

応力集中係数および応力拡大係数の決定のための熱弾性効果の適用

橘内良雄*, 本田 尚*, 佐々木哲也*

Application of Thermoelastic Effect to Determination of Stress Concentration Factors and Stress Intensity Factors

by Yoshio KITSUNAI*, Takashi HONDA* and Tetsuya SASAKI*

Abstract: The local stresses and strains near notches and cracks are very important for fracture analysis of cyclically loaded structural components. A number of experimental techniques such as photoelasticity and numerical methods such as finite element analysis have been developed to evaluate stresses or strains near notches. A thermoelastic method is a relatively new stress analysis technique based on the measurement of infrared radiation emitted from the surface of a body as a result of change in temperature arising from a change of stress. In this study, to confirm the validity of the thermoelastic method, stress concentration for several notches in sheet specimens and stress intensity factors of CT and CCT specimens were analyzed by the thermoelastic stress analysis technique. The results were compared with theoretical and analytical results.

The materials used in this study are SUS316NG steel with 12 mm thick, HT60 and JIS SM490A steels with 16 mm thick. The sheet specimens with several kinds of basic notches were made of these materials. Moreover, cross-shaped sheet specimens made of SM490A steel were also used to examine the stress concentrations near weld toe in a gusset plate. The shapes of fillet of the cross-shaped specimens were machined on referring to the weld toe shape in the gusset welded plate. CT specimens with 100 mm wide, 14 mm thick and CCT specimens with 100 mm wide, 6 mm thick and 300 mm long were machined of SM490A steel plate to measure stress intensity factors.

Prior to stress measurement, all specimens were cleaned with acetone and then coated with matt black spray paint to maximize their emissivity. To achieve adiabatic thermal condition, each specimen was cyclically loaded at a frequency of 5 Hz, using a servo-hydraulic fatigue machine of 196kN capacity. The stress measurement by thermoelastic effect was carried out using an infrared stress analysis system developed by JEOL. Finite element study was carried out under plane stress conditions with two-dimensional mesh.

The main results obtained in this study are as follows:

- (1) The stress concentration factors measured by the infrared technique were slightly lower than finite element or theoretical result, and the error tended to increase with increasing stress concentration. However, the stress gradient agreed with both the results.
- (2) The stress intensity factors for mode I, ΔK_I , derived from the infrared technique agreed with other comparable independent values in the range of error within 9%.

Keywords; Thermoelastic effect, Infrared, Notch, Crack, Stress concentration, Stress intensity factor, Finite element method, Experimental stress analysis, Fracture mechanics

1. 緒 言

クレーンや配管等の構造物が損壊する場合の多くは、溶接部や切欠き等の形状不連続部近傍の応力やひずみが急変する箇所、すなわち高応力集中部が起点となっている。このような形状不連続部の応力集中の程度を定量的に明らかにするための方法として、ひずみゲージによる方法、光弾性法、有限要素法等が活用されている。しかし、いずれの方法もかなりの時間と熟練を必要とする。一方、物体が断熱的に弾性変形を受けると温度変化が生じる現象は、熱弾性効果として古くから知られていたが、最近の温度計測技術や画像処理方法の飛躍的な進歩から、0.001°Cの温度変化を検出することが可能となった。このため熱弾性効果を利用して非破壊的に物体の温度を精密に測定できる装置が開発され、この装置を用いて部材の応力やひずみの計測が試みられている^{1)~10)}。熱弾性効果によって得られる結果は、主応力和あるいは主ひずみ和として求められることから、逆問題解析を行い、主応力や主ひずみを決定するための研究も行われている⁸⁾⁹⁾。

本報では赤外線応力画像システムで得られるデータの信頼性について検討するため、熱弾性係数の異なる材料から円孔等の基本的な切欠きを有する板試験片と、実用的な観点から構造物に多用される面内溶接ガセットを模擬した試験片（模擬ガセット試験片）を作製し、それらの切欠き近傍の応力や応力集中係数を赤外線応力画像システムを用いて計測し、FEM等による応力解析結果との比較を行った。また、CTとCCTの2種類のタイプの試験片を作製して、赤外線応力測定装置を用いて応力拡大係数範囲 ΔK の測定を行い、解析解との比較を試みた。さらに、応力比が熱弾性効果により求めた ΔK に及ぼす影響についても検討したので、それらの結果について報告する。

