混合モード荷重下における延性破壊機構の研究*

菊池 正紀^{*1}, 山王丸 将吾^{*2}

Study on the Ductile Fracture under Mixed Mode Loading Condition

Masanori KIKUCHI^{*3} and Shougo SANNOUMARU^{*3} Department of Mechanical Engineering, Tokyo University of Science,
2641 Yamazaki, Noda-shi, Chiba, 278-8510 Japan

Three point bend specimen is used for ductile fracture tests with different mixed mode ratio, K_{II}/K_I . The crack growth direction in mid-plane of the specimen changes largely with the change of K_{II}/K_I value. Detailed observation of fracture surface is conducted, and it is shown that the average void diameter becomes smaller as K_{II}/K_I becomes larger. Numerical simulation is also carried out using Gurson's yield function. By introducing stress-controlled void nucleation model, as well as plastic-strain-controlled nucleation model, it is shown that crack growth directions at mid-plane and free surface are estimated well and results agree with experimental observations qualitatively. Distributions of stress triaxiality and plastic strain are also evaluated and their effects on dimple fracture process are discussed.

Key Words: Dimple Fracture, Mixed-Mode, Shear-Lip Fracture, Three-Point Bend Specimen, Void, FEM Analysis, Gurson Model

1. 結 論

延性材料は生産性が良いとされている塑性加工にも適応する事ができ、また一般的に脆性材料と比べると靱性が高い事から広い分野に渡って使用されている。通常、ある構造物が使用されているとき構造物を構成する各材料には荷重が負荷しているが、それが繰り返し荷重ならば応力集中部から疲労き裂が発生する場合がある。過去の研究^{1)~3)}から疲労き裂の多くは Mode I 荷重下で進展しやすい事が知られているため、構造物を長期間使用すると Mode I 荷重下で疲労き裂が生ずることが考えられる。この状態において構造物が物体の衝突や地震などによる予期せぬ大きな荷重を受けると、き裂先端では塑性域が大きく広がり、ついには混合モード荷重下における延性破壊に至る場合も考えられる。混合モード荷重下における延性破壊に関する研究^{4)~6)}は過去にいくつかあるものの、き裂進展シミュレーションまで考慮したものは多くない。さらに延性破壊に関する重要な問題の一つとして挙げられるのが平面応力領域で生ずるシャリップ破壊についてである。従来の破壊力学では主に平面ひずみ条件を仮定していたが、近年、構造物の小型化や軽量化に伴い薄板構造物が増加してきたため平面応力下での破壊、すなわちシャリ

ップ破壊領域を調べる必要性が高くなっている。シャリップ破壊についても過去にいくつかの研究^{6)~7)}が見られるが、シャリップ破壊領域も含めた 3 次元き裂進展解析による考察は少ない。そこで本研究ではまずモード I とモード II の混合モード荷重下における基礎的な延性破壊挙動として実験によりき裂進展挙動および破面状態を調べる。次にシャリップ破壊も考慮した延性破壊シミュレーションを行い、混合モード比の変化がき裂進展挙動に与える影響について力学的な視点から考察を行う。

2. 試験片と実験方法

高延性、高靱性材料である A533B 鋼を用いて、常温における三点曲げ延性破壊試験を実施した。材料の化学成分と機械的性質を表 1, 2 に示す。

Table 1 Chemical composition of A533B steel [Wt%]

C	Si	Mn	P	S	Ni	Mo
0.22	0.32	1.46	0.01	0.01	0.60	0.57

Table 2 Mechanical property of A533B steel

E [GPa]	ν	σ_y [MPa]	Ra [%]
206	0.3	599	67

ここで E はヤング率、 ν はポアソン比、 σ_y は降伏応力、 Ra は絞り値を示す。板厚は破壊靱性基準⁸⁾を満たすものとして 8 mm とした。また図 1 のように支持点とき裂位置の距離 X を変化させる事で混合モード比を変化させた。表 3 に本研究で用いた試験片の混合モード比を示す。なお図 1 中の寸法の単位は mm である。

* 原稿受付 2008 年 1 月 24 日。

^{*1} 正員, フェロー, 東京理科大学理工学部 (〒278-8510 野田市山崎 2641)。^{*2} 東京理科大学大学院理工学研究科。

E-mail: kik@me.noda.tus.ac.jp

Fig. 1 Three point bend specimen

Table 3 Mixed mode ratio for the tests.

