破壊じん性に及ぼす静水圧の影響*
(第 2 報, 弾塑性破壊じん性)

篠原 宗憲**, 藤本 克己***, 宮川 松男****

Effect of Hydrostatic Pressure on Fracture Toughness
(2nd Report, Elastic-Plastic Fracture Toughness)

by Munenori SHINOHARA, Katsumi FUJIMOTO, and Matsuo MIYAGAWA

To investigate the effect of hydrostatic pressure on the fracture toughness of boron steel and aluminum alloy, the compact tension test based on ASTM standard is carried out under pressure up to 400 MPa. The displacement at the crack initiation is detected by an electric potential difference method under pressure. The elastic-plastic fracture toughness J_{Ic} increases with increasing pressure. The phenomenon of the increase of fracture toughness due to pressure is confirmed by measuring a critical stretch zone width of boron steel. The experimental J_{Ic} values are compared with the J integral values analyzed by FEM.

Key Words: Material Testing, Strength of Material, Fracture, Toughness, Effect of Pressure, Electric Potential Difference Method

1. 緒 言

材料の破壊じん性に及ぼす静水圧の影響に関しては, 高圧実験装置の制約があるため, 研究例は少ない⁽¹⁾⁽²⁾. 著者らは, 前報⁽²⁾で Al 合金について ASTM 規格⁽³⁾に基づいた破壊じん性試験を約 400 MPa までの静水圧下で行い, 5% オフセット荷重から求めた破壊じん性値 K_{Ic} が静水圧とともに増加することを明らかにし, さらに, 延性破壊ひずみと密接な関係がある限界き裂先端開口変位を用いて非線形破壊力学による検討を行った. しかし, 静水圧の増加に伴う破壊じん性の増加は急激であり, 高静水圧下においては大規模降伏状態になっており, 破壊じん性の変化を論じるには問題があった. このように, 破壊が小規模降伏状態から大規模降伏状態にわたって変化する場合には, ぜい性破壊と延性破壊とを統一的に表すことのできる弾塑性破壊じん性値 J_{Ic} を用いて検討するのが適当である.

本報では, 400 MPa までの静水圧下でボロン合金

鋼および Al 合金について実験を行い, 交流電気ポテンシャル法により安定破壊の開始点を正確に評価して, 弾塑性破壊力学の立場から破壊じん性の静水圧依存性について検討する.

2. 実 験

2.1 供試材および試験片 供試材としては, ボロン合金鋼 (SAE 10 B 35) および高強度アルミニウム合金 (A 2014 T 6) の 2 種を用いた. いずれも板厚 25 mm の圧延材である. ボロン合金鋼の場合は, 所定の寸法に機械加工した後, 850°C で 30 分間保持後油焼入れを行い, 200°C で 2 時間保持後水冷の焼もどしを施した. 供試材の圧延方向の機械的性質を表 1 に示す. また, 平滑丸棒試験片 (直径 4 mm, 平行部長さ 20 mm) の各静水圧下の引張試験⁽⁴⁾による破断ひずみの変化を図 1 に示す. いずれの材料も破断ひずみは静水圧の増加とともに増大する. なお, 両材料ともその降

表 1 供試材の機械的性質

Material	Yield stress σ_y MPa	Tensile strength σ_B MPa	Elongation e_t %	Reduction in area φ %	Hardness Hv
10B35	1645	1888	11.6	50.9	601
A2014 T6	468	493	10.4	—	167

* 昭和 58 年 3 月 31 日 第 60 期通常総会講演会において講演, 原稿受付 昭和 60 年 3 月 28 日.

** 正員, 東京都立大学工学部 (〒158 東京都世田谷区深沢 2-1-1).

*** 学生員, 東京都立大学大学院.

**** 正員, 長岡技術科学大学 (〒949-54 長岡市上富岡町字長峰 1603-1).

伏応力、縦弾性係数、ポアソン比および加工硬化指数は静水圧の影響をほとんど受けない。

破壊じん性試験片はASTM規格の1/2" CT試験片を採用した。図2に試験片の寸法・形状を示す。試験片は圧延方向と引張応力軸が一致する方向に採取し、図の寸法に機械加工した後(熱処理を施し)精密切断砥石(厚さ0.3 mm)により先端角約90°のシェブロンノッチを入れ、さらに、ASTM規格に従って疲労き裂を導入し、切欠比 $a/W = 0.5 \sim 0.55$ とした。

