異なる拘束条件下におけるディンプル破壊シミュレーション*

菊池 正紀^{*1}, 佐々木 淳^{*2}

Dimple Fracture Simulation under the Different Constraint Conditions

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

The three kinds of fracture specimens are tested under different constraint conditions. One is 3 PB (Three Point Bending) specimen, another is CCT (Center Cracked Tension) specimen, and the third one is called CCB (Center Cracked Bending) specimen. It is shown that the roughness of fracture surface and J-R curve are different from each other largely. And, the three 3 PB specimens with the different initial crack length are tested. It is shown that J-R curve is different from each other. They are the effect of constraint condition. In this study, the dimple fracture process is simulated by the finite element method using Gurson's constitutive equation, and the crack tip stress fields are obtained. The fracture pattern and J-R curve qualitatively agree with those of experiments, and the dimple fracture is well simulated.

Key Words: Constraint Effect, Dimple Fracture, Gurson's Constitutive Equation, FEM Analysis J Integral Value, Crack Growth

1. 緒 言

非線形破壊力学において、き裂先端の力学状態を表すパラメータとして Rice によって提案された J 積分が広く用いられてきた。この J 積分により、き裂先端近傍の応力やひずみの状態を表す HRR 解が表記できる。しかし近年の実験及び数値解析の研究により、実際の応力状態はき裂を取り巻く形状によっては HRR 解とずれが生じていることが報告されている⁽¹⁾⁽²⁾。これらは拘束効果と呼ばれる。

破壊靱性値 J_{IC} の変化を調べるためには、ローカルアプローチと呼ばれる方法によりこれまでも数々の研究が行われている⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁵⁾。しかしローカルアプローチは破壊する領域をき裂面に限定した上で靱性評価を行う簡便法であり、破面形成のメカニズムを調べるためには用いることはできない。

著者らは過去に拘束効果に関して 2 つの報告をしている。第 1 報⁽⁶⁾では、原子炉圧力容器用鋼 A533B を用いて負荷形式の異なる 3 種類の試験片 (3PB, CCT, CCB) を作成し、弾塑性破壊靱性試験により各試験片の間の破面粗さの違いや大きなディン

ブルの分布の違いを確認し、破壊靱性値への影響を調べた。

第 2 報⁽⁷⁾では、Gurson により提案され Tvergaard によって修正された多孔質材料の構成方程式を導入した有限要素法を用いてディンプル破壊をシミュレーションすることにより、負荷形式の異なる拘束効果について破面の粗さの違いについて確認した。しかし、この解析はボイドの発生に寄与する介在物の体積含有量の分布を全ての要素で一様と仮定した均質材に対して行われたものである。実際の材料中では介在物は大きさにばらつきがあり、その分布も非均一である。

そこで本報では、介在物が非均一に分布した非均質材のモデルの解析を行い、負荷形式の違いによる影響と J-R 曲線についても調べた。また、同様のモデルで初期き裂長さの違いによる影響を調べるための解析も行った。

2. 実 験

2-1. 破壊靱性試験⁽⁸⁾

著者らの過去の弾塑性破壊靱性試験では A533B 鋼を用いて図 1-3 に示した 3 種類の試験片 3PB

* 原稿受付 2002 年 12 月 19 日。

^{*1} 正員, 東京理科大学 (〒278-8510 野田市山崎 2641)。^{*2} 東京理科大学大学院。

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

($a/W=0.55$, $B=8$), CCT ($2a/W=0.6$), CCB を作成して負荷形式の違いによる拘束効果の影響が調べられている。これらの試験片のき裂先端近傍の応力状態は図4のように、それぞれ異なった拘束条件を作り出しており、3PB, CCT, CCB となるにつれき裂先端の拘束が弱くなる。

Fig. 1 Three Points Bending Specimen (3PB)

Fig. 2 Center Cracked Tension Specimen (CCT)

Fig. 3 Center Cracked Bending Specimen (CCB)

Fig. 4 Stress patterns at the crack tip
(Neglecting stress concentration by the crack)

Fig. 5 Fracture surfaces by SEM

また、SEM で観察した破面の鳥瞰図を図5に示す。3PB, CCT, CCB の順に大きなボイドが減り滑らかな破面になっているのが見られる。

また、3PB に関してき裂長さを $a/W=0.55, 0.3, 0.1$ と変えて初期き裂長さの違いによる拘束効果の影響も調べられている。この場合、き裂長さが短くなる程き裂先端の拘束が弱くなる。

