2024-T3 Al合金薄板の混合モード破壊基準*

高松 徹**

市川 昌弘**

Mixed Mode Fracture Criterion in Thin Sheets of 2024-T3 Al-alloy

Tohru TAKAMATSU and Masahiro ICHIKAWA

This paper is concerned with mixed mode (combined mode I and mode II) fracture criterion in the case where stable crack growth occurs before unstable fracture. Finite element analyses and tensile tests were carried out on thin sheet specimens of 2024-T3 aluminum alloy having a center crack inclined to the tensile loading axis. The specimen width and the angle between the center crack and the tensile loading axis were changed over a wide range. It was found that stable crack initiation follows approximately the criterion of $J_I + \alpha J_{II} = J_{IC}$, where α is a constant. The direction of stable crack initiation was perpendicular to the tensile loading axis. The net stress at the maximum load was found to be nearly equal to the yield stress of the material tested.

Key Words : Fracture, Mixed Mode Fracture, Thin Sheet, J-integral, Stable Crack Initiation, Fracture Toughness, Finite Element Analysis

1. 緒言

き裂を含む実用構造物の健全性評価において、き裂先端の変形様式が混合モード条件にある場合の破壊基準を明らかにすることは重要な課題である。最近、混合モード条件において、不安定破壊以前に安定き裂の成長を伴って破壊する場合の破壊基準についていくつかの検討が行われている⁽¹⁾⁻⁽⁵⁾。それらの中で、モードⅠとモードⅡの混合モード条件の場合に対して、Cotterellら⁽²⁾、Greenら⁽³⁾及び坂田ら⁽⁴⁾はJ積分をパラメータとして検討を行っている。

筆者らはこれまでに2024-T3Al合金薄板(厚さB=1.0mm)の中央き裂材を用いた実験よりモードⅠ又はモードⅡ単独の条件における安定き裂発生条件及び不安定破壊条件について検討を行っている⁽⁶⁾⁻⁽⁸⁾。

そこで本報では2024-T3Al合金薄板のモードⅠとモードⅡの混合モード条件における安定き裂発生条件を、

J積分をパラメータとして検討した。このために図1に示すような負荷軸に種々の角度で傾いた中央き裂を有する斜め中央き裂材の有限要素解析及び引張試験を行った。安定き裂発生角度、不安定破壊条件について明らかにした。

2. J積分を用いた混合モード破壊基準

坂田ら⁽⁴⁾は厚さ10mmの2024-T351Al合金について修正コンパクト試験片を用いた実験より、モードⅠとモードⅡの混合モード条件における安定き裂発生条件が、 $J_I + J_{II} = J_{IC}$ で表される破壊基準にほぼ従うという

図1 斜め中央き裂材

* 昭和61年11月26日 第941回講演会において講演、原稿受付 昭和61年5月12日。

** 正員、電気通信大学(〒182 調布市調布ヶ丘1-5-1)。

結果を得ている (J_I 、 J_{II} は J 積分のモード I 及びモード II 成分、 J_{IC} はモード I 単独の条件に対する弾塑性破壊じん性)。この基準からはモード I またはモード II 単独の場合のき裂発生点の J 値、 $(J_I)_I$ 、 $(J_I)_{II}$ の関係は $(J_I)_I = (J_I)_{II}$ となるが、筆者ら⁽⁹⁾の 2024-T3 Al 合金薄板の実験結果によれば $(J_I)_I / (J_I)_{II} = 1.56$ であった ($(J_I)_I = 16.4 \text{ kN/m}$ 、 $(J_I)_{II} = 10.5 \text{ kN/m}$)。そこで本報では $J_I + J_{II} = (J_I)_I$ なる破壊基準のほかにこれを修正した $J_I + \alpha J_{II} = (J_I)_I$ なる破壊基準を実験的に検討する。ここで $\alpha = (J_I)_I / (J_I)_{II}$ である。なお、坂田らの実験では安定き裂発生点の J 値の比が $0 \leq J_{II} / J_I \leq 0.2$ の範囲 (文献 4 の図 19 から読取った) を対象としているが、本報ではより広い範囲 ($0 \leq J_{II} / J_I \leq 11.2$ (11.2 は本実験の $\beta = 75^\circ$ の場合)) を対象とした。上記の基準の物理的意味や、 J_I 、 J_{II} の意味 (混合モード条件下の弾塑性域での) については今後の検討課題とする。なお上記の $(J_I)_I = 16.4 \text{ kN/m}$ は機械学会基準の J_{IC} 試験方法⁽⁹⁾の判定基準を満足しており、 $(J_I)_I = J_{IC}$ である。