2.2 実験装置および実験方法 静水圧下における破壊じん性試験用実験ジグを図3に示す。引張荷重は引張ヨークとピンなどを介して試験片に伝達される。ジグには開口変位および電位差変化を測定するために8本の端子が取付けてある。試験片を電氣的に独立させる必要があるため、試験片およびクリップゲージがジグと接触する恐れのある部分には接着剤を塗布し、ピンには絶縁膜のマイカを巻いて完全に絶縁した。図4に破壊じん性試験の概略を示す。荷重 L はロードセルで静水圧下で直接検出し、試験片の開口変位

V はクリップゲージで、また、き裂発生に伴う電位差の変化 ΔE は交流電気ポテンシャル法により検出し、それぞれ自記させた。静水圧下の実験は、ジグを高圧室内に組み込み、静水圧一定、引張速度一定(約1 mm/min)のもとで行った。

3. 実験結果および検討

3.1 荷重-荷重点変位図 各静水圧下におけるボロン合金鋼の破壊じん性試験による荷重-荷重点変位図を図5に示す。なお、荷重点変位は、回転因子⁽⁵⁾を用いて開口変位から換算した。図から明らかなように、荷重-荷重点変位図に及ぼす静水圧の影響は極めて大きく、大気圧下では最高荷重を越えるとすぐ破断といった不安定な破壊を示しているが、静水圧の増加とともに最高荷重およびその点までの変位は増大し、また、破断までの変位も増大し、安定な破壊に移行している。この傾向はAl合金の場合も同様である⁽²⁾。

3.2 安定き裂発生点の検出 本実験では、安定き裂発生点を検出するために、静水圧下において交流電気ポテンシャル法を応用した。日本機械学会基準「弾塑性破壊じん性 (J_{Ic}) 試験方法」⁽⁶⁾では、電位差変化とき裂開口変位との関係において、電位差曲線の折れ曲がり点を安定き裂発生点と認定することを推奨してい

図1 静水圧による供試材の破断ひずみの変化

図2 破壊じん性試験片の寸法・形状

図3 破壊じん性試験用実験ジグ

図4 破壊じん性試験の概要

る。図6に本実験における電位差-荷重点変位図の例を示す。大気圧下の通常の実験においては、電位差曲線は変形が進むにつれて上昇していき、安定き裂発生点で急激にその増加割合が増すのが一般的である。しかし、本実験では図に示すように傾向が異なっている。これは、高圧容器内で実験を行うため、試験片の周囲が鉄鋼材料に囲まれていることも原因しているものと思われる。電位差曲線の変化が減少から増加に移行し始める前後で途中止めを行い、断面観察によって疲労き裂先端からの安定き裂発生の有無を確認した結果、図に示すように接線から曲線が離れる点をき裂発生点と認定することにした。

図7にこの方法により検出した安定き裂発生時の荷重点変位 δ_c と静水圧の関係を示す。ボロン合金鋼の場合、安定き裂発生時の変位は静水圧とともに増大するが、200 MPa以上の静水圧下ではその増加割合は

低下している。一方、Al合金の場合は、 δ_c は200 MPaまでは徐々に増大し、それ以上の静水圧では急激に増大している。 δ_c が静水圧の増加とともに増大するのは、き裂先端近傍の応力状態が静水圧の付加により変化し、安定き裂の発生が抑えられるためと考えられる。

3.3 破壊じん性と静水圧の関係 荷重-荷重点変位図と安定き裂発生時の変位 δ_c とからMerkleの簡便式⁽⁷⁾を用いて弾塑性破壊じん性値 J_{Ic} を求めた。なお、この実験の範囲内では J の値は次式

$$B, b \geq 2.5J/\sigma_{flow} \left. \vphantom{\begin{matrix} B, b \geq 2.5J/\sigma_{flow} \\ \sigma_{flow} = (\sigma_Y + \sigma_B)/2 \end{matrix}} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

