

存在を想定した場合に現行の設計限界で許容できる欠陥寸法について定量的評価を行う。

2. おもな記号

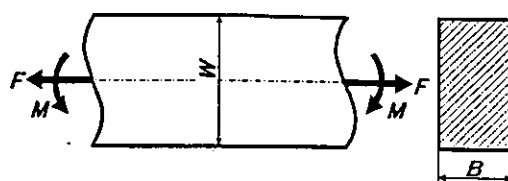
- F : 軸力
- F' : リガメント断面に作用する軸力 ($=F$)
- B : 板厚
- W : 板幅
- a : 欠陥寸法
- ξ : 無次元化された欠陥深さ ($=a/W$)
- W' : リガメント寸法 ($=W - a$)
- e : 板幅中心とリガメント中心との距離 ($=a/2$)
- M : 曲げモーメント
- M' : リガメント中心に対する曲げモーメント ($=M + Fe$)
- P_m : 膜応力強さ ($=F/BW$)
- P'_m : リガメント中心に対する膜応力強さ ($=F'/BW'$)
- P_b : 曲げ応力強さ ($=6M/BW^2$)
- P'_b : リガメント中心に対する曲げ応力強さ ($=6M'/BW'^2$)
- σ_y : 降伏応力

3. 崩壊応力の簡易評価法

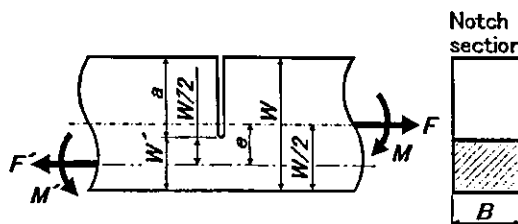
Fig. 1(a)に示す引張と曲げを受ける矩形断面のはり構造について、弾完全塑性体仮定の下で崩壊応力は次式で与えられる。

$$\frac{P_b + P_m}{\sigma_y} = \frac{3}{2} \left\{ 1 - \left(\frac{P_m}{\sigma_y} \right)^2 \right\} = \frac{P_m}{\sigma_y} \quad (1)$$

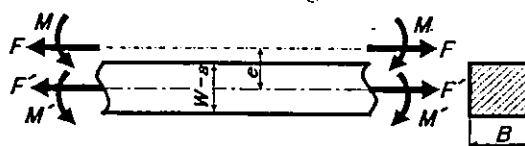
式(1)を Fig. 2 に示す³⁾。図中に設計限界を破線で示す。Fig. 1(b)に示すように構造物中に欠陥があり、特定の断面の断面積が減少したとする。オーステナイト系ステンレス鋼のような高延性材料では、たとえ欠陥があったとしてもリガメント部の破壊は塑性崩壊によることになる。このようにリガメント部の破壊が塑性崩壊によることとし、かつ拘束降伏の影響を無視すれば、崩壊荷重は断面積に比例する。したがって軸力と曲げを受ける



(a) Rectangular beam.



(b) Flawed rectangular beam.



(c) Rectangular beam with the ligament width.

Fig. 1 Rectangular beam subjected combined tension and bending.

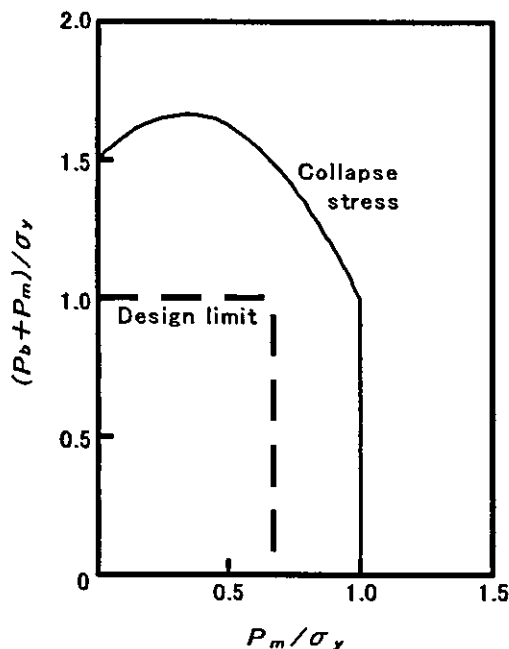


Fig. 2 Collapse stress for combined tension and bending.

切欠断面の崩壊応力の評価とは、Fig. 1(c)に示すき裂ないしは切欠断面と等しい大きさの矩形断面を有するはり構造の崩壊応力を求めることになる。このため、本論文では元の矩形断面に対する崩壊

応力 P_m および P_b が欠陥の存在によりどの程度低下するかを ξ の関数として求める。任意の軸力と曲げの組合せにおける崩壊に至る過程は、Fig. 3 の破線で示す直線で表される。Fig. 3 における崩壊応力は式(2)で与えられる。

$$\frac{P_b}{\sigma_y} = \frac{3}{2} \left\{ 1 - \left(\frac{P_m}{\sigma_y} \right)^2 \right\} \quad (2)$$

図中の直線の勾配 C は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} C &= \frac{P_b/\sigma_y}{P_m/\sigma_y} \\ &= \frac{M}{F} \frac{6}{W} \end{aligned} \quad (3)$$

欠陥の存在を想定し、リガメント断面について同様に考えると、

$$\begin{aligned} \frac{P'_b/\sigma_y}{P'_m/\sigma_y} &= \frac{6M'/BW'^2}{F'/BW'} \\ &= \frac{6(M + Fe)/BW'^2}{F/BW'} \\ &= \frac{M}{F} \frac{6}{W'} + 3 \frac{a}{W'} \\ &= \frac{C + 3\xi}{1 - \xi} \end{aligned} \quad (4)$$

となる。弾完全塑性体を仮定した場合の任意の軸

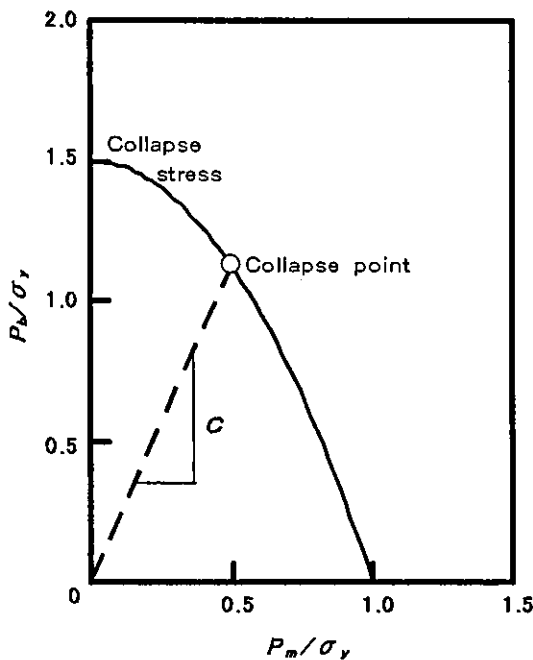


Fig. 3 The definition of C .

力と曲げの組合せにおけるリガメント部の塑性崩壊状態を Fig. 4 に示す。図中の寸法 d は軸力と曲げの程度によって決まり、 P'_m および P'_b とは次式で関係づけられる⁴⁾。

$$\left. \begin{aligned} \frac{P'_m}{\sigma_y} &= \frac{2d}{W'} - 1 \\ \frac{P'_b}{\sigma_y} &= \frac{6d}{W'} \left(\frac{d}{W'} - 1 \right) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

式(4)および(5)より、

$$\frac{6d(1 - d/W')W'}{2d/W' - 1} = \frac{C + 3\xi}{1 - \xi} \quad (6)$$

上式より d/W' を求めると、

$$\frac{d}{W'} = \frac{1}{6} \left\{ \left(3 - \frac{C + 3\xi}{1 - \xi} \right) + \sqrt{\left(\frac{C + 3\xi}{1 - \xi} \right)^2 + 9} \right\} \quad (7)$$

となる。上式から明らかなように、 d/W' は C と ξ の関数である。 ξ の値が決まれば、この ξ に対する任意の軸力 F' と曲げ M' の組合せにおける崩壊応力が決まる。この F' および M' を次式に代入すると、

$$\left. \begin{aligned} \frac{P_m}{\sigma_y} &= \frac{F/BW}{\sigma_y} \\ &= \frac{F'/BW}{\sigma_y} \\ \frac{P_b}{\sigma_y} &= \frac{6M/BW^2}{\sigma_y} \\ &= \frac{6(M' - F'e)/BW^2}{\sigma_y} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

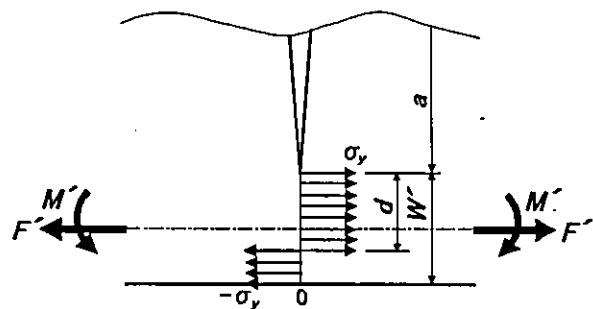


Fig. 4 The definition of d .

式(9)が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{P_m}{\sigma_y} &= \frac{P'_m}{\sigma_y} (1 - \xi) \\ \frac{P_b}{\sigma_y} &= \frac{P'_b}{\sigma_y} (1 - \xi)^2 - 3 \frac{P'_m}{\sigma_y} \xi (1 - \xi) \end{aligned} \right\} (9)$$

式(9)によって、元の矩形断面に対する崩壊応力 P_m および P_b が欠陥の存在によりどの程度低下するかが ξ の関数として与えられる。 P_b/σ_y 式の右辺第二項は F' による負のモーメントの寄与分である。

4. 簡易崩壊応力評価法の検討

Fig. 5 に $\xi=0.104, 0.2$ および 0.6 の場合の式(9)で与えられる崩壊応力を一点鎖線で示す。当然のことであるが、同じ軸力と曲げの組合せに対して欠陥寸法 ξ の増加と共に崩壊応力は減少する。 $\xi=0.104$ の場合が設計限界に接する崩壊応力を与える。 $\xi=0.104$ 以下であればいかなる軸力と曲げの組合せであっても崩壊応力は設計限界を上回ることになる。したがって安全率を無視す

ると、設計限界に接する崩壊応力を与える $\xi=0.104$ が許容される欠陥寸法となる。設計時に想定しなかった欠陥が発生したとしても、この寸法までの欠陥であれば崩壊応力については当初の設計基準を満足していることになる。この結果より、軸力と曲げを受ける場合の矩形断面のはり構造において、板幅寸法の 10% 程度の深さまでの欠陥が許容できることがわかる。例えば、二次元の軸方向き裂や周方向き裂を有する円筒構造を考えた場合、上記板幅寸法は円筒壁厚寸法に当たる。構造物に想定しうる最も厳しい欠陥形状である二次元き裂が存在したとしても、肉厚の 10% までの寸法であれば崩壊応力の設計基準を満足することになる。

$\xi=0.6$ の場合について、簡易評価した崩壊応力の評価精度を検討した。実験点として示されているのは SUS304 鋼および SUS316 鋼を用いて行った軸力と曲げを受ける片側切欠部材に対する不静定破壊力学実験結果⁵⁾である(実験内容の詳細については既報⁶⁾参照)。この場合の σ_y には、供試材料の室温における 0.2% 耐力を用いている。実験点は $\xi=0.6$ で任意の軸力と曲げの組み合わせにおいて一定の軸力を負荷した後、その軸力を一定に保ったまま曲げを負荷し、塑性崩壊させた負荷履歴実験の結果である。実験結果については本解析との比較のため、設計限度内に得られた実験点のみを示している。設計限度内に得られた全ての実験点は $\xi=0.6$ の場合の崩壊応力を上回る。本論文で示した方法で簡易評価した欠陥の存在を考慮した崩壊応力は、少なくとも $\xi=0.6$ の場合において安全側評価を与えることがわかる。これは、本手法は特に深い切欠に対して顕著な拘束降伏による崩壊応力の増加を考慮しておらず、実際の崩壊応力よりも小さめの評価を与えることが原因であると考えられる。

