture limit of tensile prestrained steel was expressed as a function of the stress triaxiality and accumulated equivalent plastic strain. The validity of the ductile fracture limit was confirmed by the prediction of chevron crack generation in multipass drawing.

Key words: stress triaxiality, accumulated equivalent plastic strain, multipass drawing, chevron crack, ductile fracture initiation, tensile prestrain.

1. 緒言

バルク成形時の延性破壊予測を行うためには鋼材の延性破壊限界を定量的に把握し、延性破壊条件を数式化する必要がある。冷間鍛造や冷間引抜き加工の場合、一般的に鋼材の延性破壊限界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¹⁾により評価し、得られた延性破壊限界に基づいて、大矢根の式²⁾や Cockcroft & Latham の式³⁾などに代表される積分型延性破壊条件式の材料定数を決定して延性破壊予測を行っている。

積分型延性破壊条件式を用いた延性破壊予測は、評価点の応力をひずみで積分することでダメージ値を算出し、算出されたダメージ値がしきい値である限界ダメージ値を越えた場合に評価点で延性破壊が生じると判断する。この手法を用いて、例えば押出し加工時に材料内部で発生するシェブロンクラックは、環状切欠き引張試験を実施し、Cockcroft & Latham の式から求めた限界ダメージ値を用いることで予測可能であると報告されている⁴⁾。

しかしながら、同一材料であっても応力状態が異なると、本来材料固有の値であるべき限界ダメージ値が変化することが報告されており^{5),6)}、この手法がすべての加工方法に適用できるとは言い難い。

筆者らは、積分型延性破壊条件式にかわり、ボイドの成長則⁷⁾に基づいて、平均応力 σ_m を相当応力 σ_{eq} で除すことで算出される応力三軸度 σ_m / σ_{eq} と相当塑性ひずみ ε_{eq} で定

義した応力多軸度型延性破壊条件^{8),9)}に着目し、冷間鍛造時の表面割れに代表される低応力三軸度 (0.4~0.9) の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三軸度-相当塑性ひずみで整理できることを明らかにした^{10),11)}。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、引き抜き加工時のシェブロンクラック予測を試みた。

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。つまり複数回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する必要がある。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¹²⁾。しかし、上記研究は、応力三軸度が0.9以上の高応力三軸度であるため、本研究対象である低応力三軸度での延性破壊条件で評価できるか不明である。

本報では、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累積ひずみの影響を明らかにし、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った。

2. 延性破壊条件における累積ひずみの影響

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 Table 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

* 新日鐵住金㈱, 室蘭技術研究部 〒050-8550 室蘭市仲町 12 番地
Muran R&D Laboratories, Nippon Steel & Sumitomo Metals Corporation,
12, Nakamachi, Muroran, Hokkaido, 050-8550, Japan.

** 新日鐵住金㈱, 鉄鋼研究所 〒293-8511 富津市新富 20-1
Steel Research Laboratories, Nippon Steel & Sumitomo Metals Corporation,
20-1 Shintomi, Futtsu, Chiba, 293-8511, Japan.

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。

ミクロ組織観察は、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。

Fig. 1 に供試鋼のミクロ組織とビッカース硬さを示す。ミ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。

Table 1 Chemical composition of test pieces (mass%)

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

Fig. 1 Vickers hardness and microstructure of test pieces after heat treatments

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、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、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 **Fig. 2** に、引抜き条件を **Table 2** に示す。

Fig. 3 に試験片採取位置および試験片形状を示す。Fig. 3(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。

Fig. 2 Drawing die geometry

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。

Table 2 Conditions of cold drawing experiments in the laboratory

No	Inlet Diameter /mm	Pre-strain	Number of passes	Reduction in area /%		Diameter of drawn bar, d /mm
				1st pass	2nd pass	
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

2.3 FEM 解析条件

相当塑性ひずみと応力多軸度 (平均応力 σ_m / 相当応力 σ_{eq}) 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。

(a) Location of specimen taken for tensile test specimens

(b) Smooth round-bar tensile test specimen

(c) R3 and R5 notched round-bar tensile test specimen

(d) R50 notched round bar tensile test specimen

Fig. 3 Location of specimen taken for tensile test specimens and geometries of round-bar tensile specimens

引抜き加工の FEM 解析は、軸対象性を考慮した 2 次元 1/4 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¹³⁾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 解析は軸対象性を考慮した 2 次元 1/4 モデル，評価点のメッシュサイズは 0.05 mm とし解析を実施した．

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 Fig. 4 に示す．

一例として Fig. 5 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．

Fig. 4 True stress - true strain curve

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，筆者ら^{10),11)}の報告と同様に，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．前報^{10),11)}と同様に延性き裂長さが 200 μm 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．