B : 試験片幅, b : リガメント長さ

σ_Y : 降伏応力, σ_B : 引張強さ

を満足するので J_{Ic} と表示する。図8に J_{Ic} と静水圧の

図5 各静水圧下における荷重-荷重点変位図

図7 安定き裂発生時の荷重点変位と静水圧の関係

図6 荷重・電位差-荷重点変位図の例

図8 静水圧による弾塑性破壊じん性の変化

関係を示す。ボロン鋼の場合、 J_{Ic} は 200 MPa までは静水圧とともにかなり増加するが、それ以上の静水圧ではその増加割合は低下している。一方、Al 合金の場合は 200 MPa までの静水圧下では、 J_{Ic} は徐々に増加するが、それ以上の静水圧では急激に増加している。これは、Al 合金の引張りにおける破断ひずみが図 1 に示すように 100 MPa 以上の静水圧で急激に増大していることと対応しており、疲労き裂先端の塑性変形能が急激に増すためと考えられる。

前報では 5% オフセット荷重から破壊じん性値 K_{Ic} を求めたが、大気圧下では平面ひずみ破壊の条件式

$$B > 2.5(K_{Ic}/\sigma_Y)^2 \quad \dots\dots\dots (2)$$

を満足し、 K_{Ic} の値が求められた。しかし、静水圧が高くなるとこの条件を満足しなくなり、破壊じん性の静水圧依存性を統一的に論じることはできなかった。ところで、平面ひずみ破壊じん性値 K_{Ic} と弾塑性破壊じん性値 J_{Ic} との間には次式が成立する。

$$J_{Ic} = (1 - \nu^2) K_{Ic}^2 / E \quad \dots\dots\dots (3)$$

ν : ポアソン比, E : 縦弾性係数

本実験で求めた J_{Ic} を上式で用いて K_{Ic} に換算した。

図 9 にボロン合金鋼の $K_{Ic}(J)$ と静水圧との関係を示す。また、この図には 5% オフセット荷重から求めた $K_{Ic}(K_Q)$ も示してある。なお、式 (2) を満足しない実験点には * 印を付けてある。 $K_{Ic}(J)$ の値は静水圧の増加とともに増大するが、その増加割合は静水圧が高くなると低下している。この傾向は J_{Ic} と静水圧との関係に類似している。また、大気圧下では K_{Ic} の値は $K_{Ic}(J)$ の値に比べ若干大きいが、静水圧が高くなり K_Q が式 (2) を満足しなくなると $K_{Ic}(J)$ の値のほうがかなり大きくなっている。 $K_{Ic}(J)$ の値は、平面ひず

図 9 静水圧によるボロン合金鋼の破壊じん性の変化

み・小規模降伏状態での破壊を満足するような大きな試験片を用いれば求まるであろう K_{Ic} の値はこうなるであろうという仮想的な値である。本実験で用いたような小さな試験片では静水圧が高くなると小規模降伏状態を満足しなくなり、5% オフセット荷重から求めた K_Q の値は K_{Ic} の値に比べかなり小さい値であることが明らかになった。

図 10 は同様にして求めた Al 合金の $K_{Ic}(K_Q)$ および $K_{Ic}(J)$ と静水圧との関係を示す。大気圧下における $K_{Ic}(J)$ の値は K_{Ic} よりかなり大きいですが、これは Al 合金の電位差曲線の変化が小さく安定き裂発生点不明りょうであるため、き裂発生点の変位を過大評価したためではないかと思われる。なお、前報の結果も示してあるが、素材の履歴は多少異なっている。

次に、き裂先端に生じる塑性域の大きさについて検討する。前述のように安定き裂発生時の変位量が静水圧とともに増大することから、破壊時のき裂先端の塑性域寸法は静水圧により増大するものと考えられる。塑性域寸法は塑性域の半分をき裂の一部とみなした等価き裂寸法概念⁽⁸⁾に基づき、次式より計算した。

$$R_p = \frac{2}{5.6\pi} \left(\frac{K}{\sigma_Y} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (4)$$

図 11 に K の値から求めた破壊時の塑性域寸法の静水圧による変化を示す。ボロン合金鋼の場合、大気圧下では 0.4 mm 程度であり、400 MPa では 0.57 mm 程度に増大している。一方、Al 合金の破壊時の塑性域寸法は、大気圧下で 0.3 mm 程度でボロン合金鋼より小