3. 有限要素解析

まず後述の実験と同一形状寸法の 2024-T3 Al 合金薄板斜め中央き裂材について、有限要素法による弾塑性解析を行って、公称負荷応力 σ ($=P/WB$; P : 荷重、 W : 板幅、 B : 板厚) と J_I 及び J_{II} 値の関係を求めた。図 2 に要素分割図の例 ($W = 70 \text{ mm}$ 、き裂角度 $\beta = 45^\circ$) を示す。解析はこの他に $W = 70 \text{ mm}$ として β を $0^\circ \sim 75^\circ$ の範囲で変えた場合と、 $\beta = 45^\circ$ として W を $40 \sim 300 (\text{mm})$ の範囲で変えた場合について行った。図中には各条件の要素数及び節点数を示す。解析にはこれまでの筆者らの報告と同

じ有限要素プログラム及び材料特性値⁽⁷⁾を用いた。また同様に平面応力を仮定し、外力として試験片端に等分布力を負荷した。混合モード条件における J 値の J_I 、 J_{II} への分離は石川の方法⁽¹⁰⁾によった。すなわち図中の点線で示す 11 個の経路 (図には No. 11 の経路のみを示す) のそれぞれについて、石川の方法に従って経路積分を行って J_I 、 J_{II} の平均値を求めた。ただしき裂先端に形成される塑性域が大きくなった場合は、塑性域外の経路を対象とした⁽¹¹⁾。図 3 に有限要素解析により得られた $\sigma - J_I$ 、 $\sigma - J_{II}$ 関係を使って前述の 2 つの破壊基準から求められる安定き裂発生点の応力 $(\sigma_{net})_I$ と β 及び W の関係を示す。ここで σ_{net} は負荷軸方向に垂直な断面における最小断面積に対して求めた ($\sigma_{net} = P / ((W - 2c \cdot \cos \beta) B)$)。この結果より、 β が小さい場合は 2 つの破壊基準による差はほとんどないが、 β が大きくなるに従って差が大きくなるのがわかる。

図3 $(\sigma_{net})_I - \beta, W$ 関係

図2 有限要素分割図 ($\beta = 45^\circ$, $W = 70 \text{ mm}$)

図4 試験片形状寸法

4. 実験方法

供試材はこれまでの筆者らの研究で用いたものと同じ 2024-T3 Al 合金の薄板である (板厚 $B = 1.0 \text{ mm}$ 、降伏応力 $\sigma_y = 377.3 \text{ MPa}$ 、引張強さ $\sigma_u = 507.2 \text{ MPa}$ 、伸び $= 22.5$

%)。図4は使用した試験片の寸法及び形状で、板幅 $W = 70\text{ mm}$ についてき裂角度 β を $15, 45, 60, 67.5, 75(^{\circ})$ と変えたものと、 $\beta = 45^{\circ}$ について W を $20, 40, 140\text{ (mm)}$ と変えたものを製作した。き裂長さ $2c$ はいずれの場合も板幅の50%とした。試験片は供試材の圧延方向に直角に疲労予き裂を入れた幅広の中央き裂材を製作した後、所定のき裂角度が得られように切出し、機械加工して仕上げた。また圧延方向の影響を調べるために、 $W = 70\text{ mm}$ 、 $\beta = 0^{\circ}$ について予き裂が圧延方向に直角な試験片と平行な試験片を製作して実験を行った。試験機はインストロン型試験機を用いクロスヘッド速度 1 mm/min の条件で引張試験を行った。複数の同じ試験片を用いた除荷法によって、各条件について最大荷重点までの安定き裂進展量 $\Delta(2c)$ と負荷応力の関係を求めた。 $\Delta(2c)$ の測定には走査電子顕微鏡を用いた。

5. 実験結果及び考察

本実験の全ての条件において、最高荷重点までには試験片表面から容易に観察できる顕著な安定き裂の進展が認められた。図5に $W = 140\text{ mm}$ 、 $\beta = 45^{\circ}$ の試験片の例を示す(最高荷重点で除荷)。図6に最高荷重点における安定き裂進展量 $\Delta(2c)_{\text{max}}$ と β 及び W の関係を示す(縦軸は対数目盛)。この結果より $\Delta(2c)_{\text{max}}$ は β に対してほぼ一定であるが、 W の増加に従って増加する傾向を示すことがわかる。図7に安定き裂進展開始

図5 除荷試験片 ($\beta = 45^{\circ}$ 、 $W = 140\text{ mm}$)