Fig. 5 Finite element model of specimens

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 Fig. 6 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．

Fig. 6 Observation of ductile cracks

Fig. 7 に予ひずみ 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。

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 Fig. 8 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 μm となる条件を決定した。

延性き裂長さが 200 μm 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 Fig. 9 に示す。

Fig. 7 Load-stroke curve under monotonic tensile loading

Fig. 8 Relationships between equivalent plastic strain and ductile fracture length

Fig. 9 Ductile fracture criterion

なお Fig. 9 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¹⁴⁾。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。Fig. 9 に 200 μm 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。

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

Fig. 9 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. 多段引抜きでの延性破壊条件の妥当性検証

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、Table 3 に示す条件にて引抜きを行った。

Fig. 10 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わかる。

(a) pattern 1

(b) pattern 2

Fig. 10 Relationships between equivalent plastic strain and stress triaxiality

Table 3 Conditions of cold drawing experiments in the laboratory

Pattern	Inlet Diameter /mm	Upper row: Diameter after draw /mm										
		Lower row: Accumulated equivalent plastic strain ε_{eq}										
		1st pass	2nd pass	3rd pass	4th pass	5th pass	6th pass	7th pass	8th pass	9th pass	10th pass	11th pass
1	30	$\phi 29$	$\phi 28$	$\phi 27$	$\phi 26$	$\phi 25$	$\phi 24$	$\phi 23$	$\phi 22$	$\phi 21$	$\phi 20$	$\phi 19$
		0.07	0.15	0.23	0.31	0.39	0.48	0.57	0.66	0.76	0.87	0.98
2	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	-	-	-	-	-

3.2 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。Fig. 11 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。

Fig. 11 Observation of chevron cracks of pattern 1

多段引抜き加工におけるシェブロンクラックは Fig. 12 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¹⁵⁾。微小き裂を観察するために引抜きパスごとに Fig. 12(a) に示す位置より、Fig. 3(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。

途中止め材の延性き裂発生状況を Fig. 13 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。

Fig. 12 Illustrations of ductile crack initiation and propagation process **Fig. 13** Observation of ductile crack

Fig. 14 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 ($\epsilon_{eq}\ 0.31$), パターン 2 では 4 パス目 ($\epsilon_{eq}\ 0.47$) であった。

Fig. 14 Relationships between number of paths and ductile fracture length

Fig. 15 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。

Fig. 15 Ductile fracture criterion

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モード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。

4. 結 言

本研究では、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。

参 考 文 献

- 1) Subgroup ; Materials: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **22**-241 (1981), 39-144.
- 2) Oyane, M. : Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng., **75**-639(1972), 596-600.
- 3) Cockcroft, M. G. & Latham, D. J. : J. Inst. Met., **96** (1968), 33-36.
- 4) Ishikawa, T.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **53**-620 (2012), 790-794.
- 5) Yoshida, Y.: 303th symposium. J. Jpn. Soc. Technol. Plast., (2013), 61-67.
- 6) Ishiguro, T., Abe, E., Ueno, K., Yukawa, N., Fujiwara, M., Yoshida, H. & Ishikawa, T.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **54**-634 (2013), 993-997.
- 7) Rice, J. R. & Tracey, D. M. : J. Mech. Phys. Solids., **17** (1969), 201-217.
- 8) Otsuka, A., Miyata, T., Sakurai, T. & Iida, H.: J. Soc. Mater. Sci. Jpn., **34**-381 (1985), 622-626.
- 9) Shimanuki, H., Furuya, H., Inoue, T., Hagiwara, Y. & Toyoda, M.: Soc. Nav. Archi. Jpn., 186 (1999), 475-483.
- 10) Shiga, A., Ookubo, J., Tamura, K., Matsui, N., Neishi, Y. & Higashida, M. : J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **53**-613 (2012), 150-154.
- 11) Yamashita, T., Neishi, Y., Shiga, A. & Noguchi, Y. : J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **58**-678 (2017), 617-623.
- 12) Yoshinari, H., Enami, K., Kan, M. & Kaneda, S. : J. Soc. Mater. Sci. Jpn., **54**-3 (2005), 296-301.
- 13) Neishi, Y., Watanabe, R., Haruhata, M. & Kuboki, T. : J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **43**-496 (2002), 401-405.
- 14) Shimanuki, H., Furuya, H., Inoue, T., Hagiwara, Y. & Toyoda, M. : Q. J. Jpn. Weld. Soc., **22**-4 (2004), 515-523.
- 15) Komori, K.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **57**-661 (2016), 105-108.