2-2. J-R 曲線への拘束効果の影響

菊池、永井の実験データ⁹より J-R 曲線への拘束の影響を調べた。

簡便評価式⁹により得た J 積分値を縦軸に、き裂進展量 Δa を横軸にとった J-R 曲線を図6に示す。図6を見ると 3PB ($a/W=0.55$) の J 積分値よりも、拘束の弱い CCT の J 積分値の方が大きい値を示すことがわかる。CCB の J 積分値は簡便評価式が無いので評価できないが、拘束がさらに弱まることから CCT の J 積分値よりもさらに大きくなるのが予想される。

Fig. 6 J-R curve by experiments

Fig. 7 J-R curve by experiments (3PB)

3PB ($B=8$) に関してき裂長さを $a/W=0.55, 0.3, 0.1$ と変えた場合の J-R 曲線を図7に示す。図7を見ると初期き裂長さが短くなるほど、J 積分値を大きく評価しているのが分かる。つまり、負荷形式の違いによる影響と同様、拘束が弱くなるほど J 積分値が大きくなるという結果が得られた。

3. FEM 解析

3-1. Gurson の構成方程式

ディンプル破壊をシミュレーションするために Gurson により提案され Tvergaard によって修正された構成方程式⁹⁾を導入した有限要素法を用いた。これによって、ボイド（微小空孔）の発生と成長が考えられ、ボイド率によって要素の破壊が定義できるようになる。ボイド率の増分は式(1)のように成長項、式(2)と発生項、式(3)からなる。

$$\dot{f} = (\dot{f})_{\text{growth}} + (\dot{f})_{\text{nucleation}} \quad (1)$$

$$(\dot{f})_{\text{growth}} = (1-f)\dot{\bar{\epsilon}}_{kk}^p \quad (2)$$

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

ここで、ボイドの発生に相当塑性ひずみ支配を用いているので、 A 、 B は式(4)のようになる。

$$B = \frac{f_N}{s_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\bar{\epsilon}_m^p - \epsilon_N}{s_N} \right)^2 \right], \quad A = 0 \quad (4)$$

f_N はボイドの発生に寄与する介在物の体積含有量、 s_N はボイドの発生を確率的に制御するための標準偏差、 ϵ_N はボイドが発生する際の平均的な歪み量である。

Gurson モデルはこのように非常にパラメータが多いので、これらのパラメータの値をどのように決定するかについては種々の方法が提案されている¹⁰⁾¹¹⁾¹²⁾。ここでは実験との定量的な比較を目的とするのではなく、定性的な比較を目的とすることにした。そのため、これらの材料定数として前報⁹⁾と同じ表 1 に示すものを用いることとした。

3-2. 解析モデル

図 8 に 3PB のメッシュ例を示すが、き裂先端付近のメッシュはどのモデルも同じものを用いている。要素は三角形 4 つで 1 つの四角形を構成するクロストライアングル要素を用いた。表 2 にそれぞれのメッシュのサイズを示す。

Fig. 8 Mesh pattern of 3PB ($a/W=0.55$)

Table 1 Material properties (A533B Steel)

Young's modulus	206GPa
Poisson's ratio	0.3
Initial yield stress	599MPa
f_c	0.113
f_f	0.188
f_N	0.02
S_N	0.1
ϵ_N	0.3

Table 2 Mesh size

Model	Node	Element ($\times 4$)
3PB $a/W=0.55$	3957	1946
3PB $a/W=0.3$	4009	1972
3PB $a/W=0.1$	3939	1938
CCT	3748	1846
CCB	7484	3698

実際のき裂は、き裂先端付近に分布する大小様々な介在物がランダムに分布し、そこからボイドが発生、成長して進展するが、それを図 9 のようにモデル化した。図 9 に見られる黒塗の要素はその他の周りの要素よりもボイドの発生に寄与する介在物の含有量の高い要素であり $f_N=0.05$ とした。その他の要素では全て $f_N=0.02$ としている。き裂先端付近の要素寸法は 0.008mm とした。

介在物の含有量の高い要素の配置の決定に関して、数通りに配置を変えた解析を行い、定性的にはその結果が全て同様であったために代表して図 9 のモデルの結果を以下に示すこととした。

Fig. 9 Mesh pattern around crack tip
(Minimum element size = 0.008mm)

ここで、き裂進展量 Δa の測定方法を示しておく。き裂先端に初期のプランディングを表現するために曲率を設けているが、これの根本の節点を基準として図10のようにき裂進展量 Δa を定義した。

破壊解析は、要素のポイド率が表2に示した f_v 値に達した要素の加工硬化率を0として扱う方法で行った。それぞれの試験片モデルについて、安定き裂が約0.15–0.2 mm程度に進展するまで解析を行った。