5. 結 言

軸力と曲げを受ける欠陥を有する矩形断面のはりの崩壊応力を簡易評価する手法を示し、以下の結論を得た。

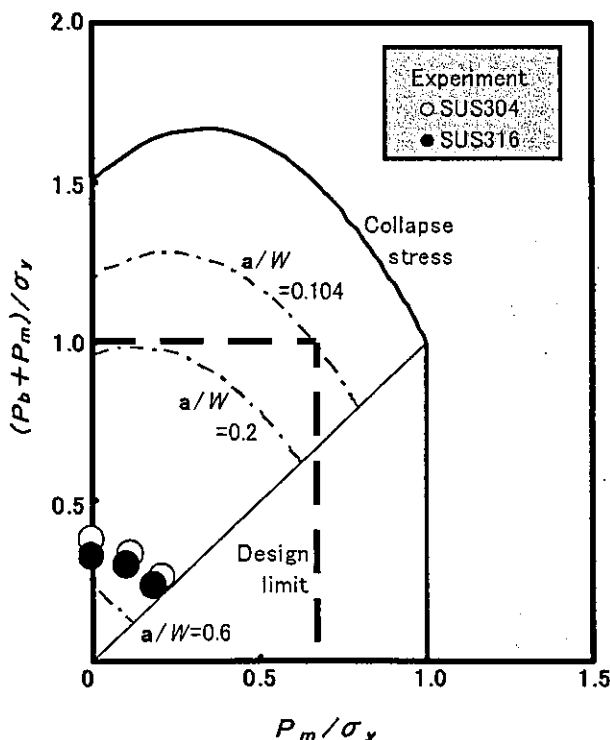


Fig. 5 Collapse stress on a flawed rectangular beam.

- (1) 簡易崩壊応力評価手法は任意の欠陥寸法および任意の軸力と曲げの組合せに対して崩壊応力を評価できる。
- (2) 本手法を用いて評価した結果、板幅寸法の10%が従来の設計限界に対する許容欠陥寸法である。
- (3) 欠陥寸法/板幅比0.6の場合について、簡易評価した崩壊応力と実験値を比較した結果、簡易評価結果は安全側の評価を与えた。

謝 辞

本研究の一部は平成11年度笹川科学研究助成「垂直および水平荷重を受ける鉄鋼構造物の強度評価」および平成14年度厚生科学研究費補助金（労働安全衛生総合研究事業）「負荷履歴を考慮した経年圧力設備の高信頼度弾塑性破壊評価手法の開発」により実施したものであり、深謝致す次第である。

参考文献

- 1) 資源エネルギー庁公益事業部原子力発電安全管理課編；“解説 原子力設備の技術基準 [1994]”，電力新報社，pp.191-192 (1995).
- 2) (社)日本機械学会；“発電用原子力設備規格 維持規格”，丸善，(2000).
- 3) Bohm G. J. 他；“Pressure Vessels and Piping : Design and Analysis, A Decade of Progress - Volume One - Analysis”，ASME，pp.57-58 (1972).
- 4) 矢川元基，一宮正和；“原子炉構造設計”，培風館，pp.126 (1989).
- 5) 川田大介；“ステンレス鋼片側切欠部材の塑性崩壊荷重に及ぼす負荷履歴の影響”，平成11年度群馬大学修士論文，pp.143-159 (2000).
- 6) 松原雅昭他；“不静定破壊力学実験装置の開発”，日本機械学会論文集(A編)，67巻，659号，pp.1218-1222 (2001).

【著者紹介】

松原雅昭

群馬大学工学部
〒376-8515 群馬県桐生市天神町1-5-1
TEL : 0277-30-1536 FAX : 0277-30-1599
E-Mail : matsubar@me.gunma-u.ac.jp

佐々木哲也

筑波大学機能工学系
〒305-8573 茨城県つくば市天王台1-1-1
TEL : 029-853-5352 FAX : 029-853-5207
E-Mail : ssk@kz.tsukuba.ac.jp

伊澤 悟

小山工業高等専門学校
〒323-0806 小山市中久喜771
TEL : 0285-20-2211 FAX : 0285-20-2884
E-Mail : izawa@oyama-ct.ac.jp

光弾性皮膜法による軸力-曲げ複合荷重下の SUS304 切欠付配管の塑性崩壊挙動

伊澤 悟*, 松原 雅昭**, 坂本 賢治**

*小山工業高等専門学校 (〒323-0806 栃木県小山市大字中久喜 771)

**群馬大学工学部 (〒370-8515 群馬県桐生市天神町 1-5-1)

Plastic Collapse Behavior of a SUS304 Notched Piping Subjected to combined Tension and Bending using Photo-Elastic Coating

Satoru IZAWA, Masaaki MATSUBARA, Kenji SAKAMOTO

This study is concerned with the structural integrity evaluation of stainless steel piping with a notch. Structural engineers seek to prevent such problems by guaranteeing a sufficient margin for the fracture strength based on the existence of assumed defects. In this study, both the tension force due to an internal pressure and the bending moment caused by an earthquake are considered as a given load for a structure. Collapse load is now evaluated when a plant is under complex load condition. By observing the ligament portion of a specimen is observed using the photo elastic coating and the collapse point is determined by comparing it to a penetration point in the plastic region in the ligament. It has been found that a different load pattern affects the formation of the plastic region and also the position of the plastic collapse point. As a result, a new method for the assessment of the plastic collapse under complex load has been successfully developed.

Key words: Photoelastic Coating, Plastic Collapse, Notch, Combined Tension and Bending

1. 緒 論

エネルギープラント機器配管などに用いられるオーステナイト系ステンレス鋼は靱性が極めて高く荷重負荷の増大とともに最終的に塑性崩壊に至る。塑性崩壊点は、塑性域がリガメント部全体に広がり、以降は塑性的にしか負荷に耐えられなくなる変形の開始点として定義される。このためリガメント部全体にすべり線が発生した全断面降伏状態を可視化することが出来れば、塑性崩壊点の解明は可能であると考えられる。

光弾性皮膜法は、実際の構造物や部材に直接皮膜を接着し、材料特性や負荷状況を忠実に取り入れた形で応力解析が可能である。また、測定できるひずみ範囲が大きいため弾性、塑性解析にも有用である。本研究では、光弾性皮膜法を用いて切欠付配管の応力状態を可視化し、塑性崩壊判定への適用について検討を行う。

2. 実験方法

2. 1 実験装置および供試材料

著者らは構造健全性評価を行う上で代表的な構造である軸力と曲げを受けるき裂部材に注目した。そして、その塑性崩壊

荷重に及ぼす負荷履歴依存性を明らかにすることを目的として不静定破壊力学実験装置を開発した¹⁾。

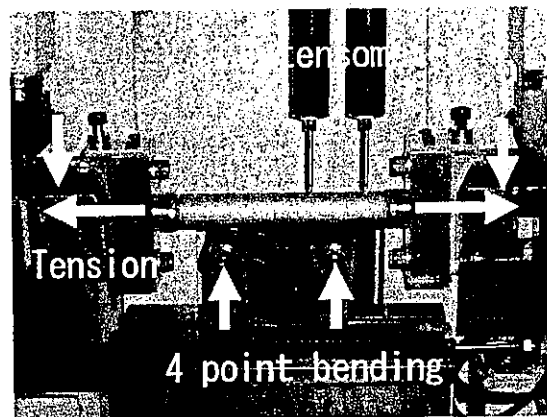


Fig.1 Load equipment part of the testing machine.

不静定破壊力学実験装置の荷重負荷部および試験片の写真を Fig.1 に示す。実験に用いた供試材料は、外径 32mm、管厚 1.5mm のオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 配管であり、その機械的特性を Table 1 に示す。欠陥を想定した平均半径

における切欠き角度を 60° と仮定した周方向貫通切欠の加工は、加工幅 0.32mm のワイヤカット放電で実施した。試験片は軸力の荷重線とリガメント中心を一致させ、軸力による曲げモーメントの発生を抑え、軸力の割合が大きい領域での試験を可能とした。この切欠付配管に光弾性皮膜を接着し、偏光を入射し、反射光を解析し応力解析を行った。

Table 1 Mechanical properties of the material tested

Yield stress [MPa]	Tensile stress [MPa]	Elongation [%]
298	602	61.5

2. 2 光弾性皮膜実験用材料

光弾性皮膜は常温硬化型エポキシ樹脂エポコートに軟化材チオコールを混合したもので、これに硬化剤であるジエチルトリアミンを加えている。応力値が供試材料の降伏応力である 0.2% 耐力に達したとき2次の光弾性縞が発生するように皮膜材料を調整し、その共重合比は、エポコート：チオコール：ジエチルトリアミン＝ $10:9:1$ である。作成した厚さ約 2mm の光弾性皮膜を上記配合の原材料を用いてエメリーペーパーで仕上げた試験片リガメント部表面に接着した。引張試験により検定した等色線縞次数と引張応力の関係を Table 2 に示す。

Table 2 Mechanical properties of the material tested

Fringe Order	1st	2nd	3rd
Stress [MPa]	269	298	314

リガメント部表面に貼り付けた光弾性皮膜の等色線を観察するため、水銀灯を光源とする反射型光弾性試験装置を用いた。試験の進行に伴う光弾性縞の変化状況をデジタルビデオカメラで撮影し、記録した。

3. 解析方法

3. 1 解析モデル

弾完全塑性体と仮定した配管に軸力 F と曲げ M が作用する場合のリガメント断面に作用する応力分布を Fig.2 に示す。配管の周方向貫通切欠角度を 2α 、平均半径を R 、管厚を t 、降伏応力を σ_y 、軸力の荷重線の位置を角度 β 、中立軸の位置を角度 γ とすると、軸方向の荷重のつり合いから

$$F = 2(\pi - \alpha - \gamma)Rt\sigma_y - 2\gamma Rt\sigma_y = 2(\pi - \alpha - 2\gamma)Rt\sigma_y \quad (1)$$

および曲げモーメントのつりあいから

$$M = 2 \left\{ \int_{\alpha}^{\pi-\gamma} R(\cos\phi + \cos\beta)\gamma\sigma_y R d\phi + \int_{\pi-\gamma}^{\pi} R(-\cos\phi - \cos\beta)\gamma\sigma_y R d\phi \right\} \\ = 2[2\sin\gamma - \sin\alpha + (\pi - \alpha - 2\gamma)\cos\beta]\sigma_y R^2 t \quad (2)$$

よって、切欠付配管部材の断面に作用する膜応力強さ P_m および曲げ応力強さ P_b は

$$P_m = \frac{\pi - \alpha - 2\gamma}{\pi - \alpha} \sigma_y \quad (3)$$

$$P_b = \frac{2[2\sin\gamma - \sin\alpha + (\pi - \alpha - 2\gamma)\cos\beta]}{Z} \sigma_y R^2 t \quad (4)$$

となる。両応力強さから軸力と曲げの複合荷重を受ける配管の塑性崩壊状態における応力の一般式は、

$$\frac{P_b}{\sigma_y} = \frac{2}{Z} \left[2\sin\left\{\frac{\pi - \alpha}{2}\left(1 - \frac{P_m}{\sigma_y}\right)\right\} - \sin\alpha + (\pi - \alpha)\frac{P_m}{\sigma_y}\cos\beta \right] R^2 t \quad (5)$$

となる。

この一般式に、試験片形状の形状係数を代入して塑性崩壊限度線図を得る。崩壊限度線図上に膜応力強さと曲げ応力強さの荷重比率を変化させた目標荷重を設定し、軸力曲げ同時試験、軸力→曲げ試験および曲げ→軸力試験の各試験を通じて負荷履歴の影響の検討を行った。

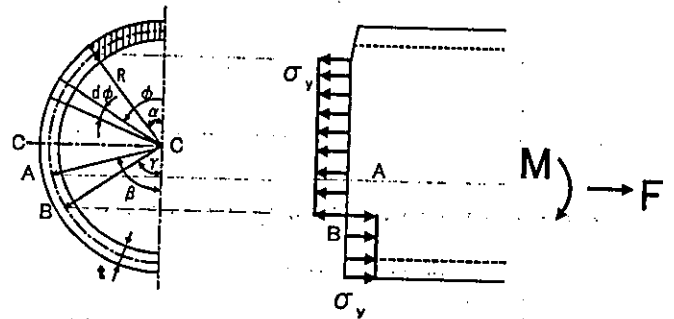


Fig. 2 Stress state of the ligament subjected to combined tension and bending.