2. 応力測定の実理

応力が弾性限以下の場合、荷重の周波数が断熱条件を満たす程度に十分高ければ、各点に生じる温度の変化幅 ΔT と主応力和の変動幅 $\Delta\sigma$ との間に、式(1)で示す関係が成立することが知られている¹⁾。

$$\Delta T = (-\kappa T \Delta\sigma) / \rho C_v = -K_m T \Delta\sigma \quad (1)$$

ここで、 κ は物体の熱膨張係数、 T は絶対温度、 ρ は密度、 C_v は定積モル比熱、 K_m は熱弾性係数である。したがって、部材に繰り返し荷重が作用する場合、温度変化量を精密に測定すれば主応力和の変動幅を求めることができる。

3. 試験片および実験方法

供試材は板厚 12 mm の SUS316NG 鋼、板厚 12 mm の HT60 高張力鋼および板厚 16 mm の SM490A 鋼であって、供試材の機械的性質を Table 1 に示す。応力集中係数の計測用として基本切欠き付き試験片と、模擬溶接面内ガセット試験片を供試材から作製した。基本切欠き試験片は、SUS316NG 鋼あるいは HT60 鋼から板幅が 100 mm、長さが 450 mm、厚さ 6 mm の板試験片を切り出した後、Fig. 1 に示す形状の切欠きを付けた。ここでは、試験片を区別するために切欠きの形状別にそれぞれタイプ A, B, C, D と呼ぶことにする。模擬面内ガセット試験片は、供試材の圧延方向が試験片の長手方向になるようにして、機械加工および放電加工により作製した。この場合、ガセットの応力集中の程度を変えるために、切欠きの形状を変えており、それぞれタイプ 1A, 1B, 1C, 2A, 2B と名付けて試験片を区別する (Fig. 2)。また、応力拡大係数範囲の計測のために、SM490A 鋼の圧延方向と直角にき裂が進展するように切欠きを付けた板幅 100 mm、板厚 14 mm の CT 試験片と、板幅 100 mm、板厚 6 mm、長さ 300 mm の CCT 試験片を作製した。

Table 1 Mechanical properties of materials used. 材料の機械的性質

Materials	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
SUS316NG	300	592	59
HT60	512	618	29
SM490A	402	520	27

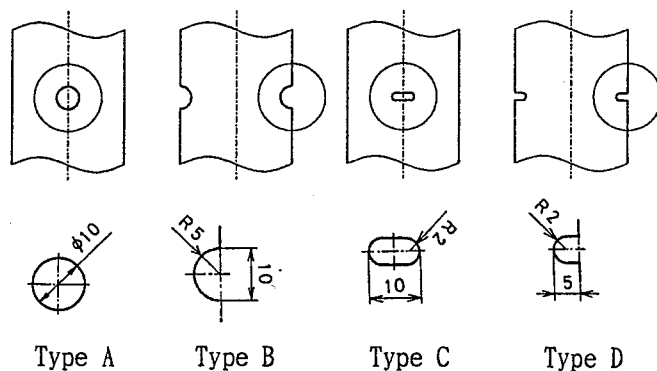


Fig. 1 Notch configurations of sheet specimens. 板試験片の切欠き形状

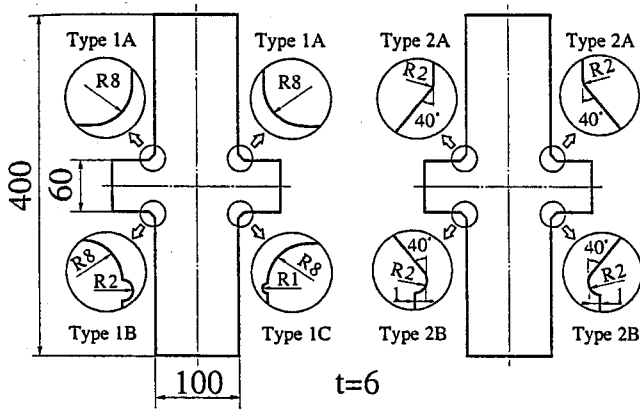


Fig. 2 Configurations of cross shaped specimens with imitation weld toe shape.
溶接止端形状を模擬したガセット試験片の形状

応力測定に先立ち赤外線放射効率を高めるために、いずれの試験片も表面にエアゾールタイプの黒色塗料を塗布した後、電気油圧式サーボ疲労試験機を用いて 5 Hz で試験片に繰り返し荷重を負荷した状態で、4 倍の拡大レンズを装着した赤外線応力画像システム JTG-8000 を用いて応力測定を行った。なお、式 (1) の熱弾性係数 K_m は SUS316 鋼が $4.23 \times 10^{-12} \text{Pa}^{-1}$ 、HT60 鋼と SM490A 鋼が $3.04 \times 10^{-12} \text{Pa}^{-1}$ である。赤外線による応力測定結果の幾つかは、FEM あるいは解析結果と比較を行った。