X[mm]	40	24	20	16	12
K_{II}/K_I	0.00	0.130	0.154	0.189	0.250

3. 実験結果

図2に破断させた試験片を示す。図2(b)は図2(a)の破面を拡大したものである。図2から板厚内部では凹凸の激しいディンプル破壊領域、板厚表面ではシャリップ破壊領域の存在が確認される。混合モード比がき裂進展挙動に与える基本的な性質の一つとしてき裂進展方向への影響が考えられるためき裂進展角度を測定した。図3は図2(b)の破線部にそった断面高さデータである。図3の領域Aはワイヤーカット加工面、領域Bは疲労予き裂面であり平坦な破面である。領域Cは凹凸の激しいディンプル破壊面である。本研究では図3中の点線の様にディンプル破壊領域の破面形状を最小二乗法により直線近似した直線の勾配からき裂進展角度を定義した。さらに図4に示す様にき裂進展角度の正負を定義した。図5に混合モード比を変化させた試験により得られた板厚中央面と板厚表面におけるき裂進展角度を示す。

図5によると板厚内部ではき裂進展角度は正值をとりその値は混合モード比が上昇するにつれて大きくなっている。また板厚表面では混合モード比がゼロのモードIのときはき裂進展角度は対称に正と負の値をと

り二方向に進展するが、混合モード状態では負の方向一方向だけに進展している。図6には板厚表面におけるき裂進展の様子を示す。Mode I 試験片ではき裂先端から左右対称にき裂が進展しているのに対して混合モード試験片では非対称にき裂が進展している様子がみられる。

Fig. 3 Definition of crack growth direction

Fig. 4 Definition of crack growth direction

Fig. 5 Crack growth angle

(a) Fractured specimen

(b) Fracture surface

Fig. 2 Fractured specimen

(a) Mode I ($K_{II}/K_I=0.0$) (b) $K_{II}/K_I=0.25$

Fig. 6 Crack growth in free surface

次にSEM(Scanning Electron Microscope)を用いて破面上に存在するディンプルの状態を調べた。図 7 に Mode I 試験片の板厚内部とシャリップ破壊領域における破面の写真を示す。図 7(a)の様に板厚内部では数十 μm 程度のディンプルが存在し、シャリップ破壊領域でも数 μm 程度の小さいスケールではあるがディンプルが存在している事が確認できる。そこで混合モード比の変化がディンプルに対してどのような影響を与えるのかを調べた。図 8 に混合モード比の変化に対するディンプル径の変化を板厚内部とシャリップ領域に関して示す。グラフの各点はそれぞれの領域で 120 個のディンプル径を測定した平均値である。図 8 より板厚内部では混合モード比が大きくなるにつれてディンプル径が小さくなる傾向が分かる。またシャリップ破壊領域では混合モード比によらず小さなディンプルが存在し、混合モード比による傾向の変化も見られなかった。以上からディンプルの形成が板厚表面と板厚内部で異なっていることが推定できる。

4. 有限要素法解析

4.1 Gurson の構成方程式 破面観察結果から混合モード比と板厚表面と内部に関わらずディンプル

(a) Mid-plane (b) Shear-lip
Fig. 7 Dimples on the fracture surface

Fig. 8 Diameter of dimple

が存在していた事からその破壊機構にはボイドが深く関与していると考えられる。そこで本研究ではボイドの存在を考慮した FEM による延性破壊シミュレーションにより混合モード負荷下におけるき裂進展挙動と力学的環境との関連性について調べた。構成方程式として式 (1) に示す Gurson によって提案されたボイドを考慮した降伏関数⁽⁹⁾を用いた。

$$\Phi = \frac{3}{2} \frac{\sigma'_{ij} \sigma'_{ij}}{\bar{\sigma}_m^2} + 2f^* q_1 \cosh\left(\frac{q_2 \sigma_{kk}}{2\bar{\sigma}_m}\right) - (1 + q_1^2 f^{*2}) = 0 \quad (1)$$