3. 2 ひずみ分布

解析モデルの妥当性を評価するため、配管試験片に塑性ひずみゲージを貼り付け、ひずみ計測を行なった。実験条件として、切欠のない配管での曲げ試験および切欠材に対して軸力試験を行い、得られた軸方向応力の理論値と実験値の比較検討を行なった。

3. 3 有限要素解析

光弾性皮膜法によって評価した塑性崩壊点を考察するため、有限要素法解析プログラムANSYSによって有限要素解析を実施し、得られた応力分布の比較検討を行なった。

試験片には曲げ支点部でのパイプの断面変形を防止する目的でパイプ内部に中実丸棒が挿入してあるため、有限要素モデルも同様に支点部に丸棒を挿入した形で行なった。モデルの拘束条件はリガメント部を対称拘束、ピン穴部端面は X、Y 方向拘束とした。そしてピン穴部端面には Z 方向荷重、曲げ支点部には Y 方向荷重を与え、それぞれ軸力-曲げ同時負荷条件で解析を行なった。モデルの要素数は 8111、節点数は 1

3277である。材料特性は、パイプから切り出したSUS304板材の引張り試験によって得られた応力-ひずみ線図より弾性率、接線係数、降伏応力を算出し、使用した。

4. 実験結果および考察

4.1 試験片ひずみ分布

曲げ試験時に生じる配管部での軸方向ひずみ(応力)分布の測定結果を、Fig.3に示す。ひずみ測定場所は、試験片上部(ch1)、中立軸(ch3)およびそれぞれ中立軸から45°方向(ch2, 4)である。発生しているひずみは、各方向ともに同様の傾向を示し、塑性域に至る直前まで理論応力線に分布している。

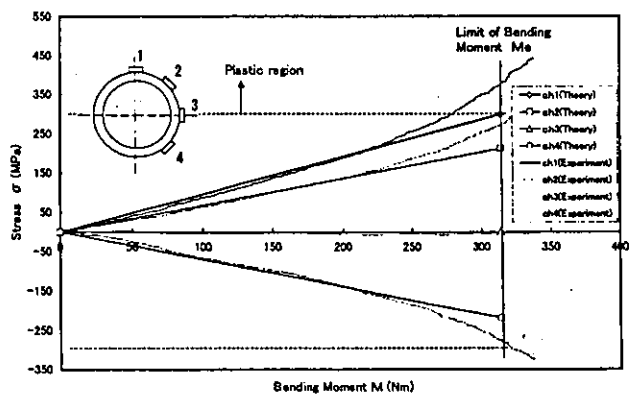


Fig. 3 Relation between bending moment and stress.
(Non-notched Pipe, Bending)

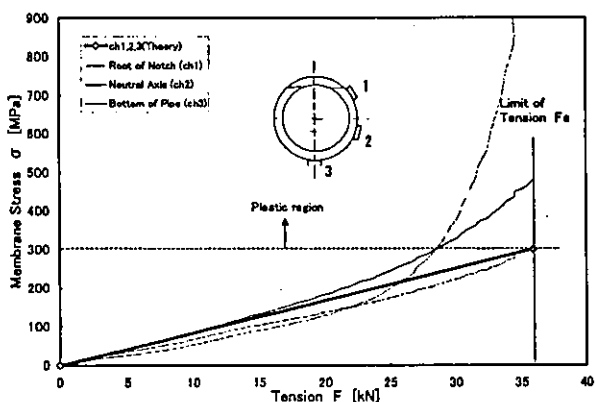


Fig. 4 Relation between tension and stress.
(Notched Pipe, Tension)

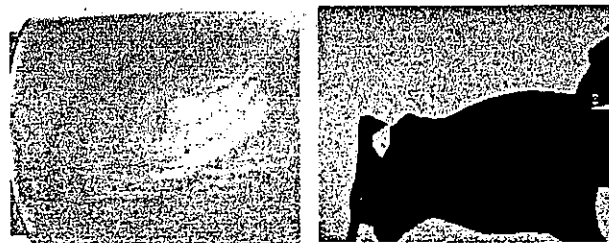
また、切欠付配管について軸力試験を実施し、得られた軸方向ひずみ(応力)の分布を、Fig.4に示す。線形弾性荷重である理論応力線に対して、切欠先端(ch1)では降伏領域に至る前に極端な応力集中を示し負荷荷重と発生した軸方向応力との比例関係が崩れた。これに対して、試験片下端部(ch3)および軸力により曲げを発生しない断面係数の中立軸上(ch2)

では、理論応力線から大きなずれを生じていない。

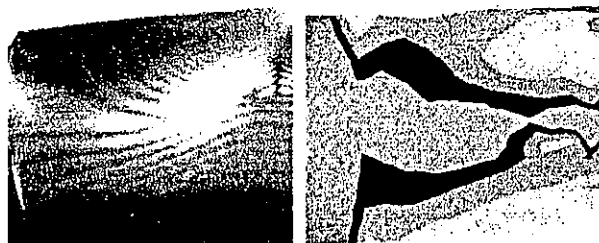
本研究の軸力-曲げ複合荷重下では、塑性域はリガメント部を進展するすべり線により形成され、配管下端部やリガメント部の下方で全断面降伏する。このことは、理論応力線とほぼ同様の応力分布を示した、ch2やch3上で塑性崩壊判定を行なう本方法では、その影響が小さいことを示す。

以上の結果をもとにして、本研究で定義した軸力-曲げ複合荷重下の塑性崩壊モデルでは、降伏時のリガメント部の応力がモデルで定義した崩壊応力とほぼ一致していることから、モデルの妥当性を検証することが出来た。

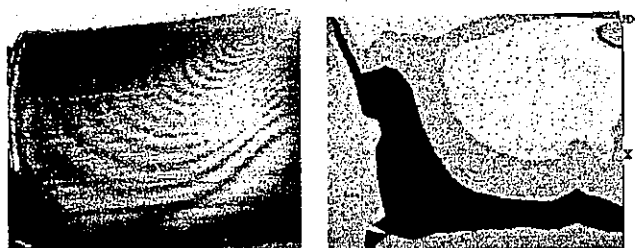
4.2 塑性崩壊応力分布



$P_m = 333 \text{ MPa}$ $P_m = 309 \text{ MPa}$
(a) Pure Tension



$P_b = 778 \text{ MPa}$ $P_b = 402 \text{ MPa}$
(b) Pure Bending



$P_m = 352 \text{ MPa}$ $P_m = 384 \text{ MPa}$
 $P_b = 156 \text{ MPa}$ $P_b = 169 \text{ MPa}$

(c) Tension + Bending

Fig. 5 Stress distribution of the ligament.

観察した光弾性縞のうち、塑性域がリガメント部を貫通した時点での代表的な3パターンをFig.5に示す。また、併せて解析を行なった有限要素法によって求めた応力分布をその右側に示す。崩壊応力は、(3)式および(4)式によって膜応力強さ P_m および曲げ応力強さ P_b を算出した。

(a)は軸力のみを負荷した場合、(b)は曲げのみを負荷した場合、そして(c)は軸力・曲げを同時負荷した場合である。曲げのみ負荷の場合には、切欠側からの光弾性縞の発生とともにリガメント背面からも圧縮成分による光弾性縞が同時に発生し、切欠側から発生した光弾性縞との連結によって塑性崩壊が達成される。

塑性域の形成は負荷履歴により異なり、著者が解析を行なった SUS316 鋼片側切欠部材の結果と類似した崩壊形態を示した²⁾。これは、軸力支配荷重状態での円弧すべり線と、曲げ支配荷重状態での円弧と圧縮三角形領域すべり線で説明できる。塑性域貫通場所は各負荷条件で光弾性皮膜法と有限要素法は良い一致を示した。

4. 3 塑性崩壊限度線図による評価

Fig.6に塑性崩壊限度線図上にプロットした、光弾性皮膜法と有限要素法による塑性崩壊応力の評価結果を示す。

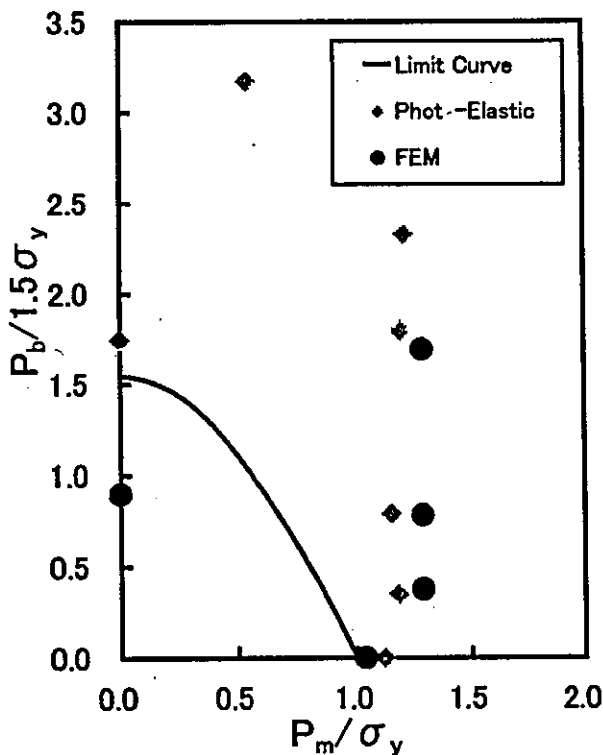


Fig. 6 Distribution of plastic collapse point on the plastic collapse limit chart.

光弾性皮膜法は単軸応力下で線図と良い一致を示した。これに対して、有限要素法の結果は、曲げ支配条件では有限要素法のメッシュが大変形に対応せずに両者に誤差を生じる結果となった。複合荷重下における両崩壊判定結果はほぼ同様

の結果を示し、複合荷重における曲げ負荷の割合が増加するとともに、崩壊限度線図の大きく外側に分布する結果となった。これは、弾完全塑性体で定式化した理論崩壊限度線図に対して、材料の加工硬化が示す安全裕度が大きく影響したためと考えられる。特に曲げが支配的な試験条件では、配管試験片自体の断面変形による断面係数変化も原因となって、理論線図と大きく異なる結果となった。この試験条件では、全断面降伏以前のき裂進展も見られることから、全断面降伏による塑性崩壊モデル適応に限界を生じた結果となった。

5. 結論

軸力と曲げを受ける SUS304 鋼切欠付配管の塑性崩壊荷重について、光弾性皮膜法を用いたリガメント部の光弾性縞観察を行い、実験力学的に考察した。得られた結論は以下の通り。

(1)弾完全塑性体で仮定した配管に軸力 F と曲げ M が作用する場合のリガメント断面に作用する応力分布を定式化し、塑性崩壊応力を定義した。

(2)塑性崩壊時の応力分布は、曲げ支配条件を除き、光弾性皮膜法と有限要素法でよい一致を示した。

(3)塑性崩壊限度線図は、光弾性皮膜法による全断面降伏崩壊の実験結果と単軸応力下で良い一致を示した。これに対して、複合荷重状態では、特に曲げ支配条件において全断面降伏以前のき裂進展が生じるとともに、全断面降伏による塑性崩壊モデル適応に限界を生じた結果となった。

本研究の一部は平成14年度から平成16年度までの3年計画で実施される厚生労働科学省科学研究費補助金「負荷履歴を考慮した経年圧力設備の高信頼度弾塑性破壊評価手法の開発」により実施したものであり、深謝致す次第である。

参考文献

- 1) 松原雅昭, 伊澤悟, 平尾典盟, 毒島康二, 小山哲, 町田康治, 川田大介, 坂本賢治, 根津紀久雄: 不静定破壊力学実験装置の開発, 日本機械学会論文集(A編), 67-659 (2001), 1218-1222.
- 2) 伊澤悟, 松原雅昭, 根津紀久雄, 橋本彰三: 光弾性皮膜法による軸力-曲げ複合荷重下の SUS316 鋼片側切欠部材の塑性崩壊挙動, 実験力学, 4-1 (2004), 55-60.
- 3) 岡村弘之, 高畑泰幸, 影山和郎: 軸力と曲げを受けるき裂部材の崩壊荷重とその応用 (第1報), 日本機械学会論文集(A編), 49-445 (1983), 1076-1080.
- 4) 岡村弘之, 高畑泰幸, 影山和郎: 軸力と曲げを受けるき裂部材の崩壊荷重とその応用 (第2報), 日本機械学会論文集(A編), 49-445 (1983), 1081-1088.
- 5) 白鳥正樹, 三好俊郎: SEN 試験片の塑性拘束係数と J 積分, 日本機械学会論文集(A編), 46-407 (1980), 837-843.
- 6) 白鳥正樹, 三好俊郎: 全面降伏した剛塑性体における COD と J 積分の関係, 日本機械学会論文集(A編), 47-420 (1981), 800-809.