Fig. 10 Definition of Δa

3-3. 負荷形式の違いによる拘束効果

負荷形式の異なる3試験片(3PB, CCT, CCB)についての解析結果を以下に示す。

図11に破壊初期におけるき裂先端近傍での応力三軸度の分布を示す。このとき3種類の試験片のJ積分値はほぼ同じ程度($J=55\text{ kN/m}$)である。応力三軸度の高い領域ではポイドが発生、成長し易いが図11を見ると、3PB ($a/W=0.55$)の応力三軸度が最も高く、その領域も大きく広がっている。次いでCCT, CCBの順に応力三軸度の大きな領域は小さくなっていく。また、図12にはその時の相当塑性ひずみの分布を示す。この時の相当塑性ひずみの分布は3PB, CCT, CCBの順に広範囲に広がっている。き裂先端の塑性変形に対する拘束の違いがよく現れている。尚、ポイドの発生に相当塑性ひずみ支配を用いているために、ポイドの発生している領域(ポイド率は非常に小さい)は相当塑性ひずみの分布に一致して3PB, CCT, CCBと拘束が弱くなる程、大きく広がっていることが確認できた。

図13にはき裂が約0.15–0.2 mm進展したときの破壊の様子を示す。3PB($a/W=0.55$)では介在物の含有量の高い要素を縫うようにき裂が進展している。図11に示したように、この試験片ではき裂先端に応力三軸度が大きな領域が存在するため、介在物の含有量の高い要素が多数その領域に含まれる。その結果そこでのポイド率の増加が著しく、ディンプル

破壊がこれらを核として起こるためであると思われる。CCT, CCB 試験片では、初期き裂先端に近い介在物の含有量の高い要素はき裂進展経路に影響しているが、進展量が大きくなると、き裂はこれらの介在物の存在には大きく影響されていない。進展後の破面を見ても、3PB 試験片では破面の凹凸が著しいが、他の試験片では比較的滑らかな破面が形成されている。

(a) 3PB

(b) CCT

(c) CCB

Fig. 11 Distribution of stress triaxiality

(a) 3PB

(b) CCT

(c) CCB

Fig. 12 Distribution of equivalent plastic strain

Fig. 13 Fracture pattern

図 14 にはこれらの解析より得られた J 積分値とき裂進展量との関係を示す。 J 積分値は経路積分によって得られたものである。き裂進展開始直後はこの関係はほぼ直線で近似できる。この段階でのき裂進展はき裂先端が開口することによって生じるから、実験で観察されるき裂鈍化の段階に対応するものと思われる。その後、き裂は初期き裂方向に進展を開始する。これは実験での抵抗曲線(R 曲線)に相当する。したがってこれらの曲線は $J-R$ 曲線と考えることができる。図 14 の結果は、CCT 試験片の破壊開始時の J 積分値が 3PB 試験片のそれより大きくなる傾向があることを示しており、実験結果⁶⁾と一致している。また、き裂進展過程において常に CCB 試験片の J 積分値が最大を示し、CCT 試験片、3PB 試験片の順に小さくなる傾向を示す。これらの結果も図 6 に示した実験結果と定性的に一致している。

以上の結果から、図 5 で見られた実験から得られたディンプル破面の違いについて説明できる。図 15 (a) に見られるように 3PB では相当塑性ひずみの領域が CCB に比べて初期き裂垂直方向の狭い範囲にしか存在しないために、ボイドの発生もその狭い範囲に限られる。そのため、き裂も比較的初期き裂方向に真直ぐ進展している。また、き裂先端の広い範囲にわたって応力三軸度の高い領域が広がっているために介在物の影響を受けやすく大きなボイドが成長する。ディンプル破面はこれらの大きなボイドを連結するように進展

するために粗い破面が形成される。一方、図 15 (b) のように CCT では初期き裂垂直方向の広い範囲に相当塑性ひずみの領域が広がっているために、ボイドの発生もその広い範囲に広がっている。したがって初期き裂垂直方向の広い範囲に破壊も広がり易い。しかし、応力三軸度の高い領域がほとんど存在しないために大きなボイドがあまり成長せず、小さなボイドが結合して破面を形成するためになめらかな破面となる。また、このように拘束が弱いと大きなボイドが成長しにくいためにき裂進展により多くのエネルギーを必要とするので J 積分値が高くなるとも言える。

Fig. 14 J-R curve

Fig. 15 Dimple fracture

3-4. 初期き裂長さの違いによる拘束効果

初期き裂長さ a/W を 0.1, 0.3, 0.55 と 3 種類に変えた 3PB 試験片の破壊解析を行った。き裂先端には f_n 値の大きな要素を配置した図 9 のモデルを用いた。