ここで σ'_{ij} は偏差応力、 $\bar{\sigma}_m$ は相当応力であり、 q_1, q_2 は

Tvergaard⁽¹⁰⁾によって定められた係数で $q_1=1.5, q_2=1.0$ である。 f はボイド率と呼ばれ、材料中に占める微小空孔の体積率である。また、ボイド率の増分は式 (2) の様にボイドの発生項と成長項に分離できる。以下の式中で、各記号の上に表記される $\cdot$ (ドット) はその量の増分を意味している。

$$\dot{f} = \dot{f}_{\text{nucleation}} + \dot{f}_{\text{growth}} \quad (2)$$

ボイドの発生モデルは過去の多くの研究^{(11)~(12)}から相当塑性ひずみ支配モデル⁽¹³⁾ (PSCN : Plastic Strain Controlled Nucleation) により延性破壊を良く表現できる事が知られており著者らも過去に 3 点曲げ Mode I モデルを用いて延性破壊現象を良く再現できた⁽¹⁴⁾ので、まず始めに式 (3) で表される PSCN モデルを用いるこ

とにした。式 (3) における $\bar{\epsilon}_m^P$ は相当塑性ひずみ、であり A としてここでは $A=1.5 \times 10^1$ の値を用いた。

$$\dot{f}_{\text{nucleation}} = A \dot{\bar{\epsilon}}_m^P \quad (3)$$

また、ボイドの成長モデルは以下の式で表現される。

$$\dot{f}_{\text{growth}} = (1 - f) \dot{\bar{\epsilon}}_{kk}^P \quad (4)$$

ここで $\bar{\epsilon}_{kk}^P$ はボイドを含む領域の塑性体積ひずみである。

これらの式により各要素のボイド率が次第に増加し、破壊ボイド率に達したときに要素の破壊とすることで延性破壊シミュレーションを行う事ができる。図 9 に混合モード比 0.25 の 2 次元解析モデルを示す。要素はクロストライアングル要素を用いており板厚中央面のき裂進展について考慮する為に平面ひずみ条件とした。図 10 は図 9 のき裂先端部を拡大したものである。図 10(a)に破壊開始前の状態、図 10(b)に破壊後の状態を示す。

図10(b)からき裂進展角度が負となる方向に進展している様子が分かる。この解析結果を図5に示した板厚中央面の実験結果と比較すると、き裂進展方向が反対になっている。

Fig.9 2-dimentional FEM model ($K_{II}/K_I=0.25$)

(a) Before fracture (b) After fracture

Fig.10 Crack tip model

4・2 ボイド発生モデルの検討 本研究ではこの原因の1つとしてボイドの発生に関するモデル化が不十分であると考え再検討を行った。ボイド発生モデルに関しては式(3)に示したように一般的に広く使われているPSCNがあるが、一方、母材中の介在物の界面に垂直に働く応力がある臨界値に達するとボイドが発生するという考えによる応力支配(SCN: Stress Controlled Nucleation)モデル⁽¹⁵⁾がある。SCNモデルによるボイドの発生項を式(5)に示す。

$$\dot{f}_{nucleation} = B(\dot{\bar{\sigma}}_m + \frac{1}{3}\dot{\sigma}_{kk}) \quad (5)$$

ここで σ_{kk} は垂直応力の和である。

これまで広く用いられて来たPSCNのみを考えたボイド発生モデルは仮に母材中の介在物に大きな静水圧が作用しても相当塑性ひずみには影響が無いために母材と介在物が剥離を起こさないためボイド発生モデルとしては不十分な面のあるモデルと考えられる。そこで本研究ではPSCNとSCNの両者の影響を考慮する必要性があると考え式(6)のボイド発生モデルを用いるものとした。

$$\dot{f}_{nucleation} = A\dot{\bar{\epsilon}}_m^p + B(\dot{\bar{\sigma}}_m + \frac{1}{3}\dot{\sigma}_{kk}) \quad (6)$$