SUS316SENB 試験片の CTOA 解析

伊澤 悟* , Albert S. Kobayashi**

*小山工業高等専門学校 (〒323-0806 栃木県小山市大字中久喜 771)

**University of Washington (Seattle, Washington 98195-2600, USA)

CTOA analysis of SUS316 SENB Specimen.

Satoru IZAWA and Albert S. Kobayashi

The crack tip opening angle (CTOA), which is related to the total strain field in the crack tip region, offers the possibility of unifying the strain-life approach of estimating the fatigue crack initiation and the linear elastic fracture mechanics (LEFM) approach of estimating crack propagation. CTOA is a viable ductile fracture criterion and could be used for elastic-plastic, crack propagation analysis without the constraint of LEFM. This paper reports on our investigation to correlate Δ CTOA with the crack propagation rate, da/dN , in stainless steel (SUS 316), single edged notch bend (SENB) specimens of 8.1 mm thickness. The SENB specimens were cyclically loaded at various constant load amplitudes with a load ratio, $R \sim 0.01$. Δ CTOA at the initial phase of fatigue crack extension was measured by moiré interferometry and inferred from a Δ CTOA versus Δ CMOD master curve, which was constructed through CMOD and crack profile measurements, during the latter phase of fatigue crack extension. The fatigue data was then used to construct a da/dN versus Δ CTOA relation, similar to Paris' law of LEFM, in the presence of small to large crack tip deformation and net section yielding.

Key words: Crack tip opening angle, SENB specimen, Ductile fracture, Crack propagation rate, Moiré interferometry

1. 結 論

延性材料の全疲労寿命はき裂の発生寿命と進展寿命に分けることができる。ひずみ寿命近似は発生寿命と伝ば寿命を評価が可能で、疲労き裂伝ば寿命を評価するためには線形弾性破壊力学 (LEFM) が用いられる¹⁾。ひずみ寿命法は 1950 年代^{2), 3)}に応用され、高延性材料の破損破壊寿命と塑性ひずみの大きさの間に妥当な相関関係を与える。ひずみ寿命法はまた、切欠の弾性応力集中について Neuber 則⁴⁾とともに用いると疲労寿命の予測が良く一致する。疲労き裂進展 da/dN と応力拡大係数 ΔK を相関する LEFM 手法は、Paris⁵⁾ 方程式によって航空機およびエネルギー産業で広く用いられている。これらを統合すると全ひずみ概念を用いて延性材料の降伏域での疲労を解析出来る。

延性破壊クライテリオンは、き裂先端塑性域の塑性ひずみ場に関係し、き裂先端の鈍化が 1963 年に Wells によって応用されたき裂開口変位 (COD) クライテリオンによって定量化された⁶⁾。COD クライテリオンは、閉じたき裂先端でも可能な、局所き裂先端パラメータであるき裂先端ひずみ場を独自に特徴づける。Shih⁷⁾と同様に Kaninnen⁸⁾が 70 年代に推論したき裂先端開口変位 (CTOD) は、更に効果的な実行可能なパラメータである。80 年および 90 年代の延性破壊研究を支配した J 積分クライテリオンと違

い、CTOD/CTOA クライテリオンは、除荷とき裂拡張の存在に対しても妥当である。CTOA クライテリオンの研究は、NASA 航空機インテグリティ問題に因って 90 年代前半に再開し進められた。NASA によって考慮された薄いアルミニウム航空機構造は CTOA クライテリオンが概念的に一致する。Newman⁹⁾らは CTOA クライテリオンが研究室の試験片^{9) 10)}と同様に多数の場所で損傷を持つ FAA/NASA ワイドパネル¹¹⁾で残留強度が一致することを示した。Dawicke¹²⁾および Guilerud¹³⁾は、弾塑性有限要素解析を通して 2024-T3 試験片中のトンネリング挙動をモデルし、CTOA が試験片の中央部では安定状態の値よりも数度小さくそして表面では数度高いことを示した。き裂成長が安定状態のときは二つの値はほぼ等しく典型的な安定状態の値と一致する。

き裂先端ひずみ場の CTOA の定量化はひずみ寿命法のひずみに置き換えることが出来る。CTOA もまたき裂先端応力拡大係数と関係するため、 Δ CTOA は LEFM の da/dN 相関によって特徴づけられる ΔK に置き換えることが出来る。この論文は延性材料の全ひずみ寿命を支配する破壊力学パラメータとして CTOA を適用するための研究結果の報告である。

2. 実験方法

2.1 試験片

実験に用いた SENB (Single-Edged Notch, three-point Bend) 試験片の形状を Fig.1 に示す。試験片は、板厚 16mm の SUS316 帯板から、切欠を圧延方向に対して垂直に L-T 方向にサンプリングして、機械加工を施した。ASTM 規格 E813-J 積分試験準拠試験片の幅は 25.4mm、切欠深さ $a_0 = 10.67\text{mm}$ 、 $a_0/W = 0.42$ である。試験片の表面はき裂観察用にエメリーペーパーとアルミナ粉末を用いて鏡面に研磨した。

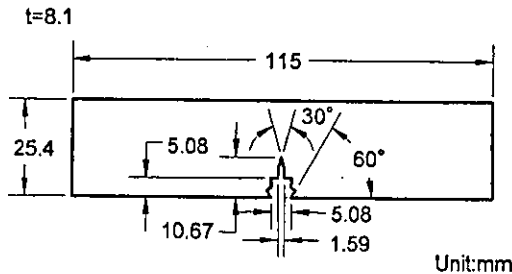


Fig.1 SUS316 stainless steel SENB specimen.

2.2 疲労試験

疲労試験は、20kN 型油圧式疲労試験機 (Instron 製) を用いて 3 点曲げ試験で行った。試験条件は、周波数 3-10Hz、応力比 $R = 0.01$ の正弦波負荷を 8 種類の応力振幅に対して実験を行った。疲労き裂進展は Nikon 製顕微鏡を使用して、研磨した試験片表面上で Δa を観察した。き裂発生の瞬間を正確に測定するのは困難であるため、き裂発生の疲労サイクル N_0 は 5 種類のき裂成長データから、最も短い 2mm のき裂データを外挿して求めた。

また、塑性残留応力の存在がき裂成長に及ぼす影響を調査するため、予め塑性変形を負荷した SENB 試験片に対しても疲労試験を行った。負荷荷重は、予備負荷が試験片リガメント部の全断面降伏後の荷重である 7kN、8kN と 9kN の 3 種類とし、それぞれに対する疲労荷重は 3.3kN として実験を行った。

2.3 CTOA 計測

CTOA は以下の 3 種類の手法によって評価した。Fig.2 で仮定したき裂形状に対して、CTOA ϕ の定義は Eq. (1) で与える。

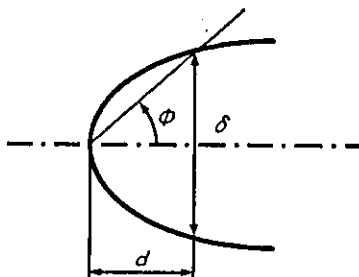


Fig.2 Definition of CTOA.

$$\phi = 2 \tan^{-1} \left(\frac{\delta/2}{d} \right) \quad \dots \dots (1)$$

ここで、

- (1) Moiré 干渉法・・・き裂先端から 2mm の位置でのき裂開口変位 COD を算出し、Eq.(1)により ϕ を求める。実験に用いた Moiré 干渉法の光学系は Fig.3 で与える。リガメント部に作成した Moiré グリッドは高延性材料用 40 lines/mm である。
- (2) 顕微鏡観察・・・き裂先端から 2mm 位置でのき裂開口変位 COD を観察し、Eq.(1)により ϕ を求める。
- (3) き裂口開口変位 (CMOD)・・・クリップゲージを用いて測定したき裂口での CMOD 値よりき裂形状を線形補間して、Eq.(1)により ϕ を算出する。なお、無負荷状態での CTOA と疲労最大荷重に相当する負荷荷重を静的に負荷した場合の CTOA の差 ($\phi' - \phi$) から ΔCTOA を算出する。

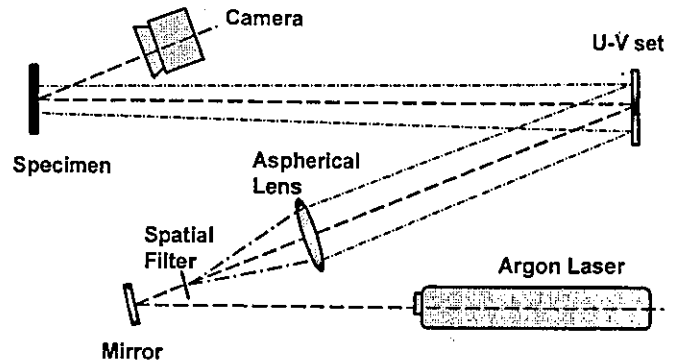


Fig.3 Geometric grating used in moiré interferometry.

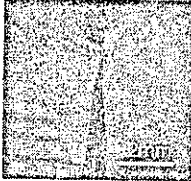

3. 実験結果および考察



3.1 CTOA の計測結果

Table 1 に実験荷重の中で荷重の大きな 2 種類の荷重での 3 手法によって算出した COD の測定結果の比較を示す。また、Moiré 干渉法により観察した無負荷および負荷時の干渉縞写真も併せて示す。CMOD から CTOA の算出は直接 eq. (1) を用いて行った。

き裂先端から 2mm の位置で測定した、Moiré 法と顕微鏡による COD の値は良く一致し、算出した CTOA は同様の値を示す。また、CMOD から算出した CTOA は Moiré 干渉法や顕微鏡を用いて、光学的に求めた値の約 1/2 となった。CMOD によって評価した CTOA を、更に正確な光学的手法により測定した CTOA に変換するために Fig.4 に校正線図を作成し両者の関係を調査した。この結果、SENB 試験片の CMOD から算出した CTOA は、無負荷時および負荷時の両方で光学的に算出した CTOA に線形関係を示すことから、CMOD から CTOA を容易に置換することが出来る。

Table 1. CMOD, COD in two SENB specimens.