4. 切欠き試験片の応力測定結果および考察

4.1 基本切欠き付き試験片

赤外線の応力測定に先立って、Fig. 1 に示した試験片の応力集中係数 Kt を FEM で求めた。その結果、タイプ A は $Kt = 2.75$ 、B は 2.79、C は 3.84、D は 3.94 であった。U 切欠きを有するタイプ B と D の Kt を Baratta と Neal¹¹⁾ が提案する式 (2) により求めた結果、それぞれ 2.73、3.90 であって、FEM で求めた結果と $\pm 1.5\%$ の範囲で一致していた。

$$Kt = (0.780 + 2.242\sqrt{t/r})[0.993 + 0.180 \times (2t/D) - 1.060 \times (2t/D)^2 + 1.710(2t/D)^3] \times (1 - 2t/D) \quad (2)$$

ここで、 r は切欠き半径、 t は切欠き深さ、 D は板幅である。

Fig. 3 は一例として HT60 鋼から作製したタイプ C 試験片の赤外線応力画像を等応力線図で示したもので、切欠きの両側では高い引張りの、上下ではかなり低い応力分布となっており、定性的にはこれまでの解析や光弾性実験結果と対応している。しかし、詳細にみる

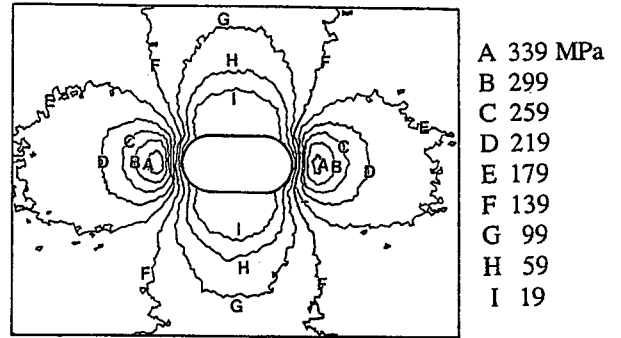


Fig. 3 Stress sum contour near notch of type C specimen.
タイプ C 試験片の切欠き近傍の主応力線

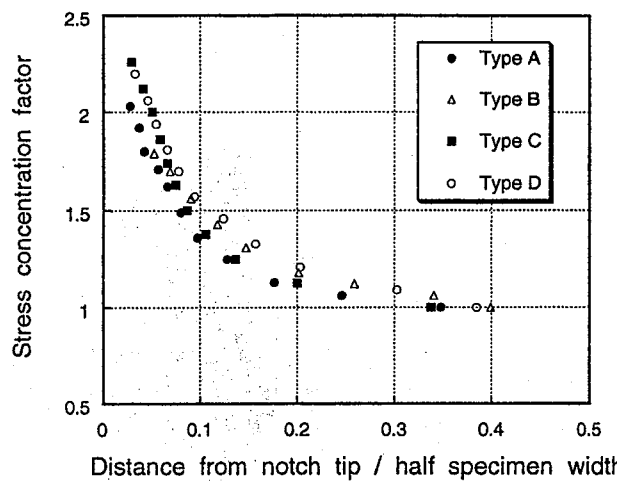


Fig. 4 Relationship between stress concentration factors and ratio of distance from notch to half specimen width for sheet specimens.
応力集中係数と試験片の幅に対する切り欠きからの距離との比の関係

と、最大応力の出現位置は切欠き底ではなく、切欠きからわずかに内部に入った位置となっている。これは赤外線カメラのスポット径が約 $300 \mu\text{m}$ であって、切欠き底ではスポット径の中に試験片の一部分しか入らなくなる状態となるために十分な信号が得られず、従って切欠き底の応力が低く評価されることが考えられる。なお、切欠き底よりも若干内部に最大応力が出現する状況は、試験片のタイプによらず認められる。

Fig. 4 は切欠き底からの距離を試験片の幅の $1/2$ で除した値を横軸に、各点の応力を切欠きの影響が現れない位置での応力で除した値を縦軸に表示した結果であって、このうちタイプ C が HT60 鋼の、他は SUS316 鋼の結果である。本実験では応力集中係数のほぼ等しい切欠きを試験片の幅の中央と試験片の幅の両側に付けたが、位置による影響は認められずタイプ A と B、およびタイプ C と D でそれぞれの応力分布が一致して