式(6)にはボイドの発生頻度を決めるパラメータ A, B が含まれている。ボイドの発生モデルに関するパラメータの決定法は従来の研究では実験とFEM解析で得られた荷重変位曲線の差が出来るだけ小さくなるようなパラメータを用いるという方法が主流⁽¹⁶⁾であった。しかし、この方法では実験で得られた荷重変位曲線と一致するパラメータの組み合わせがいくつも存在してしまう場合があり、複数のパラメータを決めるには条件が不足している。そこで本研究ではさらにパラメータを絞り込む条件として丸棒引張り問題におけるき裂進展挙動を考慮した。以下に本研究で行った各パラメータの同定法を示す。まず始めに丸棒単軸引張りを実験とFEM解析で行い両者の荷重変位曲線が一致するようなパラメータを見つける。図11に丸棒引張り試験片、図12にFEM解析モデルを示す。解析モデルは図11の平滑部のみについて作成し、対称性を考慮して全体の1/8モデルとした。また図12(b)のような正弦曲線形状の初期不正量を式(7)により与えた。

$$dx = 0.005L \cos\left(\frac{\pi}{H}y\right) \quad (7)$$

ただしここで $L=7\text{ mm}$ 、 $H=30\text{ mm}$ である。

Fig. 11 Specimen of tensile test

(a) Whole mesh (b) Initial imperfection

Fig.12 Mesh of tensile test

Table 4 Combination of A and B

	Case I	Case II	Case III
A	1.0×10^{-1}	5.0×10^{-2}	1.0×10^{-2}
B	1.0×10^{-6}	5.0×10^{-6}	1.0×10^{-5}

図13に丸棒単軸引張りにより得られた荷重変位曲線を示す。図13のように実験から得られた荷重変位曲線の荷重負荷が減少する点すなわちくびれの開始点まで一致するようなA, Bの組み合わせとして表4に示すような3組が得られた。図14(a)に示す様に実験では材料内部で平坦破壊領域, 材料表面近傍で傾斜破壊領域が現れる。これは丸棒単軸引張り試験における延性材料の典型的な破壊形式でありカップアンドコーン破壊と呼ばれている。そこで, 表4に示す各パラメータを用いてき裂進展解析シミュレーションを行い、カップアンドコーン型の破壊を上手く表現できるものをA533B鋼のパラメータとするものとした。図14(b),(c),(d)は表4に示す各パラメータを用いて丸棒引張り問題のき裂進展解析を行った結果である。黒い要素は破壊領域を示す。解析の結果, Case IIのパラメータを用いると, 図14(c)のようにカップアンドコーン破壊の形状を定性的に再現する事ができたが, その他のパラメータでは図14(b),(d)のようにカップアンドコーン破壊を再現する事ができなかった。以上から本研究では延性破壊を定性的に表現し得るパラメータの組み合わせとしてCase IIのものを用いることにした。

Fig. 13 Load-displacement curve

Fig. 14 Cup and Cone fracture

このパラメータを用いて再び二次元解析を行った。図9のき裂先端部における応力三軸度分布を図15に, 相当塑性ひずみ分布を図16に示す。ただし左図はPSCNのみを用いた結果であり, 右図はPSCNとSCNの両方を用いたものである。応力三軸度とは静水圧を相当応力で割ったもので定義されている。

図15, 図16を見るとPSCNのみを用いたモデルでは応力三軸度の高い領域よりも相当塑性ひずみの高い領域に向かってき裂が進展している。これはボイドの発生が式(3)で示すような相当塑性ひずみに依存しているためだと考えられる。一方, PSCNとSCNの両方のボイド発生モデルを用いた場合では応力三軸度の高

Fig. 15 Stress triaxiality

Fig. 16 Equivalent plastic strain

い領域に向かってき裂が進展している。すなわち応力三軸度の高い領域では静水圧成分が比較的大きいので式(6)の静水圧項がボイドの発生に大きく関与し、図のような方向にき裂が進展したものと考えられる。またPSCNのみの場合と比較するとき裂進展方向が大きく異なり、き裂進展角度が正值を取る点で実験結果と定性的に一致するものとなった。

