論文

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

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*

Influence of Stress Triaxiality and Microstructural Anisotropy
on Ductile Behavior of Medium-Carbon Steel

Takahiro ISHIGURO*, Eiji ABE*, Koichi UENO**,

Nobuki YUKAWA*, Masanao FUJIWARA***, Hiroaki YOSHIDA*** and Takashi ISHIKAWA*

(Received on January 18, 2013)

A method for accurately predicting ductile fracture is desired to achieve efficient process optimization. The critical value of the Cockcroft & Latham equation as a typical model of uncoupled damage criteria is formulated taking into consideration the stress triaxiality and microstructural anisotropy. The medium-carbon steel S45C is used as a specimen material. Notched bar tensile test, taper anvil compression test, and torsion test are designed and conducted so as to represent different stress triaxiality states. These material tests are carried out while changing the direction of specimen relative to the rolling direction. Furthermore, tensile-compressive combined loading test is performed to confirm the applicability of the formulated critical value. The result shows that the proposed damage critical value has an advantage over the constant critical value in predicting the occurrence of fracture accurately.

Key words: cold forging, material testing, criteria for ductile fracture, stress triaxiality, microstructural anisotropy, Cockcroft & Latham equation.

1. 緒言

材料の成形限界を高精度に予測することは、プロセス設計の効率化に大きく寄与するため非常に重要である。塑性加工で生じる材料の破壊の多くは、大きな塑性変形を経て生じる延性破壊である。延性破壊は材料内部に微小空洞が生成し、それらが成長・合体することで巨視的裂となることによって生じる。その様な微小空洞挙動、特にボイドの成長に着目した延性破壊予測式が過去の研究において多数提案されている。その一例として Cockcroft らは材料中の最大主応力の履歴に着目し式(1)を提案している¹⁾。

$$\int_0^{\bar{\epsilon}} \frac{\sigma_{max}}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon} \geq C_{cri} \quad (1)$$

ここで σ_{max} , $\bar{\sigma}$ はそれぞれ最大主応力および相当応力を表す。決めるべきパラメータが限界ダメージ値 C_{cri} のみであり、その簡潔さから様々な加工法に渡って用いられてい

る^{2),3)}。しかしこのような積分型破壊条件式の場合、Gurson⁴⁾モデルに代表されるような材料の損傷を構成式に含む複合型モデルと比較して破壊予測の精度は劣る⁵⁾。延性破壊の起点となるミクロボイドの挙動は材料内の応力三軸度に大きく影響を受けるが⁶⁾、それが限界ダメージ値に反映されていないことが原因として挙げられる。特に鍛造の場合、加工初期には圧縮応力が支配的であり、破壊が生じる箇所はその後引張応力場へと推移する。高精度な破壊予測のためにはそのような応力多軸度を考慮する必要がある。また、鍛造材料における異方性も予測精度低下の要因として挙げられる。小坂田ら⁷⁾によると S(硫黄)を多く含む中炭素鋼などの場合、MnS 介在物が起点となる空孔生成が起き、その成長速度に大きな異方性が存在する、すなわち素材の採取方向により延性が大きく異なることが報告されている。そのため簡便な積分型破壊条件式を用いて鍛造の破壊予測を高精度に行うためには、限界ダメージ値を材料固有の値として扱うのではなく、式(2)で示すように応力三軸度や組織異方性による可変的な値として用いることが必要である。

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} f(\sigma, \bar{\epsilon}) d\bar{\epsilon} \geq C_{cri}(\eta, \theta) \quad (2)$$

η : Stress triaxiality, θ : Specimen angle

* 名古屋大学大学院工学研究科 〒464-8603 名古屋市千種区不老町

Dept. of Material Science and Engineering, Nagoya University
Furo-cho, Chikusa-ku, Nagoya 464-8603, Japan.