	Unloaded	4.8kN
$\Delta a=5.00\text{mm}$		
COD(Moire')	0.55mm	0.75mm
COD(Microscope)	0.52mm	
CMOD(Clip gauge)	2.28mm	3.31mm

	Unloaded	5.4kN
$\Delta a=4.89\text{mm}$		
COD(Moire')	0.8mm	1.19mm
COD(Microscope)	0.82mm	
CMOD(Clip gauge)	3.43mm	4.45mm

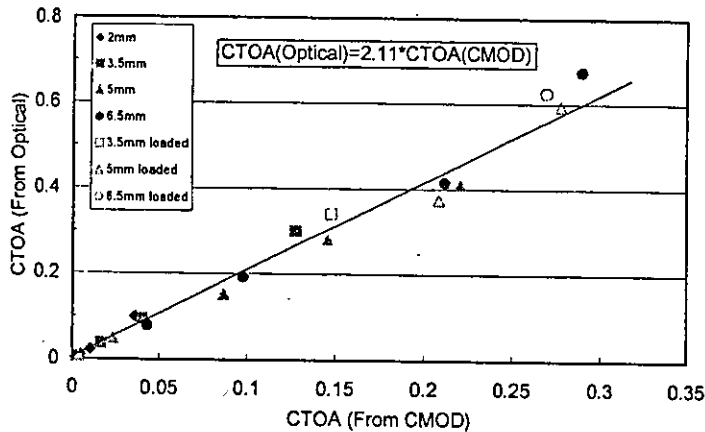


Fig. 4 CTOA calibration curve.

3. 2 疲労試験

疲労試験は7種類の異なる応力振幅を持つ疲労荷重に対して実施した。また、負荷履歴としてリガメント部が全断面降伏した塑性崩壊後の荷重を予荷重として与えた3種類の塑性残留応力を持つ SENB 試験片についても実験を実施した。この結果、塑性残留応力の影響によるき裂先端域の鈍化が、き裂の発生を遅延させていることが分かった。しかし、発生後のき裂の進展速度は、予荷重の有無に関係なく一定の値を示している。塑性残留応力の存在は、き裂発生に対してだけ影響を及ぼしき裂成長自体には影響を及ぼさない。

3. 3 き裂発生

き裂発生ポイントをCTOAにより算出した。ここでは、き裂のない状態で負荷したSENB試験片のCTOAの値が、各荷重条件下で求めたき裂進展時の疲労サイクルと Δ CTOAの描く曲線の外挿線と重なるポイントをき裂発生ポイントと定義した。これは、き裂の発生により CTOA にわずかな変化が生じるため、き裂のない状態での Δ CTOAを最小 Δ CTOAと考へてき裂発生ポイントを算出するものである。各荷重条件下で評価したき裂発生ポイントを Fig.5 に示す。また、算出したき裂発生点と Δ CTOA 関係を Fig.6 に示す。

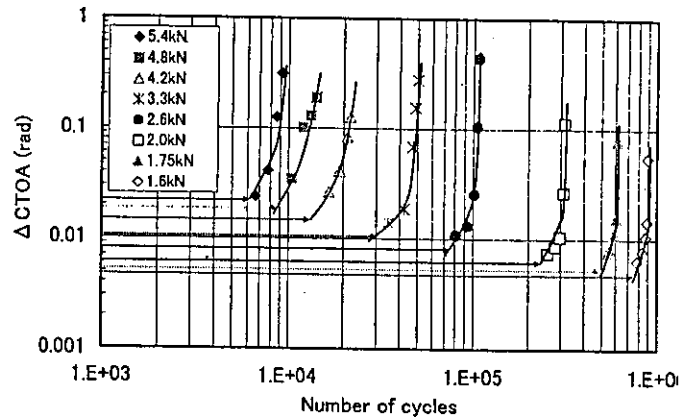


Fig. 5 Δ CTOA versus fatigue cycles.

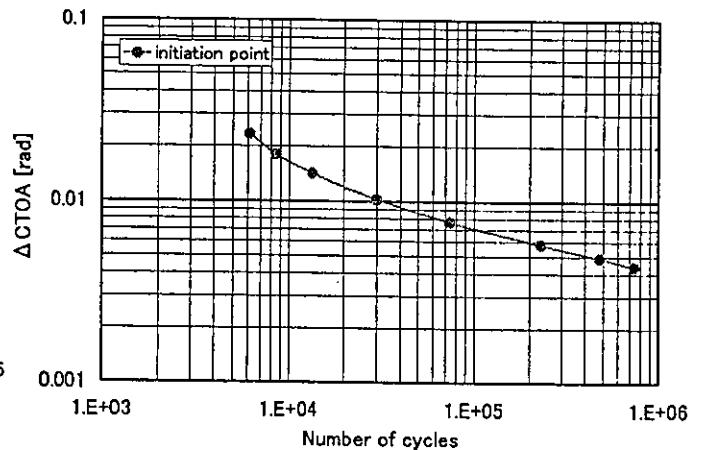


Fig. 6 Crack Initiation Δ CTOA versus Fatigue Cycles.

3. 4 き裂進展

き裂進展速度 da/dN は疲労サイクルと疲労き裂進展量のデータから算出した。また、CTOAの偏差 Δ CTOAは、負荷時と無負荷時の CTOA の変化を、疲労荷重時の最大および最小疲労荷重時の CTOA 変化として算出した。両者の関係を相関するマスターカーブを Fig.7 に示す。マスターカーブは、SUS316 鋼 SENB 試験片の疲労破壊特性を顕著に表わし、 Δ CTOA の発生境界が0.007radまたは 0.4° であること、また、 Δ CTOAが0.1radまたは 5.7° で最大き裂成長速度が 10^{-5}m/cycle でほぼ一定となることを示す。

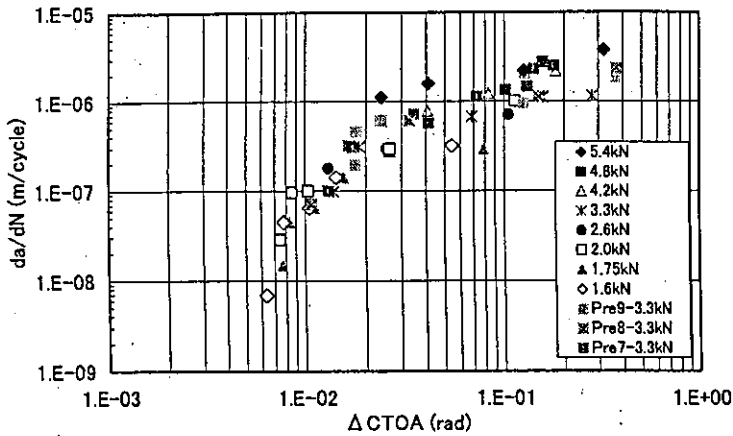


Fig.7 da/dN versus fatigue cycle.

4. 結論

SUS316 鋼 SENB 試験片の CTOA について、疲労き裂発生および疲労き裂進展評価に用いて実験力学的に考察した。得られた結論は以下の通り。

- (1) CTOA は延性疲労き裂の発生と疲労き裂成長を特徴づける破壊パラメータとして有効である。
- (2) SUS316 ステンレス鋼の疲労き裂成長は、Paris則の疲労き裂進展とは異なり、 $da/dN \sim \Delta CTOA$ 関係が大きな荷重振幅で一定値となる。
- (3) 塑性予荷重を負荷した SUS316 ステンレス鋼の残留応力は、き裂発生サイクルの増加に効果的であるが、き裂進展速度や CTOA への影響は小さい。

本研究は、平成 14 年度から平成 16 年度までの3年間におよぶ厚生労働科学省科学研究費補助金「負荷履歴を考慮した経年圧力設備の高信頼度弾塑性破壊評価手法の開発」により実施したものであり、深謝致す次第である。

参考文献

- 1) Dowling, N. E., "Fatigue at Notches and the Local Strain and Fracture Mechanics Approaches," Fracture Mechanics, C. W. Smith (ed), ASTM STP 677 (1979), pp. 247-273.
- 2) Coffin, L. E. "A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on Ductile Materials," Trans of ASME, Vol. 76 (1950), pp. 931-950.
- 3) Manson, S. S., "Behavior of Materials under Conditions of Thermal Stress," NACA TN 2933 (1953).

- 4) Neuber, H., "Theory of Notch Stresses: Principle for Exact Stress Calculations," Edwards, Ann Arbor MI (1946).
- 5) Paris, P. C., "Fatigue - An Interdisciplinary Approach," Proc., 10th Sagamore Conference, Syracuse University Press (1964).
- 6) Wells, A. A. "Application of Fracture Mechanics at and Beyond General Yielding," British Welding Journal (1963), pp. 563-570.
- 7) Shih, C. F., deLorenzi, H. G. and Andrews, W. R., "Studies on Crack Initiation and Stable Crack Growth," Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668 (1979), pp. 65-120.
- 8) Kanninen, M. F., Rybicki, E. F., Stonesifer, R. B., Broek, D., Rosenfield, A. R., Marshall, W. C. and Hahn, G. T., "Elastic-Plastic Fracture Mechanics for Two-Dimensional Stable Crack Growth and Instability Problems," Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668 (1979), pp. 121-150.
- 9) Newman, J. C., Dawicke, D. S. and Bigelow, C. A., "Finite-Element Analyses and Fracture Simulation in Thin-Sheet Aluminum Alloy," Durability of Metal Aircraft Structures, Atlanta Technology Publication (1992), pp. 167-186.
- 10) Dawicke, D. S., Plasick, R. S., and Newman, J. C., "Prediction of Stable Tearing and Fracture of a 2000-Series Aluminum Alloy Plate Using a CTOA Criterion," Fatigue and Fracture Mechanics: 27th Volume, ASTM STP 1296 (1997), pp. 90-104.
- 11) Newman, J. C., "Advances in Fatigue and Fracture Mechanics Analyses for Aircraft Structures," Structural Integrity for the Next Millennium, eds. J. L. Rudd and R. M. Bader, 1, (2000), pp. 3-42.
- 12) Dawicke, D. S., Newman, J. C. and Bigelow, C. A., "Three Dimensional CTOA and Constraint Effects During Stable Tearing In A Thin-Sheet Material, NASA TM-109183 (1995).
- 13) Gullerud, A. S., Dodds, R. H. Jr, Hampton, R. W., and Dawicke, D. S., "3-D Finite Element Modelling of Ductile Crack Growth in Thin Aluminum Materials," Fatigue and Fracture Mechanics: 30th Volume, eds. K. L. Jerina and P. C. Paris, ASTM (1998).
- 14) Wang, F. X., May, G. B. and Kobayashi, A. S., "Low-Spatial Frequency Steep Geometric Grating for Use in Moiré Interferometry," Optical Engineering, 33 (4) (1994), pp. 1125-1131.

赤外線計測による応力拡大係数範囲の測定精度改善に関する研究

本田 尚*¹, 佐々木 哲也*¹, 大塚 輝人*², 吉久 悦二*¹

A Study to Improve the Measurement Accuracy of ΔK by the Infrared Method

Takashi HONDA, Tetsuya SASAKI, Teruhito OHTSUKA, Etsuji YOSHIHISA

Stress intensity factor ranges for CT and CCT specimens evaluated by infrared method in the previous studies were almost lower than analytical values. In addition, the difference between measurement results and numerical values increased in proportion to those values not to concern with the stress ratio. In this study, the effect of heat conduction in a body of CCT specimens under cyclic loading was conducted by a finite differential analysis in order to examine the source of the discrepancy between measurements and numerical values. As a result, the error was caused that locations of crack tips were misread due to heat conduction and plastic deformation near crack tips. Thus the method specifying a crack tip from a measurement result has been developed. The stress intensity factors evaluated by using accurate locations of crack tips coincided with numerical values within 7%.