4・3 三次元解析 そこでこれらのパラメータとボイド発生モデルを用いて、シャリップ破壊領域も考慮した混合モード延性破壊現象を調べるために三次元解析を行った。図17に3点曲げ解析モデルを示す。混合モード比は0.25、板厚方向の対称性を考慮して1/2モデルを作成した。また、図18(a)中の点線で示す疲労予き裂先端の形状を実測してFEM解析モデルのき裂先端形状を作成した。

Fig. 17 FEM mesh model ($K_{II}/K_I = 0.25$)

(a) Experiment (b) FEM model

Fig. 18 Shape of pre-crack tip

(a) Mode I ($K_{II}/K_I = 0.0$) (b) $K_{II}/K_I = 0.25$

Fig. 19 Stress triaxiality in mid-plane

図19に板厚中央面における応力三軸度の分布とき裂進展の様相を示す。混合モードモデルの場合、予き裂面からき裂進展方向が正の方向にき裂が進展している。これは図5に示した実験結果と同じ傾向になっている。また応力三軸度はMode Iモデルよりも混合モードモデルの方がき裂先端近傍で低い値になっている。過去の多くの研究^{(17)~(18)}から応力三軸度の高い領域にき裂が進展する時、大きなディンプルが形成される傾向が知られている。すなわち図19の結果は混合モードモデルの方がディンプルが成長しにくい環境下におかれていることを意味しており、図8の実験結果と定性的に一致する結果となっている。

図20は試験片表面での応力三軸度とき裂進展の様子である。試験片表面では混合モードモデルの場合予き裂面から負の方向にき裂が進展している。この事は図6のき裂進展画像と定性的に一致している。また板厚表面では全体的に低い応力三軸度分布となっており、ディンプル径の小さい破面が形成される事が推測できる。これは自由表面では表面に垂直な応力成分が0になるために静水圧が低下し、その結果応力三軸度が低下する事が理由である。

図21には板厚表面における相当塑性ひずみの分布を示す。板厚表面では相当塑性ひずみの大きい領域に向かってき裂が進展している様子がみられる。式(6)に示した様に相当塑性ひずみもボイドの発生に大きく関与するため、図21から板厚表面ではボイドが比較

(a) Mode I ($K_{II}/K_I = 0.0$) (b) $K_{II}/K_I = 0.25$

Fig. 20 Stress triaxiality in free surface

(a) Mode I ($K_{II}/K_I = 0.0$) (b) $K_{II}/K_I = 0.25$

Fig. 21 Equivalent plastic strain in free surface

的発生しやすい環境下でき裂が進展しているものと考えられる。以上の考察から板厚表面付近の破面状態を考えると、ここではボイドの発生が著しいものの応力三軸度が低いためボイドは成長しにくく、結果として小さなディンプルが密集した破面が形成されるものと推測する事ができ、図6に示した自由表面近傍の破面と比較するとその傾向が良く現れている様子が見られる。

さらに破壊した要素のうち、ボイドの発生項の総和に対してPSCNの項とSCNの項がどれほどの割合を占めているのか調べた。図22はその割合を予き裂先端から0.5mmの距離にある破壊要素について調べたものである。図22の横軸のyは板厚表面からの深さを示しBは板厚を示す。すなわち横軸が0の時に板厚表面を示し1の時に板厚中央面を示す。図22から板厚中央ではSCNによるボイドの発生が支配的であり、また板厚表面近傍ではPSCNによるボイドの発生が支配的であることが分かる。これは図19から図21に示されたような試験片中央部と表面部での応力三軸度と相当塑性ひずみの分布の違いに起因するものであり、実験で見られたボイド寸法などの違いを定性的に説明するものとなっている。

Fig.22 Component of void nucleation ($K_{II}/K_I=0.25$)

