長さの異なる貫通き裂の延性破壊進展評価*

須賀 一博^{*1}, 菊池 正紀^{*2}, 新井 洋平^{*1}, 川崎 翔太^{*1}

Numerical Study for Ductile Fracture Process of Through Cracks of Different Lengths

Kazuhiro SUGA^{*1}, Masanori KIKUCHI, Yohei ARAI and Shota KAWASAKI^{*1} Department of Mechanical Engineering, Faculty of Science and Technology, Tokyo University of Science
2641 Yamazaki, Noda, Chiba, 278-8510, Japan

The present study investigated ductile fracture process numerically by Gurson's constitutive equation. Two parallel cracks having different length are located in the tensile specimen. The vertical and horizontal distances between two cracks are changed systematically. The load-displacement curves were simulated. The crack having larger length effects on the load-displacement curve at the initial stage of fracture. The significant decrease is observed in the load-displacement curve when the coalescence of cracks is occurred. The minimum value of the maximum load can be estimated by a simulation using a single crack whose length is same as the sum of two crack lengths. In addition, assessment method for multi-cracks problem was studied. The study found that H/l criterion can estimate the maximum load reasonably, and also the consideration of the effect of S in H/l criterion may improve its estimation more reasonable.

Key Words : Ductile Fracture, Gurson Model, Numerical Simulation, Crack Propagation, Structural Assessment

1. 緒 言

長い間構造物が運用されると、応力腐食割れや熱疲労等によりき裂が発生する。き裂が発生した状況で、地震や事故などにより構造物に大きな負荷がかかると延性破壊が発生する可能性がある。安全に運用するために、き裂を有した構造物の健全性を評価することが重要である。一般にき裂が単独で存在することは少なく、複数のき裂が同時に存在している。JSME および ASME の原子力維持規格⁽¹⁾⁽²⁾には、複数のき裂が存在する場合の延性破壊評価法が示されている。

現在、長さの異なる複数のき裂が存在する場合の延性破壊評価方法には規格がない。宮崎らは、同一長さの2つのき裂を有する平板の引張試験により得られた結果から、き裂間垂直距離 H とき裂長さ l の比 H/l をパラメータとして、最大荷重を予測する方法を提案している⁽³⁾。保守的かつ精度良い評価方法を提案するには、さまざまな条件で有効性を検証する必要がある。しかし、考慮すべき条件が多いため、実験による系統立った検証には多大な時間と労力を要する。

本研究では、延性破壊シミュレーションを用いて、長さの異なる複数き裂の延性破壊挙動を検証する。筆者らは、Gurson の構成式⁽⁴⁾を用いた複数き裂を有する平板試験片の延性破壊シミュレーションを行い、その有効性を確認した⁽⁵⁾。その手法を用いて、長さの異なる2つのき裂の延性破壊シミュレーションを行う。き裂間水平距離 S および垂直距離 H を様々に変化させ、き裂の進展挙動と最大荷重の推移を評価する。また、宮崎らによって提案された評価手法、ASME の原子力維持規格に示されている延性破壊評価方法の精度について検討する。

* 原稿受付 2011 年 6 月 3 日

^{*1} 東京理科大学機械工学科 (〒278-8510 千葉県野田市山崎 2641)^{*2} 正員, フェロー, 東京理科大学機械工学科

E-mail: ksuga@rs.noda.tus.ac.jp

2. シミュレーション手法

延性破壊シミュレーションには、材料中のボイドの発生と成長を考慮した Gurson の構成式⁽⁴⁾を用いる。

$$\Phi = \frac{3}{2} \frac{\sigma'_{ij} \sigma'_{ij}}{\bar{\sigma}_m^2} + 2q_1 f^* \cosh\left(\frac{q_2 \sigma_{kk}}{2\bar{\sigma}_m}\right) - (1 + q_3 f^{*2}) = 0 \quad (1)$$

f^* は修正ボイド率, σ'_{ij} は巨視的偏差応力, $\bar{\sigma}_m$ は母材の微視的相当応力を表す. q_1, q_2, q_3 は実験に合うように Tvergaard によって導入された修正パラメータであり, $q_1 = 1.5, q_2 = 1.0, q_3 = q_1^2$ とした⁽⁶⁾.