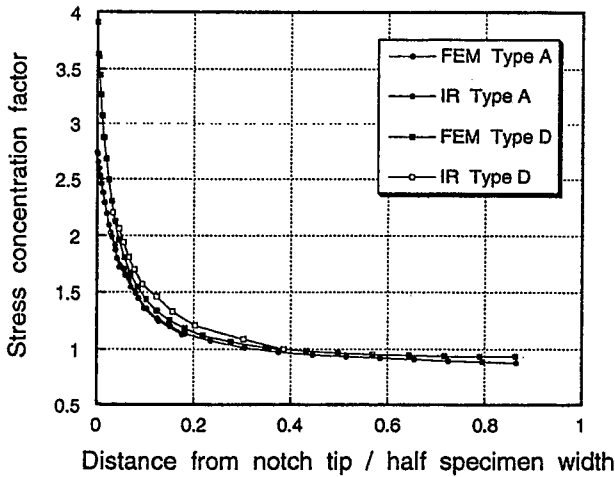


Fig. 5 Comparison of stress concentration factors obtained by infrared technique and FEM for sheet specimens.
赤外線法とFEMの応力集中係数の比較

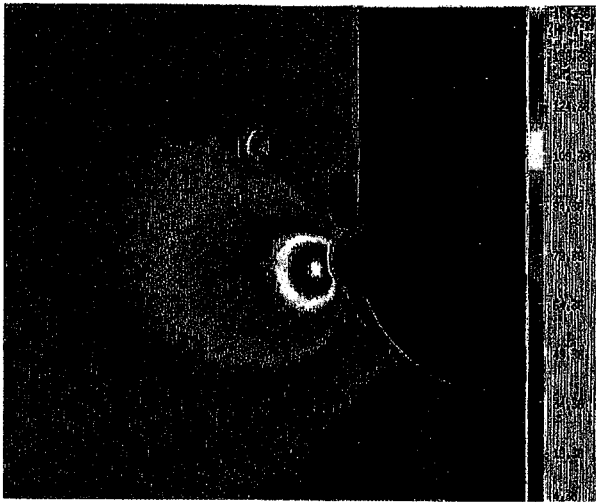


Fig. 6 Thermal emission contour display near notch of type 1B specimen.
タイプ1B試験片の切欠き近傍の赤外線応力画像

いる。また、降伏点にかなりの差異がある場合においても、タイプCとDの結果から明らかなように、その影響は認められない。Fig. 5はタイプAとD試験片について切欠き近傍の応力（主応力和）をIRで示す赤外線とFEMで比較したもので、赤外線の応力勾配はFEMの結果に良く一致している。

4.2 模擬ガセット試験片

Fig. 6にタイプ2Cの模擬ガセット試験片の切欠き近傍の赤外線応力画像を示す。Fig. 7は赤外線で測定した模擬ガセット試験片の切欠き近傍の Kt と切欠き底からの距離を示したもので、 Kt は各点での応力（主応力和）を切欠きの影響を受けない箇所の最小断面に

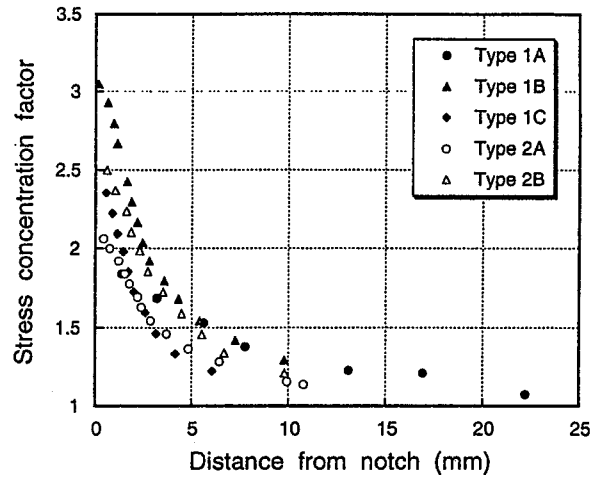


Fig. 7 Relationship between stress concentration factors and distance from notch for cross shaped specimens.
模擬ガセット試験片の応力集中係数と切り欠きからの距離の関係