** 名古屋大学大学院工学研究科, 同上(現・トヨタ自動車(株))

Graduate student, Nagoya University, ibid. (Present: Toyota motor corporation)

*** 大同特殊鋼(株) 研究開発本部 〒457-8545 名古屋市南区大同町 2-30

Daido Corporate R&D Center, Daido Steel Co., Ltd.
2-30, Daido-cho, Minami-ku, Nagoya 457-8545, Japan.

そこで本研究では代表的な積分型破壊条件式として一般化 Cockcroft&Latham の式¹⁾を用い、限界ダメージ値に応力三軸度と組織異方性のパラメータを導入することで、より高精度な破壊予測を試みた。

破断延性に及ぼす応力三軸度の影響を論じる多くの場合、純せん断($\eta \approx 0$)、一軸引張($\eta \approx 1/3$)、多軸引張状態($\eta > 1/3$)に着目される⁵⁾。限界ダメージ値に三軸度の影響を考慮するためには、破壊が生じるまでの応力状態を所望の値で一定に保つ必要がある。本研究ではそれぞれの応力状態を表現するために、ねじり試験、テーパアンビル圧縮試験および切欠付丸棒引張試験を行った。各材料試験から得られたき裂発生時期を元に、シミュレーションから各応力状態における限界ダメージ値を算出した。いずれの材料試験でも試験片の採取方向を変えることで組織異方性と限界ダメージ値の関係も同時に得た。これらの結果から最小二乗法により応力三軸度および組織異方性をパラメータとして限界ダメージ値を定式化し、さらに引張-圧縮複合負荷試験を行い、提案した式の有用性を確認した。

2. 実験条件

2.1 供試材

本研究では供試材として S45C の圧延材を用いた。圧延材の組織写真を Fig. 1 に示す。幅 80mm、板厚 28mm の厚板からそれぞれの試験片を切り出した後、加工により導入された圧縮の残留応力を消去するため焼きならし処理を施した。組織写真より、供試材はフェライト相とパーライト層から構成され、圧延による繊維状組織を確認することが出来る。次節以降で詳細を述べる各材料試験では、圧延方向、すなわち繊維状組織の方向と試験片採取角度を LT 面内で θ とし $\theta = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ になるよう試験片を作製した。

Fig. 1 Microstructure of medium-carbon steel S45C (White phase; ferrite, black phase; pearlite)

2.2 ねじり試験

応力状態を純せん断に保ったまま破断まで変形させるためにねじり試験を行った。Fig. 2 に示す形状の試験片を採取方向を変えて試験片を作製した。この試験の場合、試験片の最小直径部表層がねじり負荷によりせん断変形を受けるため応力三軸度が 0 付近で推移すると考えられる。ねじ

り速度 2.0rad/min で変形を付与し、表層に割れが生じるタイミングを目視で判定した。その時のねじり角度を、試験片の表面に設けた標点から算出した。同時に有限要素解析を行い、実験でき裂が生じたねじり角度まで解析を進め、応力・ひずみ履歴および破断時の限界ダメージ値を算出した。解析ソフトには DEFORM-3D を用い、材料は剛塑性体として取り扱った。

Fig. 2 Specimen geometry of torsion test and fabrication direction from rolled plate

2.3 テーパーアンビル圧縮試験

一軸引張応力状態を保持したまま破断に至る材料試験としてテーパアンビル圧縮試験⁸⁾(以下 TA 試験)を行った。一軸引張を表現する代表的な手法は平滑試験片を用いた引張試験であるが、この場合くびれが発生した後は多軸応力状態に推移するため応力三軸度を一定に保つことができない。ダメージ値と応力三軸度および組織異方性の関係を明確にするためには、変形中の応力三軸度を出来るだけ一定に保つ必要がある。TA 試験では Fig. 3 に示されるテーパ付のダイセットで八角柱の試験片を圧縮することにより、試験片側面のき裂発生位置の応力三軸度をおよそ 0.3 で保つことができる。評価位置にき裂が確認できたときの圧縮部高さと初期高さから限界圧縮率を算出した。割れの判定は目視で行い、圧縮速度は 3.0mm/min とした。試験片の採取方向を Fig. 4 に示す。また、ねじり試験と同様に評価位置でのダメージ値および応力・ひずみを得るために、有限要素解析を行った。