修正ボイド率 f^* は、ボイドの合体による応力積荷能力の低下をモデル化したもので、次式で表現される。

$$f^* = \begin{cases} f & \text{for } f \leq f_c \\ f_c + \frac{f_u - f_c}{f_F - f_c} (f - f_c) & \text{for } f > f_c \end{cases} \quad (2)$$

$$f_u = \frac{1}{q_1} \quad (3)$$

f_c は臨界ボイド率であり、この値を境界として f^* の増加が急激に高まり応力積荷能力が急激に減少する。 f_F は破壊ボイド率であり、この値に達すると応力積荷能力が完全になくなるとする。

ボイドの変化量 $\dot{f}$ は、式 (4) で表される。

$$\dot{f} = \dot{f}_{growth} + \dot{f}_{nucleation} \quad (4)$$

$\dot{f}_{growth}$ は、ボイドの成長に関する項で、式 (5) で与えられる。

$$\dot{f}_{growth} = (1 - f) \dot{\varepsilon}_{kk}^P \quad (5)$$

$\dot{\varepsilon}_{kk}^P$ は、塑性ひずみ増分である。 $\dot{f}_{nucleation}$ はボイドの発生に関する項で、式 (6) で与えられる。

$$\dot{f}_{nucleation} = A(\dot{\sigma}_m + \frac{1}{3} \dot{\sigma}_{kk}) + B \dot{\varepsilon}_M^P \quad (6)$$

$\dot{\sigma}_m$ は母材の相当応力増分, $\dot{\sigma}_{kk}/3$ は静水圧増分, $\dot{\varepsilon}_M^P$ は、母材の相当塑性ひずみ増分を表す。右辺第一項は応力支配型 (S.C.N.), 右辺第二項は相当塑性ひずみ支配型 (P.S.C.N.) であり、それぞれに係数 A, B が掛けられている⁽⁷⁾。 A, B は材料特性値であり、本研究では定数として扱う。

3. 問 題 設 定

長さの異なる貫通き裂の延性破壊挙動を検討するために、2 つのき裂を有する平板引張試験の 3 次元 FEM シミュレーションを行う。条件は宮崎らの実験⁽⁸⁾をもとに決定した。試験片材料は、溶接構造用圧延鋼材 SM400A である。シミュレーションに用いた材料定数を表 1 に示す。材料定数の決定は、文献⁽⁵⁾による。

Table 1 Material constants

Young's modulus [GPa]	203
Poisson's ratio [-]	0.3
Yield stress [MPa]	304
Critical void volume fraction [-]	0.113
Void volume fraction at fracture [-]	0.188
S.C.N.	1.5×10^{-6}
P.S.C.N	2.5×10^{-2}
Coefficient of the hardening rule	5.81×10^2
Exponent of the hardening rule	0.533

試験片寸法を図 1 に示す．初期き裂寸法は， $l_{max} = 20 \text{ mm}$ と $l_{min} = 10 \text{ mm}$ とした．また， $S = 10 \text{ mm}$, $H = 10 \text{ mm}$ としたときの，き裂近傍の FEM モデルを図 2 に示す．Gurson の構成式を用いたシミュレーション結果は要素サイズに依存することが知られているため，本研究で用いる FEM モデルでは，き裂前縁部の要素サイズを $1.0 \text{ mm} \times 0.5 \text{ mm} \times 0.5 \text{ mm}$ とした．

Fig. 1 Specimen with two cracks

$S = 10 \text{ mm}$ $H = 10 \text{ mm}$
 Num. of nodes: 22558
 Num. of elements: 90672