Key Words : Experimental Stress Analysis, Stress Intensity Factor, Nondestructive Inspection, Thermoelastic Effect Heat Conduction

1. 緒 言

赤外線応力測定法は、熱弾性効果と呼ばれる、物体が断熱的に弾性変形する際に温度変化を生じる現象を利用し、物体表面の応力分布を計測する方法である。この方法は、特別なモデルを必要とせず、非接触で比較的遠方からでも測定できることから、自動車産業をはじめ、様々な分野で採用されつつある^{(1)~(4)}。

著者ら⁽⁵⁾をはじめ、白鳥ら⁽⁶⁾、Stanley ら⁽⁷⁾は、CT 試験片や CCT 試験片の赤外線応力測定結果から応力拡大係数範囲 ΔK を求めているが、いずれも赤外線法から求めた ΔK は、解析解に対し若干小さくなるという結果が得られている。

赤外線応力測定では、熱弾性効果による温度変化が微小なために、被測定物に一定振幅の繰返し荷重を負荷して、測定値の時間平均を行っている。そのため、被測定物の材質や繰返し荷重の周波数によっては、試験片内の熱伝導に起因した精度低下を生じることが分かっている⁽⁸⁾。

そこで本研究では、非定常熱伝導解析により、CCT 試験片の一定荷重振幅下での温度分布を求め、応力拡大係数範囲に及ぼす荷重周波数の影響を調査するとともに、赤外線応力画像からき裂先端を精度よく推定する方法を検討し、赤外線法による応力拡大係数範囲の測定精度改善を試みた。

2. 実験方法

2.1 赤外線応力測定の実験原理 固体のひずみ状態が断熱的に変化するとき、ひずみと温度の間には以下のような関係が成立する⁽⁹⁾。

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left[\lambda_{ij} \frac{\partial T}{\partial x_j} \right] = \rho C \frac{\partial T}{\partial t} + T \beta_{ij} \frac{\partial \epsilon_{ij}}{\partial t} \quad (1)$$

ここで、 λ_{ij} : 熱伝導率、 T : 絶対温度、 ρ : 密度、 C : 比熱、 β_{ij} : 熱弾性係数、 ϵ_{ij} : ひずみテンソルである。今、変形速度が十分大きく、固体内で熱伝導を生じないとすると、(1)式は次のようになる。

$$\Delta T = -\frac{T}{\rho C} \beta_{ij} \Delta \epsilon_{ij} \quad (2)$$

ここで、 ΔT : 温度の変化量、 $\Delta \epsilon_{ij}$: ひずみテンソルの変化量である。等方性材料の場合、 β_{ij} は以下で表される。

$$\beta_{ij} = \beta \delta_{ij}, \quad \beta = \frac{\alpha E}{1 - 2\nu} \quad (3)$$

*原稿受付 年 月 日

*¹ 正員、独立行政法人 産業安全研究所 (〒204-0024 東京都清瀬市梅園 1-4-6)

*² 独立行政法人 産業安全研究所

ここで、 δ_y :クロネッカのデルタ、 α :線膨張係数、 E :ヤング率、 ν :ポアソン比

したがって(2)式は次式のようになる。

$$\Delta T = -\frac{E\alpha T}{\rho C\nu(1-2\nu)}\Delta\epsilon_{ii} \quad (4)$$

(4)式はフックの法則により、以下のように書き換えることができる。

$$\Delta T = -\frac{\alpha}{\rho C}T\Delta\sigma_{ii} \quad (5)$$

ここで $\Delta\sigma_{ii}$ は主応力和の変化量である。(5)式は、固体内で熱伝導がない場合、温度の変化量と主応力和の変化量の間に線形関係が成り立つことを示している。なお、上記ではテンソルの総和規約を用いた。

(5)式を基本原理とし、赤外線応力測定装置は、加振機で被測定物に一定振幅の荷重変動を与え、赤外線カメラで最大荷重時と最小荷重時の温度差 ΔT を計測することにより、主応力和の変化量 $\Delta\sigma_{ii}$ を得ている。したがって、本装置を使用して得られる応力は主応力和のみであり、個々の応力成分を測定することは出来ない。

2.2 試験片および実験方法 本研究では図1に示すCCT試験片を、板厚3.3mmのS45C圧延鋼板からき裂が圧延方向と直角になるように作製した。表1に使用した材料の機械的性質を示す。試験片は、電気油圧サーボ疲労試験機で予き裂を導入した後、測定に供した。応力測定は熱伝導の影響を調査するために、1, 5, 10, 16 Hzの4種類の荷重周波数で行った。なお応力比 R は0.1である。

赤外線応力測定には日本電子(株)製赤外線応力画像システムJTG-8010を使用し、応力測定の際は赤外線カメラに4倍の拡大レンズを装着した。なお全ての試験片には赤外線放射率を高めるため、エアゾールタイプの黒色塗料を塗布している。

3. 試験片内の熱伝導の影響

3.1 非定常熱伝導解析 等方均質材料の場合、(1)式から二次元非定常熱伝導の基礎式は、直交座標系 (x, y) を用いて次式で与えられる⁽¹⁰⁾。

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \frac{\partial Q}{\partial t} \quad (6)$$

ここで、 Q は単位体積当たりには供給される熱量(発熱率)であり、(5)式から

$$\frac{dQ}{dt} = \rho C \frac{dT}{dt} = -\alpha T \frac{d\sigma}{dt} \quad (7)$$

で与えられる。ここで σ は主応力和である。赤外線応力

測定では、試験片に正弦波で繰返し荷重を負荷することから、 σ は

$$\sigma = \sigma_o(x, y) \sin \omega t \quad (8)$$

で与えられ、(7)式は

$$\frac{dQ}{dt} = -\alpha T \omega \sigma_o(x, y) \cos \omega t \quad (9)$$

となる。ここで、 ω は荷重周波数、 t は時間、 $\sigma_o(x, y)$ は点 (x, y) における主応力和振幅である。(9)式を(6)式に代入し、前進差分形階差式に展開することで、差分法(FDM)による非定常熱伝導解析を行った。なお、き裂先端では塑性変形を生じるため、(5)式が成立しなくなるが、小規模降伏下では塑性域が周囲の弾性域に比べて非常に小さいこと、実際の実験においてもき裂先端に発熱が観察されなかったことから、本解析では塑性変形に伴う発熱は無視した。

解析モデルは、試験片の対称性を考慮し、図1に示すハッチング部分を、4節点4角形要素を用いて、全要素数720、全節点数766に分割した。非定常熱伝導解析は、表2に示す境界条件下で行った。表中 n は境界に対する垂直ベクトルである。解析領域の初期温度および周囲温度 T_o は293Kとした。タイムステップ Δt は 10^{-7} sである。解析に用いた物性値は、ヤング率 $E = 206$ GPa、ポ

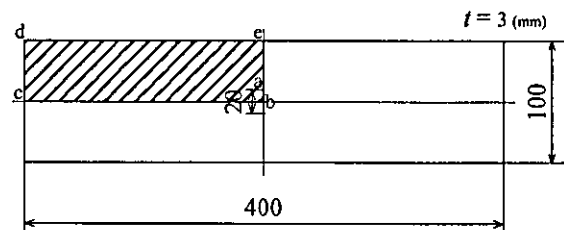


Fig.1. Configuration of CCT specimens.

Table 1 Mechanical properties of materials used.

	Yield Stress (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)
S45C	450	550	30

Table 2 Boundary conditions in unsteady heat conduction analysis.

	Boundary condition
a - b	$-\lambda (\partial T / \partial n) = 0$
b - c	$-\lambda (\partial T / \partial n) = 0$
c - d - e	$T = T_o$
e - a	$-\lambda (\partial T / \partial n) = 0$

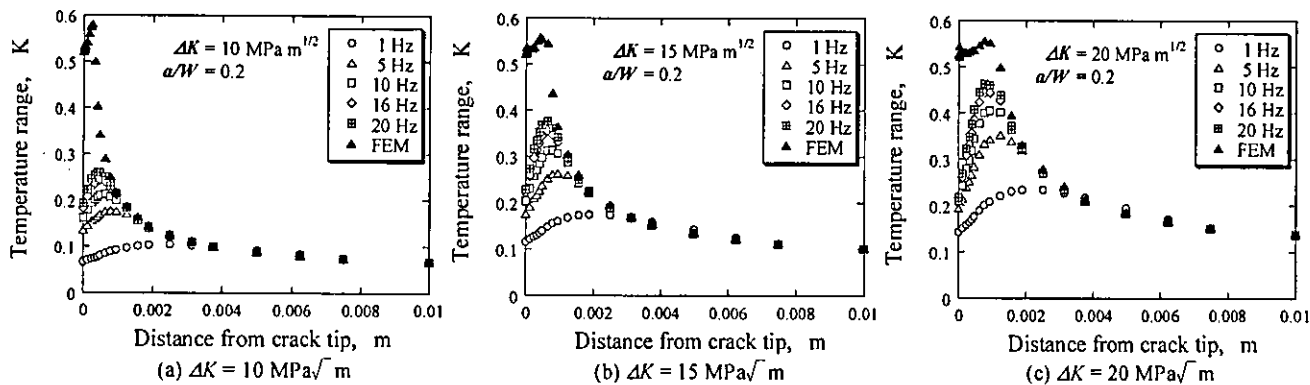


Fig. 2. Distributions of the principal stress sum along ligaments of CCT specimens analyzed by FDM.

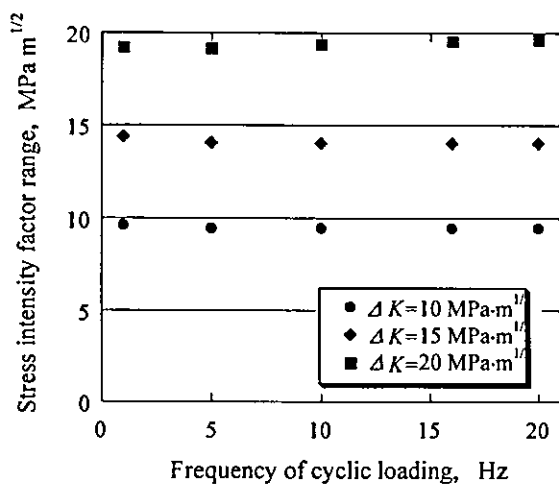


Fig. 3. Relationship between ΔK and the loading frequency.

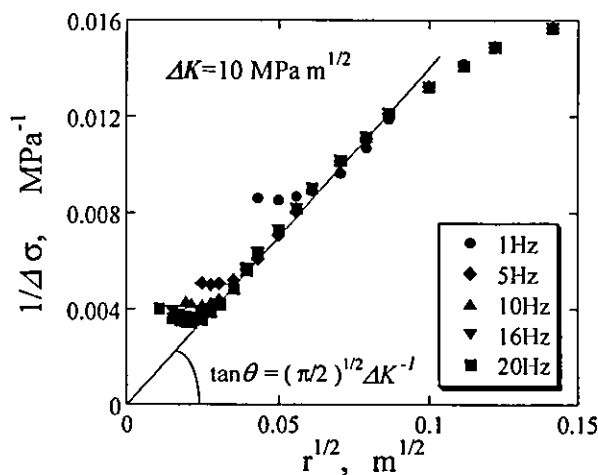


Fig. 4. Plot of $1/\Delta\sigma$ vs $r^{1/2}$ for results of FDM.

アソソ比 $\nu = 0.3$, 密度 $\rho = 7860 \text{ kg/m}^3$, 比熱 $C = 0.464 \text{ kJ/kgK}$, 熱伝導率 $\lambda = 43.1 \text{ W/mK}$, 線膨張係数 $\alpha = 11.21 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ とした⁽¹¹⁾. また各節点における応力振幅 $\sigma_x(x, y)$ は, 同じ解析モデルを用いて, 弾塑性有限要素解析(FEM)から求めた. FEM における荷重境界条件は, Tada の式⁽¹²⁾から, 応力比 $R=0.1$ で, ΔK がそれぞれ 10, 15, 20 $\text{MPa}\cdot\sqrt{\text{m}}$ になるよう決定し, 材料特性は弾完全塑性体と仮定して解析を行った.

3.2 解析結果 応力拡大係数範囲 ΔK に及ぼす熱伝導の影響を調査するために, 非定常熱伝導解析を行い, 定常状態におけるき裂周囲の温度分布を求めた. 図 2 に $\Delta K = 10, 15, 20 \text{ MPa}\cdot\sqrt{\text{m}}$ におけるリガメント上の温度分布を示す. なお比較のために, FEM 応力解析結果を温度に変換し, あわせて示した.