Fig. 3 Schematic of TA (Taper Anvil) test

Fig. 4 Cutting direction of TA test specimen from rolled plate

2.4 切欠付丸棒引張試験

多軸応力状態を表現する試験として初期切欠を設けた引張試験が広く知られている。本研究では Fig. 5 に示すように初期切欠半径 1mm, 最小直径 5mm の試験片を用いて試験を行った。この試験では, 試験片の投影像をリアルタイム画像解析し, 形状と荷重データをリンクすることで変形初期から破断までの応力・ひずみ線図を実験的に得ることが出来る。そのためねじり試験および TA 試験ではダメージ値の算出に有限要素解析を用いたが, 本試験では全て実験値から算出を行った。応力・ひずみの算出および, ダメージ値の評価位置は全て試験片中央部とし, 負荷速度は TA 試験と同様に 3.0mm/min とした。

Fig. 5 Specimen geometry and cutting direction of notched bar tensile test

2.5 限界ダメージ式の算出

本研究では, 積分型破壊条件式として式(1)で示される Cockcroft&Latham の式(以下 CL 式)を用いた。ねじり試験および TA 試験では有限要素解析から, 切欠付引張試験では実験から, それぞれの繊維状組織角度を有する試験片について破断時の限界ダメージ値を求めた。各応力状態および各試験片角度における合計 9 個の限界ダメージ値を求め, 応力三軸度と試験片角度のパラメータを含んだ限界ダメージ式を決定した。

3. 結果および考察

それぞれの実験における相当ひずみの増加にともなう応力三軸度の変化を Fig. 6 に示す。いずれの試験においても所望の応力三軸度をほぼ一定に保ったまま変形が進行していくことが分かる。従って各試験における応力状態および

平均応力三軸度を Table 1 で示すように定めた。

Fig. 7 および Fig. 8 に試験片の採取方向ごとの応力三軸度と破断相当ひずみおよび限界ダメージ値の関係をそれぞれ示す。いずれの応力状態においても, 繊維状組織方向と主応力のなす角が増加するのに従って破断ひずみが低下し, それにともない限界ダメージ値も低下している。

Fig. 6 Correlation of equivalent strain versus stress triaxiality in each case (NBT; Notched Bar Tensile, TA; Taper Anvil)

Table 1 Average stress triaxiality during deformation in material test (NBT; Notched Bar Tensile, TA; Taper Anvil)

Material test	Average stress triaxiality	Stress state
Torsion test	0	Pure shear
TA test	0.3	Uniaxial tensile
NBT test	1.1	Multiaxial tensile

Fig. 7 Correlation of equivalent strain versus stress triaxiality

Fig. 8 Correlation of critical damage value of Cockcroft & Latham model versus stress triaxiality

また同じ組織方向を有する試験片でも、応力三軸度の増加にともない、破断ひずみおよび限界ダメージ値の低下が確認できる。特に TA 試験の $\theta=90^\circ$ の場合、破断ひずみが他の条件に比べて著しく低下しており、それにより限界ダメージ値も小さな値を示している。これらの結果を考察するために試験片の破面観察を行った。TA 試験における $\theta=0^\circ$ および 90° の破面を Fig. 9 に示す。

Fig. 9 SEM fractograph of TA test in the case of several fibrous directions, (a) $\theta=0^\circ$, (b) $\theta=90^\circ$