図6 $\Delta(2c)_{\text{max}}$ - β 、 W 関係

方向 θ と β 及び W の関係を示す (θ は図中に示すようにに負荷軸に垂直な面とき裂進展方向のなす角度で時計回りを正とする)。走査電顕による観察から安定き裂は板厚のほぼ中央から進展することが明らかとなったので、 θ は板厚の中央の位置で測定した。なお予き裂からの安定き裂の進展開始領域では全ての条件において等軸ディンプルの形成が認められた。図7の結果より θ はばらつきは大きい安定き裂はいずれの場合も負荷軸にほぼ直角に進展するといえる。図8に最高荷重より求めた応力 $(\sigma_{\text{net}})_{\text{max}}$ と β 及び W の関係を示す。図中の点線は供試材の降伏応力 σ_y である。この結果より $(\sigma_{\text{net}})_{\text{max}}$ はほぼ一定で σ_y に等しいことがわかる。図9に $W = 70\text{ mm}$ として β を変えた場合の最高荷重点までの応力 σ_{net} と安定き裂進展量 $\Delta(2c)$ 関係を示す。 $\Delta(2c)$ は前述のように複数の同じ試験片を用いた除荷法により求めた。図10に $\beta = 45^{\circ}$ として W を変えた場合の結果を示す。いずれも両対数グラフに示した。この結果より $\sigma_{\text{net}} - \Delta(2c)$ 関係は β や W によって異なるが、いずれの場合も両対数グラフ上ではほぼ直線関係にあることがわかる。 $W = 70\text{ mm}$ 、 $\beta = 0^{\circ}$ の結果は予き裂が供試材の圧延方向に直角な場合 (●印) と平行な場合 (○印) であるが、この結果より本供試材においては、 $\sigma_{\text{net}} - \Delta(2c)$ 関係に与える圧延方向の影響は小さいことがわかる。これらの $\sigma_{\text{net}} - \Delta(2c)$ 関係よ

図7 $\theta - \beta$ 、 W 関係

図8 $(\sigma_{\text{net}})_{\text{max}}$ - β 、 W 関係

図9 σ_{net} - $\Delta(2c)$ 関係 ($W = 70$ mm) 図10 σ_{net} - $\Delta(2c)$ 関係 ($\beta = 45^\circ$) 図11 $(\sigma_{net})_I$ - β , W 関係 (実験値との比較)

りき裂発生点の応力 $(\sigma_{net})_I$ を求め、前述の有限要素解析から求められた図3の結果と比較して図11に示す。ここで本報では安定き裂発生点の応力は図9, 10に点線で示すように、き裂の進展が認められた(すなわち等軸ディンプルが形成されている)応力の最小値と縦軸上に示したき裂の進展が認められなかった応力の最大値の範囲として示した。この結果より実験値(I印)は全体として2つの基準のうちでは本報で仮定した $J_I + \alpha J_{II} = (J_I)_I$ なる基準の方に近いようである。ただし β が小さな場合は2つの破壊基準の差は小さいので

$J_I + J_{II} = (J_I)_I$ にも一致している。また、 β が大きくなるに従ってどちらの基準の推定値よりも小さな応力でき裂が発生する傾向を示す。この理由として β が 90° に近くなると別の破壊基準に支配されるという可能性等が考えられるが、今後実験データの蓄積とともに理論的検討が必要である。

6. 結 論

斜め中央き裂材を用いた混合モード試験及び有限要素解析を行って、2024-T3Al 合金薄板の混合モード破壊基準を検討した結果以下のことが明らかとなった。

(1) 実験より得られた安定き裂発生点の応力 $(\sigma_{net})_I$ は本報で仮定した $J_I + \alpha J_{II} = (J_I)_I$ なる破壊基準による推定値とほぼ一致した。ただし β が 90° に近くなるに従ってこの基準による推定値よりも小さな応力でき裂が発生する傾向がみられた。

(2) 安定き裂進展開始方向 θ は板幅 W 及びき裂角度 β によらず負荷軸にほぼ直角である。

(3) 最高荷重点の応力 $(\sigma_{net})_{max}$ は板幅 W 及びき裂角度 β によらずほぼ一定で供試材の降伏応力 σ_y に等しい。

御指導を賜った本学田中栄学長に厚く感謝の意を表します。さらに混合モード条件の J 積分に関して御討論をいただいた本学石川晴夫助教授に深く感謝します。また実験及び有限要素解析に協力された本学学生和泉泰裕君(現在キャノン(株))、杉原雅君(現在日立製作所)に感謝します。

参考文献

- (1) 大塚・ほか4名、造船論、136(昭49)、249。
- (2) Cotterell, B., Lee, E. and Mai, Y. W., Int. J. Fract. 20(1982)、243。
- (3) Green, G. and Miles, L., ASTM STP 803(1983)、1-458。
- (4) 坂田・ほか4名、機論、51-469、A(昭60)、2129。
- (5) 坂・ほか2名、機論、52-475、A(昭61)、744。
- (6) 田中・ほか2名、材料強度学会誌、13-4(昭54)、131。
- (7) 市川・高松、機論、50-453、A(昭59)、959。
- (8) 高松・市川、機論、51-461、A(昭60)、167。
- (9) 日本機械学会基準 弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験方法 J S M E S001-1981
- (10) 石川、機論、46-401、A(昭55)、67。
- (11) Ishikawa, H., ほか2名, Proc. 3rd Int. Conf. on Mechanical Behaviour of Materials, 3(1979)、447。