図 10 静水圧による Al 合金の破壊じん性の変化

さくよりぜい性的な材料であることがわかる。しかし、静水圧による Al 合金の破壊時の塑性域寸法の増加割合はボロン合金鋼より大きく、400 MPa では塑性域寸法 0.9 mm 程度に増大している。

3・4 破面観察 図 12 に各静水圧下で破断させたボロン合金鋼の破断面の写真を示す。前報に示した Al 合金の場合と同様に、破面は平面ひずみ破壊である平坦部および平面応力破壊であるせん断縁とからなっている。大気圧下では、せん断縁は小さく平面ひずみ状態を反映した不安定な破壊をしている。静水圧の増加に伴い平面ひずみ破壊部の占める割合は減少し、せん断縁は増大している。この静水圧による平面ひずみ破壊部の占める割合の減少の程度は Al 合金に比べて小さく、ボロン合金鋼の J_{IC} 値および K 値の静水圧による増加割合が Al 合金に比べ小さいことと傾向は一致している。平面ひずみ破壊部はディンプル破面であり、小さな突起がき裂の進行方向と平行に多数みられ、この突起は静水圧の増加に伴いその高さおよび大きさが増す傾向が見られる。

前報の討論欄で述べたように、Al 合金のストレッチゾーンは明確ではないが、ボロン合金鋼の場合には

ディンプル破面と疲労破面との境界部に疲労き裂先端が塑性的に引き伸ばされて生じたストレッチゾーンが観察できた。図 13 に破壊時の限界ストレッチゾーン幅と静水圧との関係を示す。限界ストレッチゾーン幅は静水圧とともに増大する。このことから、静水圧の影響で材料の塑性変形能が増加し、き裂先端がかなり塑性変形していることがわかる。また、一般に破壊じん性が大きいほど限界ストレッチゾーン幅が大きいことが指摘されているが、この測定結果からも破壊じん性の静水圧依存性が確認できた。

3・5 弾塑性解析による検討 有限要素法による弾塑性解析の手法を用いて、径路積分による J 積分値を求めて実験結果と比較検討するとともに、き裂先端の応力についても検討を試みた。破壊じん性に及ぼす静水圧の影響については、(1)有限要素法で用いる剛性マトリックスおよび塑性ひずみ増分理論には静水圧は関与しない、(2)解析に用いる降伏応力 σ_y 、縦弾性係数 E 、ポアソン比 ν 、および加工硬化指数 n には静水圧はほとんど影響しないという実験事実に着目し、同一の解析結果を用いて検討する。解析には、荷重増分法を基礎にした弾塑性有限要素法プログラム⁽⁹⁾を使用した。図 14 に要素分割および積分径路を示す。解析は総要素数 512、総節点数 297、最小要素寸法 0.025 mm、 $a/W=0.51$ の条件で行った。なお、実験に用いた CT 試験片は、図 12 に示すように疲労き裂は直線状には入っていないが、また a/W の値も若干の差がある。したがって、実験結果と解析結果を直接関連づけることには多少問題があるが、破壊じん性の静水圧依存性についてある程度の推定は行えるものと考えられる。

図 15 に径路積分により求めた J 積分値と荷重点変位との関係を示す。明らかな径路依存性がみられ、き裂先端から離れた径路のほうが J の値は小さくなっている。理論上、 J 積分は径路独立性を有するはずで

図 11 静水圧による破壊時の塑性域寸法の変化

図 12 各静水圧下におけるボロン合金鋼の破断面

図 13 静水圧による限界ストレッチゾーン幅の変化

あるが、ひずみ増分理論に従う弾塑性体に対しては、径路独立性が失われることが指摘されている⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾。ここでは、この点についての検討は行わず、解析結果をもとに破壊じん性の静水圧依存性について検討することにする。図15には実験結果もプロットしてあるが、大気圧下の実験点はPATH 2(き裂先端から約0.5 mmの径路)とPATH 3(き裂先端から約1 mmの径路)の間にあり、高静水圧下の実験点はき裂先端からさらに離れた径路による J 積分値と一致する傾向がみられる。この傾向は、図11で述べたき裂先端の塑性域寸法が静水圧とともに広がる傾向と一致している。