延性低下が顕著だった $\theta=90^\circ$ の破面をみると、ディンブル破面に混ざってリバーパターンといわれる特異な破面が観察された。これはへき開破壊が同時に生じていることを示唆している。つまりこの場合、一軸引張状態による空孔生成・成長・合体型の延性破壊が起きると同時に、へき開破壊が生じているため他の条件に比べて延性が著しく低下したものと考えられる。このような結果をふまえ、Fig. 8 で示した限界ダメージ値と組織角度 θ および応力三軸度 η を最小二乗法により定式化し、式(3)を得た。式(3)の限界ダメージ式を用いて複合負荷経路をたどる材料の破壊予測を行った。

$$C_{cri} = 0.840 - 0.004\theta - 0.483\eta + 0.003\eta \cdot \theta \quad (3)$$

4. 検証試験

4.1 実験および解析方法

実際の鍛造加工では複雑な応力履歴を経て破壊に至ることを想定し、引張-圧縮複合試験により式(3)の有用性を検証した。Fig. 10(a)に示す形状の試験片を圧延方向と平行になるように切り出し、最小直径部 10.0mm が 8.8mm になるまで引張予荷を加えた。その後 Fig. 10(b)に示す円柱に機械加工し、圧縮試験を行った。圧縮試験には溝付きの上下ダイスを用い、端面を拘束することで積極的にバルジ変形させ割れが生じやすい状況にした。円柱試験片の側面に目視で割れが確認できるまで圧縮を行い、割れが生じた時の試験片高さと初期高さの比から限界据込み率を求めた。引張

予荷および圧縮負荷工程において工具速度は双方とも 3mm/min で一定とした。また実験と同じ条件で有限要素解析を行い、式(3)を用いて割れが生じる据込み率を予測した。工具は剛体、材料は剛塑性体として取り扱い、圧縮過程では材料と工具を固着させて計算を行った。解析ソフトには DEFORM-2D を用い二次元軸対称問題とした。実験でのき裂発生位置におけるダメージ値を算出し、式(3)で定義される限界値に達したとき破壊が生じるとみなした。

(a) Tensile test specimen (b) Compression test specimen
Fig. 10 Specimen geometry of tensile-compression test and cutting direction

延性破壊予測式の中で応力三軸度の履歴を考慮した代表的なものに大矢根の式⁹⁾がある。大矢根は初期に存在する微小空孔を仮定し多孔質体の塑性力学から式(4)を提案している。

$$\int_0^{\bar{\epsilon}} \left(1 + \frac{1}{a} \frac{\sigma_m}{\sigma} \right) d\bar{\epsilon} \geq C_{cri} \quad (4)$$

さらに佐藤ら¹⁰⁾はせん断試験においてひずみ経路が変化した場合や静水圧成分が段階的に変化した場合でも、上にせん断方向の項を加えることで破壊予測を高精度に行うことが出来ると述べている。そこでこの引張-圧縮複合負荷試験では、従来の CL 式を用いた場合、大矢根の式を用いた場合、および提案した式(3)を用いた場合の破壊予測をそれぞれ行い、本研究の有意性を検証した。

4.2 実験および解析結果

Fig. 11 に解析から得られた引張-圧縮試験でのき裂発生位置における応力三軸度の推移を示す。引張予荷の間は多軸応力状態を推移し、圧縮過程では一軸圧縮から純せん断状態を経て再度引張状態に連続的に推移し、最終的に破断が起きる。この試験における限界圧縮率を大矢根の式によって予測した結果を Fig. 12 に示す。Fig. 12 は圧縮過程におけるダメージ値の変化を示している。この図より、大矢根の式を用いた場合でも本試験のような複合負荷を受けるものはあまり精度よく予測できないことが分かる。次に従来の CL 式および式(3)によって予測した結果を Fig. 13 に示す。図中の点線は試験片破断位置の圧縮過程におけるダメージ値の変化を示している。引張過程で 0.3 程度のダメージが導入された後、圧縮過程においても緩やかにダメージが増加している。この曲線が限界ダメージ値と交差する点が、予測される限界圧縮率を示している。例えば切欠引