Fig. 2 FEM model

き裂間水平距離 S および垂直間距離 H を変更し，き裂を配置した．組合せは，表 2 に示す 31 通りとした．

Table 2 Combinations of S and H

Case	S [mm]	H [mm]	Case	S [mm]	H [mm]
1	-4	5	17	5	15
2	-4	10	18	5	20
3	-4	20	19	5	30
4	-4	30	20	10	0
5	-2	5	21	10	5
6	-2	10	22	10	10
7	-2	15	23	10	15
8	-2	20	24	10	20
9	-2	30	25	10	30
10	0	5	26	15	0
11	0	10	27	15	5
12	0	15	28	15	10
13	0	30	29	15	15
14	5	0	30	15	20
15	5	5	31	15	30
16	5	10			

4. シミュレーション結果

$S = -2 \text{ mm}$, 0 mm , 10 mm , 15 mm の場合について，荷重変位曲線と延性破壊の様子を示す．試験片への荷重レベルを試験片上端における変位 δ で表す． $S = -4 \text{ mm}$ は $S = -2 \text{ mm}$ と， $S = 5 \text{ mm}$ は $S = 10 \text{ mm}$ とほぼ同様の傾向を示した．

4.1 $S = -2 \text{ mm}$ の場合

き裂間水平方向距離 $S = -2 \text{ mm}$ と固定して, H を変化させた場合の荷重変位線を図 3 に示す. Single Crack (Length = 28 mm) は, き裂長さの合計 30 mm から, き裂の重なる長さ 2 mm を除いた 28 mm の単独き裂が存在すると仮定して, シミュレーションを行った結果である. Single Crack (Length = 20 mm) は, 大きい方のき裂が単独で存在すると仮定してシミュレーションを行った結果である.

Fig. 3 Load-displacement curve ($S = -2 \text{ mm}$)

Fig. 4 Fracture pattern
($S = -2 \text{ mm}$, $H = 5 \text{ mm}$, $\delta = 11 \text{ mm}$)

$S = -2 \text{ mm}$, $H = 5 \text{ mm}$ の場合のみ, き裂の合体が起こった. 合体が起こった直後に荷重が減少した. き裂が合体する直前の破壊の様子を図 4 に示す. カラー分布は, 相当塑性ひずみの大きさを示している.

その他の H においては, 合体は起こらなかった. 合体が起こらない場合の荷重変位曲線は, Single Crack (Length = 20 mm) のものと良く似た挙動を示した.

4.2 $S = 0 \text{ mm}$ の場合

き裂間水平方向距離 $S = 0 \text{ mm}$ と固定して, H を変化させた場合の荷重変位曲線を図 5 に示す. Single Crack (Length = 30 mm) は, 2 つの初期き裂長さの合計 30 mm の大きさの単独き裂が存在すると仮定して, シミュレーションを行った結果である.

$H = 5.0 \text{ mm}$ の場合は, き裂の合体が起こった. 変形初期において, 荷重変位曲線は Single Crack (Length = 20 mm) の結果と良く似た傾向を示した. 合体後は, 荷重が大きく低下し, Single Crack (Length = 30 mm) のものと同様の傾向を示した.

$H = 10 \text{ mm}$, 15 mm の場合は, き裂同士が合体しなかったが, 荷重の低下は起こった. 破壊形式を図 6, 7 に示す. いずれの場合も相当塑性ひずみ領域の高い領域へ向かってき裂が進展する様子が確認できた. $H = 10 \text{ mm}$ の場合には, 大きい方のき裂の右端部と小さい方のき裂の左端部を結ぶ領域に相当塑性ひずみの高い領域が発生した. $H = 15 \text{ mm}$ の場合には, 大きい方のき裂両端において, 初期き裂と平行な方向に相当塑性ひずみの高い領域が発生した. さらに, 大きい方のき裂が初期き裂と平行な方向へ進展した後, 大きい方のき裂の右端部と小さい方のき裂の右端部を結ぶ領域に相当塑性ひずみの高い領域が発生した. $H = 30 \text{ mm}$ の場合は, き裂の合体が起こらなかった. 荷重変位曲線は, Single Crack (Length = 20 mm) の結果と常に一致する傾向を示した. この場合, 10 mm のき裂はほとんど進展しなかった.