5. 結 言

- ①モードⅠおよびモードⅡの混合モード下での延性破壊試験を行い、延性き裂進展方向およびディンプル径等に及ぼす混合モード比の影響を実験的に調べた。混合モード試験片では板厚内部と板厚表面でき裂進展方向の違いが明瞭に現れた。
- ②Gursonの構成式を用いた三次元FEM解析により延性破壊シミュレーションを行った。ボイド率の発生モデルとしてPSCNモデルとSCNモデルの両方を考慮したボイドの発生モデルを用いることにより、板

厚内部と表面でのき裂進展方向について実験と定性的に一致する結果が得られた。

- ③また応力三軸度の大きさやボイドの発生項の板厚方向分布より、実験で得られたディンプル径の板厚内部と表面での変化、また混合モード比の影響などを定性的によく説明できることが分かった。

文 献

- (1) F.Erdogan, G.C.Sih, On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear, *ASME Journal of Basic Engineering*, Vol.85(1963), pp.519-527
- (2) J.R.Yates, Fatigue threshold under mixed-mode(I+III) loading, *International Journal of Fatigue*, Vol.13, no.5(1991), pp.383-388
- (3) L.P.Pook, The fatigue crack direction and threshold behavior of mild steel under mixed mode I and III loading, *International Journal of Fatigue*, vol.7, No.1(1985), pp.21-30
- (4) K.Kishimoto, S.Aoki, N.Takeuchi, An elastic-plastic finite element analysis of a blunting interface crack with micro void damage, *International Journal of Fracture*, Vol.55(1992), pp.363-374
- (5) K.Tohgo and H.Ishii, Elastic-plastic fracture toughness test under mixed mode I-II loading, *Engineer Fracture Mechanics*, Vol.41, No.4(1992), pp.529-540
- (6) D.L.Holt, P.S.Khorand and M.O.Lai, The relation between the fracture toughness of plates and the thickness of the shear lips, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.6, No.2 (1974), pp.307-313.
- (7) R.A.H.Edwards and J.Zuidema, Factors controlling the width of shear lips in fatigue crack growth, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.22, No.5(1985), pp.751-758.
- (8) The Japan Society of Mechanical Engineers ed, *J_{IC} Testing Standard* (in Japanese), (1992), pp.37-38, Maruzen Ltd.
- (9) A.L.Gurson, Continuum Theory of Ductile Rapture by Void Nucleation and Growth, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol.99, No.1(1997), pp.2-15
- (10) V.Tvergaard, On localization in ductile materials containing spherical voids, *International Journal of Fracture*, Vol.18, No.4(1982), pp.237-252
- (11) A.K.Ghosal and R.Narasimhan, Numerical simulations of hole growth and ductile fracture initiation under mixed-mode loading, *International Journal of Fracture*, Vol.77(1996), pp.281-304
- (12) C.Betegon, C.Rodriguez and F.J.Belzunce, Analysis and modelisation of short crack growth by ductile fracture micromechanisms, *Fatigue & fracture of engineering materials and structures*, Vol.20, No.5(1997), pp.633-644
- (13) C.C.Chu, A.Needleman, Void nucleation effects in biaxially stretched sheets, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol.102(1980), pp.249-256
- (14) M.Kikuchi and S.Sannoumaru, Study on the ductile fracture including the shear-lip fracture, *The Japan Society of Mechanical Engineers A*, Vol.73(2007), pp.934-941
- (15) A.S.Argon, J.I.M, and R.Safoglu, Cavity formation from inclusions in ductile fracture, *Mettallurgical Transactions A*, Vol.6(1975), pp.825-837
- (16) Y.Yoshida, Deformation analysis of shearing process using rigid plastic FEM employing fracture phenomenon, *Journal of JSTP*, Vol.44, No.510(2003),

pp735-739

- (17) M.Kikuchi and T.Ishihara, Study on Thickness Effect of Three Point Bend Specimen, *The Japan Society of Mechanical Engineers A*, Vol.70(2004),pp.1778-1784
 - (18) A.Otsuka, T.Miyata, T.Sakurai and H.Iida, Effect of stress triaxiality on ductile fracture, *Journal of the Society of Materials Science*, Vol.34, No.381(1984), pp.622-626
-