いずれの ΔK の場合も, 繰返し荷重周波数が大きくなるにつれて最大温度は増加しており, き裂近傍の温度分布に熱伝導が大きく影響していることが分かる. また,

ΔK が小さい方が, FEM との差が大きく, 熱伝導の影響が大きく現れているが, これは ΔK が小さい方が塑性域が小さいために, 結果としてき裂近傍の温度勾配が大きくなったためである.

このように, 応力分布に熱伝導の影響が認められたことから, 解析結果を応力に変換し, 図式法⁽¹³⁾により ΔK を求め, 荷重周波数との関係を調べた. 図式法は, モード I 型の変形の場合, リガメント上 ($\theta = 0^\circ$) におけるき裂先端近傍の主応力と応力拡大係数の間に, 以下の関係があることを利用して,

$$\sigma = \frac{2K}{\sqrt{2\pi r}} \quad (10)$$

縦軸に $1/\Delta\sigma$, 横軸に \sqrt{r} をとり, 応力値データと原点の間を内挿することによって, 原点における接線の傾きから ΔK を求める方法である.

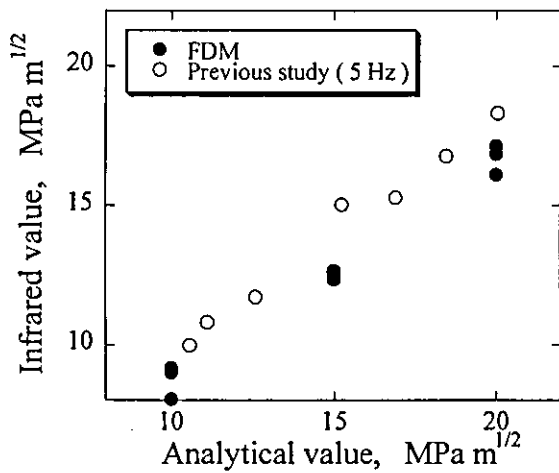


Fig. 5 Stress intensity factors obtained by FDM in considering a maximum stress point as a crack tip.

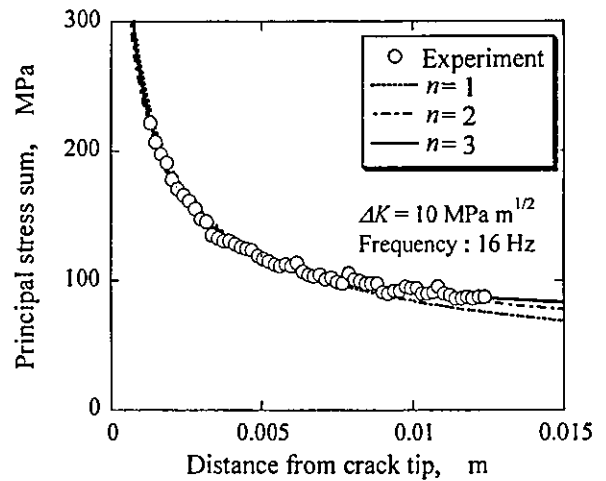


Fig. 6 The optimum term number in Eq.(9).

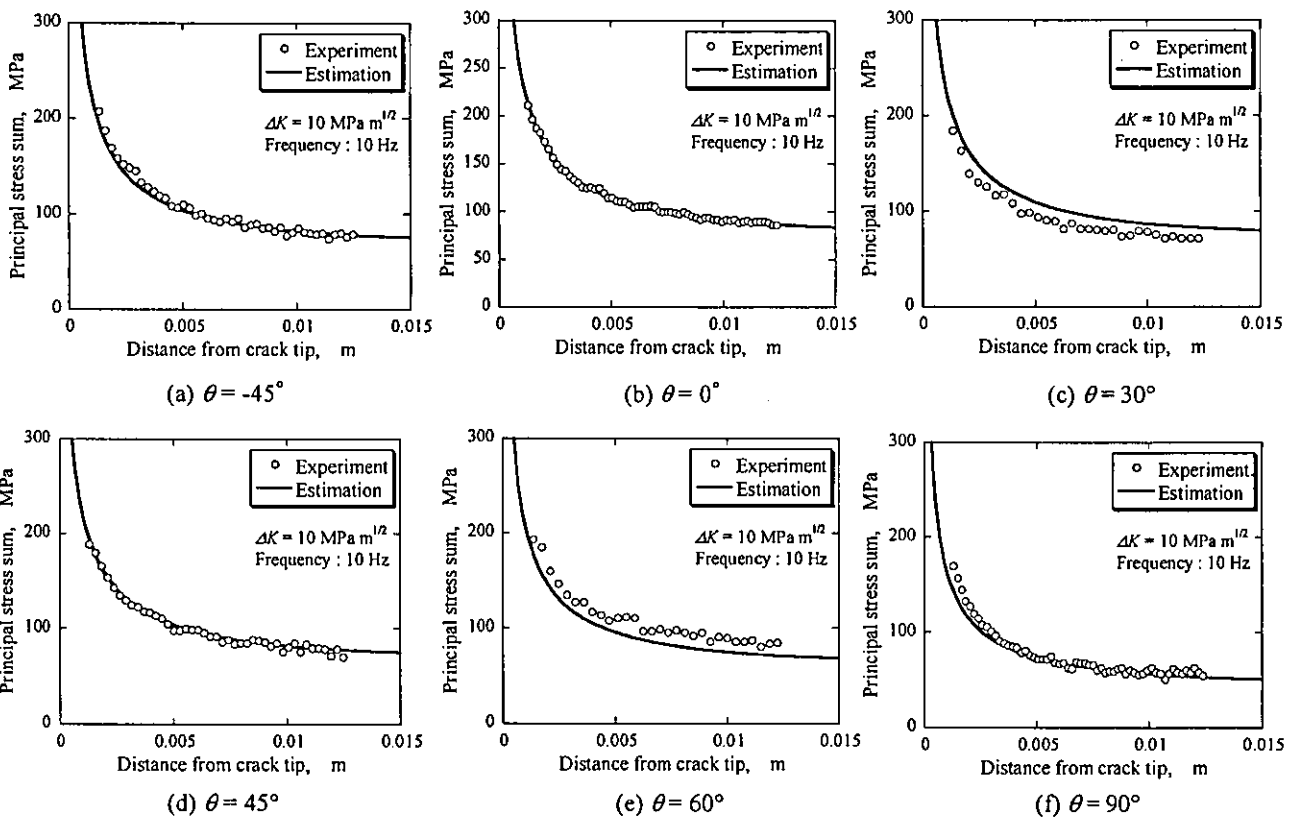


Fig. 7 Comparison of stress distributions between measurement values and theoretical values calculated by Eq.(9).

図3に ΔK と荷重周波数の関係を示すが、温度分布に荷重周波数の影響が大きく現れたのに対して、 ΔK は荷重周波数に関係なく一定値となり、解析解とよく一致した。このように ΔK に周波数の影響が現れなかったのは、図2を見ると分かるように、熱伝導によってき裂近傍から流出した熱量が、リガメント上の温度分布に殆ど影響を及ぼしていないためであり、これはき裂近傍の熱の流出する面積が、熱が流入する周囲の面積よりも遥かに小さいことに起因している。したがって、図4のように図

式法によって ΔK を決定すると、荷重周波数によって \sqrt{r} の特異性を持つ領域 ($0.02 < \sqrt{r} < 0.08$) の勾配が変化せず、 ΔK は一定となる。

4. 考 察

4.1 き裂先端位置の影響 熱伝導解析の結果から、 ΔK は、その大きさおよび荷重周波数に依存することなく、ほぼ解析解と一致することが分かった。そこで前報⁽⁵⁾において、 ΔK が大きくなるにつれて、測定値から求

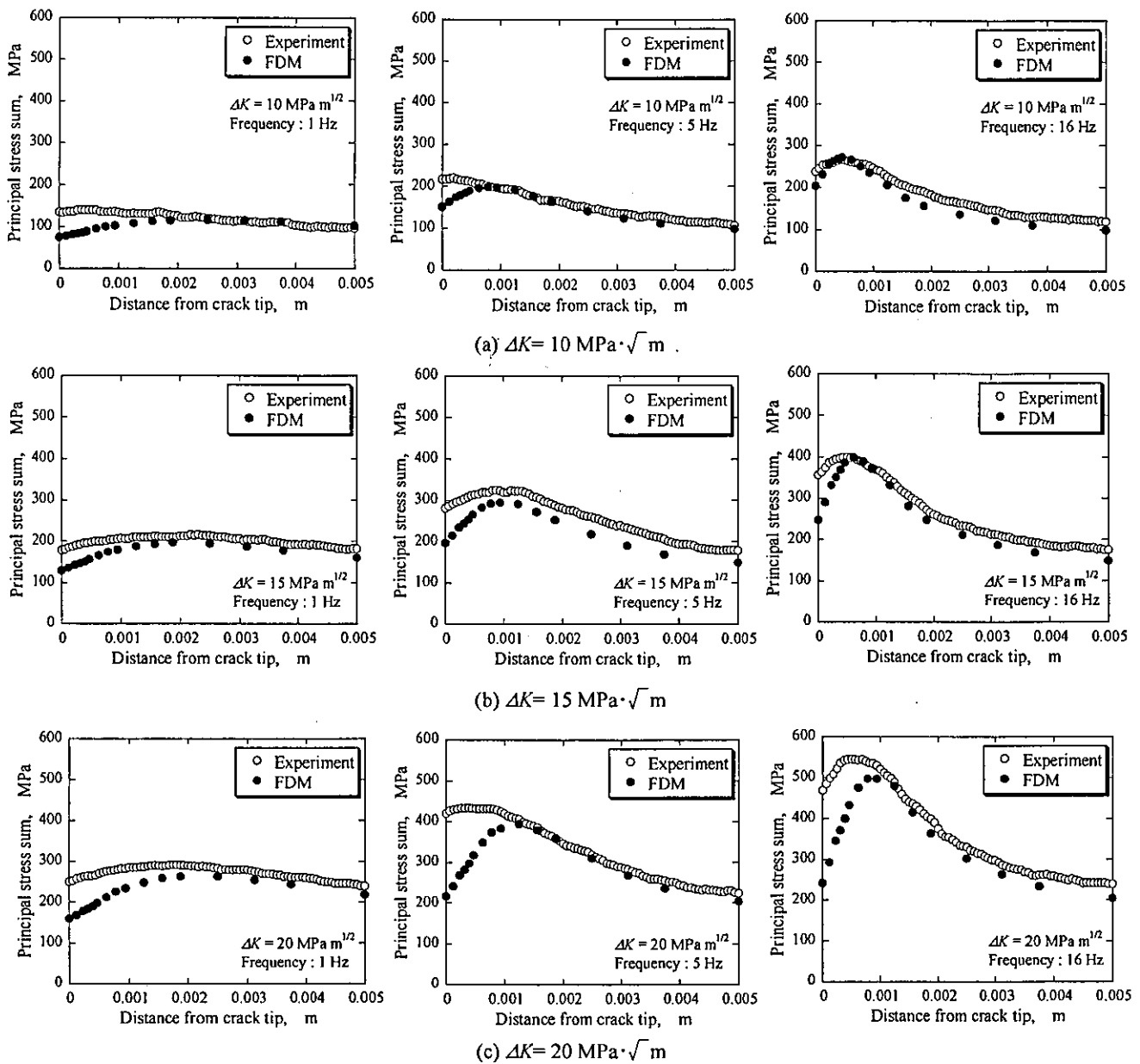


Fig.8 Comparison of stress distributions along ligaments between experimental and FDM results.