4.3 $S = 10 \text{ mm}$ の場合

き裂間水平方向距離 $S = 10 \text{ mm}$ と固定して, H を変化させた場合の荷重変位曲線を図 8 に示す.

$H = 0 \text{ mm}$, 10 mm の場合は, き裂の合体が起こった. いずれの場合にも, 荷重変位曲線は合体以前は Single Crack (Length = 20 mm) のものと似た挙動を示し, 合体後は荷重が大きく低下した. $H = 10 \text{ mm}$ のときの, 合体後の破壊形式を図 9 に示す.

Fig. 5 Load-displacement curve ($S = 0$ mm) Fig. 6 Fracture pattern
($S = 0$ mm, $H = 10$ mm, $\delta = 16$ mm) Fig. 7 Fracture pattern
($S = 0$ mm, $H = 15$ mm, $\delta = 20$ mm) Fig. 8 Load-displacement curve ($S = 10$ mm)

$H = 20$ mm, 30 mm の場合は、き裂の合体が起こらなかった。荷重変位曲線は、常に Single Crack (Length = 20 mm) のものと同じ挙動を示した。 $H = 20$ mm とした場合の、破壊の様子を図 10 に示す。 $H = 10$ mm の合体した場合に比べ (図 9), $H = 20$ mm では、負荷レベル δ が大きくなっても、き裂間を結ぶ領域における相当塑性ひずみの値が小さいことが分かる。

Fig. 9 Fracture pattern
($S = 10 \text{ mm}$, $H = 10 \text{ mm}$, $\delta = 14 \text{ mm}$)

Fig. 10 Fracture pattern
($S = 10 \text{ mm}$, $H = 20 \text{ mm}$, $\delta = 22 \text{ mm}$)

4.4 $S = 15 \text{ mm}$ の場合

き裂間水平方向距離 $S = 15 \text{ mm}$ と固定して, H を変化させた場合の荷重変位曲線を図 11 に示す.

Fig. 11 Load-displacement curve ($S = 15 \text{ mm}$)

Fig. 12 Fracture pattern
($S = 15 \text{ mm}$, $H = 20 \text{ mm}$, $\delta = 19 \text{ mm}$)

$H = 0 \text{ mm}$, 10 mm の場合は, き裂の合体が起こった. いずれの場合にも, 荷重変位曲線は合体以前は Single Crack (Length = 20 mm) のものと似た挙動を示し, 合体後は荷重が大きく低下した.

$H = 20 \text{ mm}$, 30 mm の場合は, き裂の合体が起こらなかった. $H = 30 \text{ mm}$ の場合には, 荷重変位曲線が Single Crack (Length = 20 mm) のものと同じ挙動を示した. しかし, $H = 20 \text{ mm}$ の場合は, 途中で荷重の低下が起こった. $H = 20 \text{ mm}$ とした場合での, $\delta = 19 \text{ mm}$ における破壊の様子を図 12 に示す. き裂間を結ぶ領域で相当塑性ひずみの値が大きくなっていることが分かる. また, ($S = 10 \text{ mm}$, $H = 20 \text{ mm}$) では, $\delta = 20 \text{ mm}$ を過ぎても荷重変位曲線が Single Crack (Length = 20 mm) とほぼ同様の傾向を示した (図 8). 一方, ($S = 15 \text{ mm}$, $H = 20 \text{ mm}$) の場合では, $\delta = 20 \text{ mm}$ において, 2 割程度の荷重の低下 (約 50 kN) が観測された (図 11). 図 10, 12 を比較すると, 荷重低下の起こった ($S = 15 \text{ mm}$, $H = 20 \text{ mm}$) の場合では, き裂を結ぶ領域において相当塑性ひずみが高い値を示していることが分かる. き裂間相互作用の結果, 相当塑性ひずみが高くなったと考えられるが, 詳細なメカニズムの検討は, 今後の課題としたい.