図16に要素の図心の位置がき裂面から0.014 mmの高さにあるリガメント部の正三角形要素における応力の静水応力成分 σ_m の分布を示す。静水応力成分は変形が進むに従って増加し、特に、き裂先端部の増加が著しい。他の垂直応力成分 σ_x, σ_y もほぼ同様な傾向がみられる。このような応力状態に静水圧が付加されると、各応力成分は付加した静水圧分だけ小さくなる。したがって、応力成分がある値に達したときき裂が発生すると考えると、変形増加による応力成分の増分が付加した静水圧分以上になるまで安定き裂の発生は遅れ、き裂先端の塑性変形量は増大する。すなわち、静水圧により破壊時の限界ストレッチゾーン幅は増大し、破壊じん性値は増大するものと考えられる。

図14 要素分割および積分径路

4. 結 言

ボロン合金鋼およびAl合金について400 MPaまでの静水圧下で破壊じん性試験を行った結果、次のような結論が得られた。

(1) 静水圧の影響で破壊形態が大きく変化する場合でも、交流電気ポテンシャル法により安定き裂発生点を正確に判定して求めた弾塑性破壊じん性 J_{Ic} により、破壊じん性の静水圧依存性を統一的に評価できた。

(2) 安定き裂発生時の荷重点変位 δ_0 は静水圧とともに増大し、 δ_0 をもとに求めた弾塑性破壊じん性値 J_{Ic} は静水圧により増大する。

(3) 限界ストレッチゾーン幅は静水圧とともに増大する。このことから破壊じん性の静水圧依存性は確認できた。

図15 J 積分値と実験値の比較

図16 き裂先端近傍の静水応力成分

(4) 弾塑性解析結果によると、静水圧が高くなるほど実験値はき裂先端から離れた径路による J 積分値と一致する傾向がみられる。また、き裂先端近傍の応力成分を考察することにより、破壊じん性の静水圧依存性を説明できる。

文 献

- (1) Auger, J. P. and Arancois, D., *Int. J. Fract.*, 13 (1977), 431.
- (2) 篠原・ほか3名, 機論, 47-424, A (昭56), 1339.
- (3) Brown, W. F. and Srawley, J. E., *ASTM STP* 410 (1969), 46.
- (4) 篠原・ほか2名, 軽金属, 30-3 (昭55), 128.
- (5) 白鳥・ほか2名, 数値破壊力学, (昭55), 124, 実教出版.
- (6) 日本機械学会基準, JSME, S 001-1981.
- (7) Merkle, J. G. and Corten, H. T., *Trans. ASTM*, Ser. J, 96-4 (1974), 236.
- (8) 岡村, 線形破壊力学入門, (昭51), 78, 培風館.
- (9) 山田, 塑性・粘弾性, (昭47), 173, 培風館.
- (10) 三好・白鳥, 機論, 47-424, A (昭56), 1323.
- (11) 渡辺・ほか2名, 機論, 50-451, A (昭59), 471.

討 論

〔質問〕 長谷川 光彦〔長岡技術科学大学〕

交流電気ポテンシャル法はノイズの影響を受けにくく、精度のよい方法であるが(付1)(付2), 微小電位を取扱う方法であるので、高い静水圧下では電極の絶縁等で苦労されたのではないかと思う。そのような問題点を解決した方法についてご教示いただければ幸いです。

〔回答〕 本実験では、交流ポテンシャル法によりき裂の発生を検出することがポイントであった。大気中での実験では、ピンと試験片との間の絶縁は普通の紙をピンに巻き付けることにより行っているとのこと

なので、当初は同様に普通の紙や和紙を試みたが、き裂が生じて電位差の変化は現れなかった。これは、圧力媒体の油が紙に浸透し、そのため絶縁が悪くなったことに起因しているものと考えられる。種々の材料を試みた結果、厚さ 0.01 mm のマイカ膜をピンに数層巻き付け、さらに、試験片がジグと接触する恐れのある部分に接着剤を塗布することにより絶縁の問題は解決し、き裂の発生を検出することができた。

- (付1) 長谷川・ほか4名, 機論, No. 780-12 (昭53-10), 190.
- (付2) 長谷川・ほか4名, 材料試験技術, 30-1 (昭60-1), 65.