めた ΔK と解析解との差が開いた原因を、次のように考察した。

赤外線応力画像は、512x480 pixelと解像度が高くないうえ、ノイズが多く含まれることから、き裂先端を特定することが難しい。そこで前報では、き裂先端を原点とする極座標 (r, θ) において、理論上 $\theta = \pm 60^\circ$ の線上に主応力 $\Delta\sigma_{\max}$ が現れることを利用し、き裂面からの高さ Y と、 $\Delta\sigma_{\max}$ との間に以下の関係があることを利用して ΔK を求めた。

$$Y = \left[\frac{3\sqrt{3}\Delta K^2}{4\pi} \right]^{1/2} / \Delta\sigma_{\max} \quad (11)$$

しかしながら、画像に含まれるノイズ成分のため、 $\Delta\sigma_{\max}$ は必ずしもき裂先端から $\theta = \pm 60^\circ$ の線上には位置せず、また図2を見ると、塑性変形および熱伝導のため、

最大応力はき裂先端ではなく、き裂先端から若干リガメントに入った部分に現れている。その位置は ΔK が大きくなるほどリガメント方向にずれており、ずれ量は、 $\Delta K = 20 \text{ MPa}\cdot\sqrt{\text{m}}$ では約1mmと、無視できない大きさとなっている。したがって、今回のようにFDM結果から評価した ΔK が解析解と一致したのは、き裂先端が既知であることが大きいと考えられる。

そこでFDMにおいても、最大応力点をき裂先端と仮定して ΔK を求めたところ、図5に示すように、 ΔK が大きくなるに連れて、解析解との差が大きくなり、前報⁽⁵⁾の傾向とよく一致した。

このように、前報で ΔK が小さく評価されたのは、き裂先端を正しく特定しなかったことが原因と考えられる。そこで、以下のような方法によって、き裂先端の特

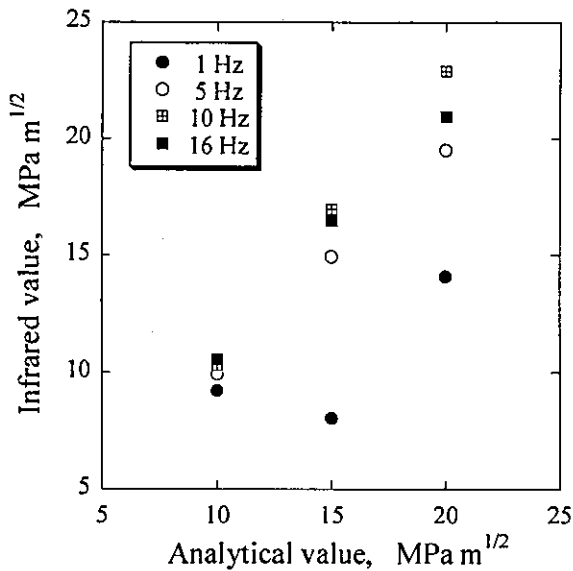


Fig. 9 Comparison of ΔK between analytical values and infrared values obtained by Eq.(10).

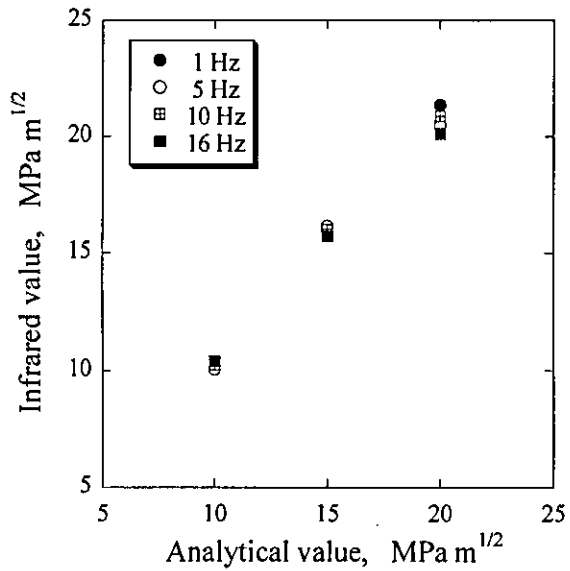


Fig. 10 Comparison of ΔK between analytical values and infrared values calculated by the graphical method.

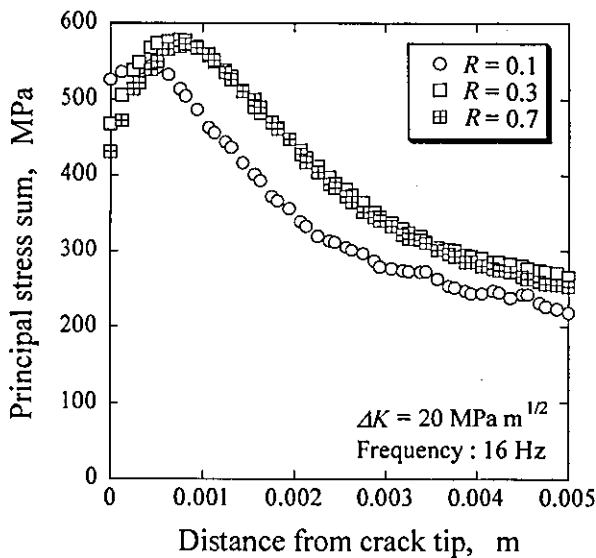


Fig. 11 Effect of stress ratio on stress distributions along the ligament of a CCT specimen.

Table 3 Stress intensity factor range at different levels of R .

R	0.1	0.3	0.7
ΔK (MPa $\cdot\sqrt{m}$)	21.1	23.8	22.7

定を図った。

モード I におけるき裂近傍の応力は次式で表される (14)。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{n=1}^{\infty} (a_n \frac{n}{2}) r^{\frac{n}{2}-1} \begin{Bmatrix} \{2 + (-1)^n + \frac{n}{2}\} \cos(\frac{n}{2}-1)\theta - (\frac{n}{2}-1) \cos(\frac{n}{2}-3)\theta \\ \{2 - (-1)^n - \frac{n}{2}\} \cos(\frac{n}{2}-1)\theta + (\frac{n}{2}-1) \cos(\frac{n}{2}-3)\theta \\ - \{(-1)^n - \frac{n}{2}\} \sin(\frac{n}{2}-1)\theta + (\frac{n}{2}-1) \sin(\frac{n}{2}-3)\theta \end{Bmatrix} \quad (12)$$

赤外線応力測定法では主応力の変化量のみが計測されるため、応力分布 $\Delta\sigma$ は以下の式となる。

$$\Delta\sigma = \Delta\sigma_x + \Delta\sigma_y = 4 \sum_{n=1}^{\infty} (a_n \frac{n}{2}) r^{\frac{n}{2}-1} \cos(\frac{n}{2}-1)\theta \quad (13)$$

そこで、赤外線画像中の適当な位置をき裂先端と仮定し、複数の角度 θ について、(13)式から最小二乗法で係数 $a_{n,\theta}$ を求めておき、画像中から以下の残差平方和 S を最小にする点を探し出し、き裂先端の最適位置と仮定した。

$$S = \sum_{\theta} \sum_n \left(1 - \frac{a_{n,\theta}}{\bar{a}_n} \right)^2 \quad (14)$$

ここで、 \bar{a}_n は各項の平均値である。

4.2 実験および解析結果の比較 CCT 試験片の赤外線応力画像から、き裂先端位置の特定を行った。き裂先端の特定には、塑性変形や熱伝導の影響を避けるために、仮定したき裂先端から 1.25mm~12.5mm の範囲の測定値を使用した。図 6 に示すように、き裂先端からかなり離れた点まで使用していることを考慮し、(13)式において第 3 項まで考慮することとした。また角度 θ は、 $\theta = -45^\circ, 0^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 90^\circ$ の 6 方向について検討したが、実験値と比較したところ、図 7 に示すように、 $\theta = 30^\circ, 60^\circ, 90^\circ$ では理論解と測定値の乖離が大きく、残

差平方和 S が大きくなる傾向にあった。このことから、 θ には -45° , 0° および 45° の3方向を採用することとした。

図8に、き裂先端推定結果として、リガメント上の応力分布をFDM解析値と比較したものを示す。測定値と解析値は、き裂先端から応力のピークにかけては必ずしも一致していないが、 ΔK の大きさや周波数によらず、ピーク以降の応力値は両者とも非常によく一致しており、推定したき裂先端は妥当であると考えられる。

そこで、 \bar{a}_1 から ΔK を求めたところ、図9に示すように、 ΔK はばらつき、特に1Hzでは、解析解より著しく小さく見積もられることがあった。このように ΔK がばらつくのは、き裂先端からかなり離れた点で ΔK を評価しているのが原因と考えられる⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾。そこで、 $1/\Delta\sigma$ と \sqrt{r} がよく直線性を示す領域から、図式法で ΔK を求めたところ、図10に示すように、荷重周波数によらず、解析解とよく一致した。また全て解析解より大きくなり、解析解との差は、最大でも7%になった。

このように、赤外線応力測定では、き裂先端の位置を正確に特定することができれば、図式法のように簡便な方法でも実用上十分精度よく、かつ安全側に応力拡大係数範囲を評価できることが分った。

なお、赤外線法から求めた ΔK が解析解より大きくなった原因については、図8を見ると、き裂先端から応力のピークまでは測定値とFDMの差が大きく、両者の差が ΔK に比例して大きくなっていること、また、最小荷重時の温度画像において、き裂先端近傍に発熱(圧縮応力)が観察されたことから、き裂閉口の影響が考えられた。そこで、 $\Delta K = 20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ について、応力比 R を変えた測定を行ったところ、図11に示すように、 R が大きくなるにつれてき裂近傍の応力が小さくなり、き裂閉口が測定値に影響していることが分った。しかしながら表3に示すように、測定値から ΔK を求めたところ、 ΔK と R の間に相関は見られなかった。赤外線法から求めた ΔK が解析解より大きくなった原因については、今後の研究課題としたい。

5. 結 言

赤外線応力測定において、応力拡大係数範囲に及ぼす熱伝導の影響を調査するために、CCT試験片について非定常熱伝導解析を行い、実験結果と比較したところ、以下の結果を得た。

(1) 荷重周波数はCCT試験片の温度分布に大きく影響したが、応力拡大係数範囲にはほとんど影響しなかった。

これは、き裂先端から流失した熱量が小さいために、周囲の温度分布にほとんど影響を及ぼさないことが原因である。

(2) 赤外線応力画像からき裂先端を特定する方法を提案し、この方法でき裂先端を推定したところ、測定値と非定常熱伝導解析結果はよく一致した。

(3) 推定したき裂先端で評価した応力拡大係数範囲は、FEM解析解と7%の範囲で一致するとともに、全て解析解より大きくなり、安全側の評価となった。

文 献

- (1) Nagai, S., Yoshimura, T., Nakaho, T. and Murakami, Y., Fatigue Design 1998, Vol. 1 (1998), 205-216.
- (2) 増田・高橋, 京都大学農学部演習林報告, 69 (1998), 114-128.
- (3) 兵藤・立石・山田, 非破壊検査, 48-10 (1999), 661-666.
- (4) 増喜, 日本赤外線学会誌, 10-1 (2000), 34-41.
- (5) 橋内・本田・佐々木, 機論, 64-627 A (1998), 114-119.
- (6) 白鳥・三好・野田・原田, 機論, 55-509 A (1989), 159-164.
- (7) Stanley, P., Chan, W. P., Fatigue Eng. Material Structures, 1 (1986), 105-114.
- (8) 本田・佐々木・大塚・橋内, 機論, 67-659 A (2001), 1248-1254.
- (9) Y.C.ファン, 大橋義夫, 村上澄男, 神谷紀生 訳, 固体の力学 / 理論, (1960), 391-394, 培風館.
- (10) 日本機械学会, 伝熱工学資料 改定第4版, (1986), 1, 丸善株式会社.
- (11) 日本熱物性学会編, 熱物性ハンドブック, (1990), 189, 養賢堂.
- (12) Murakami, Y., STRESS INTENSITY FACTORS HANDBOOK, 1 (1986), 3, PERGAMON PRESS.
- (13) 國尾・中沢・林・岡村, 破壊力学実験法, (1984), 42, 朝倉書店.
- (14) 岡村, 線形破壊力学入門, (1976), 198, 培風館.
- (15) Schroedl, M. A., McGowan, J. J., Smith, C. W., Exp. Mech., 14-10 (1974), 392-399.
- (16) 渡辺・久田・平野・北川, 機論, 44-388 (1978), 4040-4051.