以上のシミュレーション結果から, 荷重変位曲線の推移について以下の傾向があることが分かる. 延性破壊の

初期段階では、 l_{max} のき裂の挙動が、荷重変位曲線に支配的な影響を与えている。さらに破壊が進展し、2つのき裂が合体すると大きな荷重低下が起こる。最大荷重値の下限値は、 $l_{max}+l_{min}$ の長さの単独き裂が存在する場合の結果から見積もることが可能である。合体に至らない場合でも、き裂間相互作用が大きいほど荷重の低下度合も大きい傾向がある。相互作用の大きさは、き裂間を結ぶ領域の相当塑性ひずみの大きさに依存する可能性がある。

5. 評価法の検討

構造物の健全性評価のためには、き裂を有する構造物の積載できる最大荷重を適切に評価することが重要である。宮崎らは、同じ長さの貫通き裂を2つ有する平板の引張試験を行い、垂直距離 H とき裂長さ l から、最大荷重値 P_{est} を予測する H/l クライテリオンを提案した⁽⁸⁾。

$$P_{est} = F_c + (F_s - F_c) \times \frac{H}{l} \quad \text{for } \frac{H}{l} \leq 1 \quad (7)$$

$$P_{est} = F_s \quad \text{for } \frac{H}{l} > 1 \quad (8)$$

F_c は2つき裂が同一平面に存在するとして評価した最大荷重、 F_s は長さ l のき裂が単独で存在するとして評価した最大荷重を表す。

$H=0$ (同一平面)として S を変化させ行ったシミュレーションにより得られた荷重変位曲線から、 F_c を決定した。また、単独き裂が存在するとして行ったシミュレーションにより得られた荷重変位曲線から、 F_s を決定した。決定した F_c 、 F_s から H/l クライテリオンを用いて予測した最大荷重と、 S および H を様々に変化させ行ったき裂の進展シミュレーションから得られた最大荷重を比較した。

H/l クライテリオンでは、2つのき裂長さは l で同一と仮定されている。本研究では、異なる長さのき裂の破壊過程を対象としている。したがって、 l として長い方のき裂長さ $l = l_{max}$ を採用する場合と、短い方のき裂 $l = l_{min}$ を採用する場合の2通り考えられる。どちらを採用するか決定するために、 $S = 10 \text{ mm}$ として、 H/l クライテリオンによる最大荷重の評価を行った。結果を図13に示す。

Fig. 13 Estimation of maximum load by l_{max} and l_{min}

図13より、 $l = l_{max}$ として評価した方がよりシミュレーション結果に近い評価となることが分かる。さらに、 $H/l_{max} > 1$ の場合には、 $l = l_{max}$ のき裂が単独で存在すると仮定して最大荷重を評価することができる。この事実は、 $l = l_{max}$ のき裂が他のき裂に及ぼす影響の範囲が、上下方向に l_{max} 程度あることを示唆しているのではないかと考えられる。したがって、以下では、 $l = l_{max}$ として評価を行った。結果を図14に示す。

H/l_{max} が0から1付近に向かって最大荷重が上昇し、その後一定値となる傾向が両者で良く一致している。また、 S が小さい場合(負値を含む)には、 H/l_{max} が1より小さい値で最大荷重が一定となった。 S を大きくするにつれ、最大荷重が一定となる H/l_{max} の値も大きくなる傾向を示した。 S が大きい場合 ($S = 15 \text{ mm}$) には、最大荷

Fig. 14 Comparison of maximum load between H/l criterion and numerical simulation