図 16 に破壊初期におけるき裂先端近傍での応力三軸度の分布を示す。このとき 3 種類の試験片の J 積分値はほぼ同じ程度 ($J=55\text{kN/m}$) である。同じ曲げ試験片のため分布形状は類似しているが、 $a/W=0.55$ では応力三軸度が 1.6 の領域が現れているのに対して、 $a/W=0.3$ 試験片ではその領域は現れず、1.4 が最大値となっている。そして $a/W=0.1$ ではその領域はき裂先端のごく小さい領域となっている。このように初期き裂長さが短くなるとき裂先端での応力三軸度が減少する結果は、前節の結果と同様である。この時の相当塑性ひずみの分布を図 17 に示すが、これも前節の結果と同様である。すなわち初期き裂長さの短い試験片ほどき裂先端の拘束が弱くなる傾向が明瞭に示されている。

図 18 にはき裂進展量が約 0.2mm での破壊の様相を示す。いずれの試験片でも破壊は f_n 値の大きな要素を縫うように進展して凹凸の大きな破面を形成しているが、初期き裂長さが短いほど、初期き裂垂直方向に破壊が広がっているのが見られる。これは前節同様、相当塑性ひずみの分布の違いが影響しているものと思われる。

図 19 は J - R 関係を示す。図 7 ほど顕著ではないが、初期き裂長さの短い試験片は長い試験片より大きな J 積分値をとることが明瞭に認められる。その傾向はき裂進展量が大きくなるほど顕著になる。なお、筆者らの実験⁶⁾では破壊靱性値 J_{IC} にも初期き裂長さ依存性が現れることが示された。もしこれらの曲線の破壊開始直後の直線を鈍化直線と考えてよいなら図 19 にも破壊靱性値 J_{IC} に初期き裂長さの影響が現れていることが認められる。

図 19 の J - R 曲線において、初期き裂長さの相対的な差が図 7 における実験結果のそれと比べて小さいのは、実験結果において J 積分値を出すときに用いた簡便評価式⁹⁾がき裂長さが $a/W=0.1$ 程度の短い試験片に対して適用したときに実際の値より高く評価してしまうからである。

以上、ここで行った数値解析はすべて 2 次元解析であり、実験結果との定性的比較を目的としたものである。板厚の影響の評価や実験結果との定量的な比較のためには 3 次元解析が不可欠であり、それは今後の課題である。

Fig. 16 Distribution of stress triaxiality (3PB)

Fig. 17 Distribution of equivalent plastic strain (3PB)

Fig. 18 Fracture pattern (3PB)

Fig. 19 J-R curve (3PB)

4. 結 言

Gurson の構成方程式を用いた有限要素法解析により、異なる拘束条件下でのディンプル破壊過程をシミュレーションした。その結果以下の結論を得た。

- (1) 3PB, CCT, CCB 試験片の破面の粗さの違いを定性的に説明することができた。
- (2) 破壊過程で J 積分値とき裂進展量の関係をプロットすると J-R 曲線が得られることが分かった。拘束の弱い試験片では J-R 曲線の J 積分値が大きくなることが確かめられた。

文 献

- (1) Sorensen W.A., Dodds R.H. and Rolfe S. T., *Int. J. Fracture* 47, pp.105-126, 1991.
- (2) O'Dowd N.P. and Shih C.F., *J. Mech. Phys. Solids* 39, pp.989-1015, 1991.
- (3) Xia L. and Shih C.F., *J. Mech. Phys. Solids* 44, pp.603-639, 1996.
- (4) Ruggieri C. and Dodds Jr., *Int. J. Fracture* 79, pp.309-340, 1996.
- (5) Koers R.W.J., Kroom A.H.M. and Bakker A., *ASTM STP* 2, p.1244, 1995.
- (6) 菊池 正紀, 永井 政臣, 機論 64-625, p.2367, 1998.
- (7) 菊池 正紀, 高橋 昭如, 機論 67-656, p.665, 2001.
- (8) JSME Standard S-0001, *Japan Society of Mechanical Engineers*, 1981.
- (9) Tvergaard V., *Int. J. Fracture* 18, pp.237-252, 1982.
- (10) Xia L., Shih C.F. and Hutchinson J.W., *J. Mech. Phys.* 43, p.389, 1995.
- (11) 青木 繁, 天谷 賢治, 佐橋 真, 中村 俊雄, 材料 45, p.305, 1996.
- (12) A. Corigliano, S. Mariani and B. Orsati, *Int. J. Fracture* 104, p.348, 2000.