張試験での限界ダメージ値(C_N)を予測に用いた場合、 $C_N=0.38$ であるため限界圧縮率は約 39%と予想される。しかし実験での限界圧縮率は 66.8%であったため、割れの発生が正確に予測できない。ねじり試験の限界値(C_T)を用いた場合は約 78%まで破壊しないと見なすため、実験と大幅な差異が生じる。TA 試験の結果を用いた場合では、他の値に比べ実験に近い予測ができていたが、今回の複合負荷試験では最終的な破断時の応力三軸度が 0.4 程度と一軸引張状態に比較的近い値を示していることがその理由と考えられる。そのためどんな応力履歴に対しても TA 試験での限界値が汎用性を有しているとは考えにくく偶発的な結果であると考えるのが妥当である。

しかし、式(3)で示した限界ダメージ式を用いた場合、試験片の採取角度および時々刻々と変化する応力三軸度を考慮しているため限界値は一定とならず、図中の変化をたどる。この曲線と試験片のダメージ値が交差する点が破壊の生じる予測点であり、その値は 65.5%であった。限界値を応力状態によらず一定として扱った場合に比べ、実験値との差異を 1%程度まで減少させることができた。すなわち本研究で行った限界ダメージ値の応力三軸度と組織異方性を考慮した定式化は、高精度な破壊予測、特に応力三軸度が変形中大幅に変化するような加工に極めて有用であるとえられる。

Fig. 11 Stress triaxiality pass during tensile-compression test

Fig. 12 Prediction of fracture occurrence by Oyane model.
(C_T : Calculated critical damage value by Torsion test, C_{TA} : Calculated critical damage value by TA test, C_N : Calculated critical damage value by Notched tensile test)

Fig. 13 Prediction of fracture occurrence using proposed critical damage equation for Cockcroft&Latham model

5. 結 言

圧延組織を有する中炭素鋼を用いて、一般化 Cockcroft & Latham の式で定義される限界ダメージ値を、応力三軸度および組織異方性の関数として定式化し、複合負荷経路をたどる検証試験にてその有用性を確認したところ以下の知見を得た。

- ・ 応力三軸度の増加により材料の破断ひずみは減少し、限界ダメージ値も減少する。また組織採取角度の増加によっても材料の破断ひずみは低下し、特に応力三軸度が 0.3 付近での延性低下が顕著である。これは脆性的な破壊が同時に起きているためと考えられる。

- ・ 従来のように、Cockcroft & Latham の式における限界ダメージ値を一定として扱った場合に比べて、割れ発生の予測を向上させることが出来た。本研究で提案した手法および限界ダメージ式を用いれば、より高精度な破壊予測が可能になることを示唆している。

参 考 文 献

- 1) Cockcroft, M. G. & Latham, D. J. : J. Inst. Met., **96** (1968), 33-39.
- 2) Thipprakmas, S., 神雅彦・村川正夫：塑性と加工, **43**-494 (2002), 209-213.
- 3) 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.
- 4) Gurson, A. L. : Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol., **99** (1977), 2-15.
- 5) Li, H., Fu, M. W., Lu, J. & Yang, H. : Int. J. Plasticity, **27** (2011), 147-180.
- 6) 大塚昭夫・宮田隆司・桜井勉・飯田浩：材料, **34**-381 (1985), 622-626.
- 7) 小坂田宏造・城戸寿之・関口秀夫：日本機械学会論文集 A 編, **49**-440 (1983), 530-538.
- 8) 塚本浩一・藤原正尚・吉田広明・五十川幸宏・小野宗憲：第 58 回塑性加工連合講演会講演論文集, (2007), 281-282.
- 9) 大矢根守哉：日本機械学会誌, **75**-639 (1972), 596-601.
- 10) 佐藤悌介・大矢根守哉：塑性と加工, **14**-148 (1973), 367-373.