重を高め評価する傾向がみられる。すなわち、非保守的な評価となる。 H/l_{max} に加え、 S に関する条件を考慮することで、より高い精度での最大荷重予測が期待できる。

ASME Section XI⁽²⁾では、以下のように最大荷重を評価する。

$$P_{est} = F_c \quad (H \leq 12.5\text{mm}) \quad (9)$$

$$P_{est} = F_s \quad (H > 12.5\text{mm}) \quad (10)$$

H/l_{max} クライテリオンおよび Section XI により評価した最大荷重を、数値シミュレーションにより得られた最大荷重と比較した。結果を図 15 に示す。縦軸には、シミュレーションにより得られた最大荷重を示している。破

線に近いほど、精度の高い予測が行われたことを示している。Section XI により予測された最大荷重は、230 kN を境界として、小さい荷重では大きめに、大きい荷重では小さめに最大荷重を予測することが分かる。 H/l_{max} クライテリオンに予測された最大荷重は、シミュレーション結果より大きく評価される傾向がある。しかし、破線に近い値を予測している。図 16 の網掛けの領域は、破線からの誤差が $\pm 5\%$ の範囲を示している。 H/l_{max} クライテリオンは、予測誤差 $\pm 5\%$ 程度で最大荷重を予測した。一方、ASME Section XI は、予測誤差 $\pm 10\%$ 程度で最大荷重を予測した。

Fig. 15 Estimation of P_{max} Fig. 16 Error range of estimation by H/l_{max} criterion

6. 結 言

長さの異なる複数き裂の延性破壊挙動を数値シミュレーションを用いて検証した。水平方向距離 S と垂直方向距離 H を変化させた場合の最大荷重の変化を観察し、以下の結論を得た。

- 延性破壊の初期段階では、長いき裂の挙動が荷重変位曲線に支配的な影響を与える。
- 破壊が進展し、2つのき裂が合体し大きな荷重低下が起こる。
- き裂が合体しない場合でも、き裂を結ぶ領域に大きな相当塑性ひずみが発生すると荷重低下が起こる。
- 2つのき裂長さの合計と同じ長さの単独き裂のシミュレーション結果から、最大荷重の下限値を見積もれる。

複数き裂の延性破壊評価手法について検討し、以下の結論を得た。

- H/l_{max} クライテリオンを用いることで、精度の高い延性破壊評価ができる。
- き裂間水平方向距離 S を考慮することで H/l_{max} クライテリオンの予測精度を向上できる可能性がある。 S の影響を考慮した評価手法の提案は、今後の課題としたい。

文 献

- (1) 日本機械学会，発電用原子力設備規格，維持規格（2004 年版），JSME S NA 1-24，（2004）。
- (2) The Americal Society of Mechanical Engineers, 2007, "2007 ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section XI Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components".
- (3) K. Miyazaki, K. Hasegawa, K. Saito, "Discussion of Flaw Alignment Rule for Fully Ductile Fracture (Effect of Multiple Flaws with Different Length)", Working Group on Pipe Flaw Evaluation in ASME Code Section XI Meeting, (2010).
- (4) Gurson, A.L., "Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media", Transaction of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 99 (1977), pp. 2-15.
- (5) 須賀一博，川崎翔太，菊池正紀，"複数き裂の延性破壊シミュレーション"，日本機械学会論文集 A 編，Vol. 77, No. 777, (2011), pp.803-812.
- (6) Tvergaard, V., "3D-analysis of Localization Failure in a Ductile Material Containing Two Size-scales of Spherical Particles", Engineering Fracture Mechanics, 31 (1988), pp. 421-436.

- (7) C.C.Chu, A.Needleman, "Void nucleation effects in biaxially stretched sheets", Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 102 (1980), pp. 249-256.
 - (8) K. Miyazaki, K. Saito, K. Hasegawa, and B. Bezensek, "Experimental study of ductile fracture for non-aligned multiple flaws in a plate", ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP2009-77103 (2009).
-