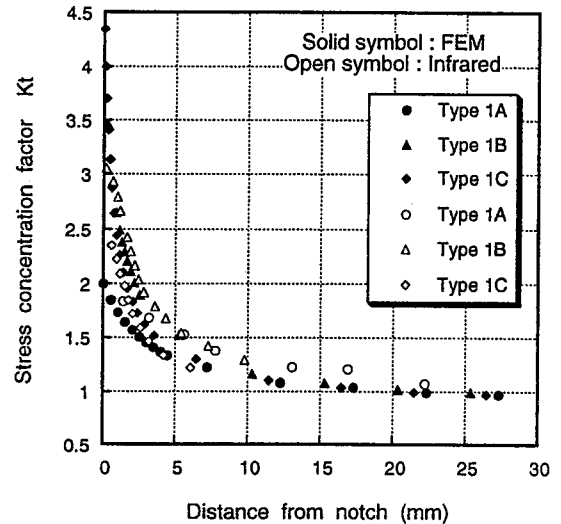


Fig. 8 Comparison of stress concentration factors obtained by infrared technique and FEM for cross shaped specimens.
模擬ガセット試験片の応力集中係数の赤外線法とFEMの比較

作用する応力（主応力和）で除した値である。なお、切欠きの影響を受けない箇所の応力は、ひずみゲージで求めた値と±3%の範囲で一致していた。Fig. 7において、ガセット溶接止端を模擬したタイプ2Aの切欠きの Kt は2.1程度となっており、これまでFEMで得られている報告とほぼ一致している。止端部にアンダーカットを模擬したタイプ1B, 1Cおよび2Bの切欠きに対する応力集中を比較すると、8Rの止端半径の先端に2Rの切欠きを付けたタイプ1Bの方が1Rの切欠きを有するタイプ1Cよりも高い値となっている。そこで

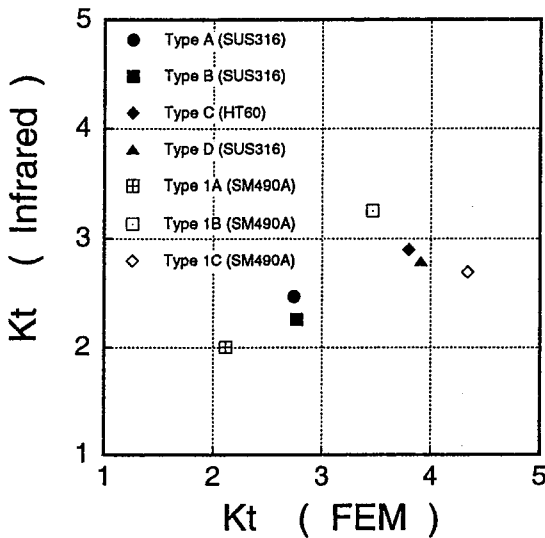


Fig. 9 Comparison of stress concentration factors between infrared technique and FEM for specimens with several notches.

種々の切欠きに対する応力集中係数の赤外線法とFEMの比較

タイプ 1A, 1B, 1C の切欠きについて FEM により σ_1 と σ_2 を求め、その和を赤外線法で計測した応力 (主応力和) と比較した。Fig. 8 はその結果を示したもので、タイプ 1A と 1B の結果は実測値と FEM との結果が概略一致しているが、切欠き半径の小さいタイプ 1C では両者でかなり異なっている。相違の原因として、FEM の結果から明らかのようにタイプ 1C では応力勾配が大きく、従って温度変化が大きいために、断熱条件が成立する範囲が小さくなるためと推察される。このような影響を除くためには、 Kt の大きさに対応して試験片の繰返し速度を増加させることが必要と考えられる。

赤外線法で切欠き材の応力を測定した場合、前記したように応力勾配は FEM の結果とほぼ一致するが、最大応力はエッジ効果により赤外線信号が十分得られないため切欠き底から若干内部に入った位置に現れる。そこで、赤外線の応力を切欠き底まで外挿することにより Kt を求め、FEM の結果との比較を行った。Fig. 9 はその結果を示したもので、赤外線の Kt は FEM のそれよりも小さく、その差は Kt の増加に連れて増大している。なお、8R の切欠きの終端にさらに 1R の切欠きを付けたタイプ 1C 試験片の Kt を除くと、赤外線での Kt は FEM のそれよりも最大 26% 程度低下している。 Kt の増加に連れて両者の差が増大する原因として、 Kt が増加すると切欠き底近傍で降伏するようになり、熱弾性条件が成立しにくくなること、位置補正の影響、位相差の影響等が考えられる。このうち位置補正については、 Kt が増大すると測定位置での変位が大きくな

り、位置補正操作をかなり丹念に実行しないと高い精度が得られないためと思われる。本測定に用いた装置は、試験機からのリファレンス信号と赤外線信号を同期させ、+側の温度画像と-側の温度画像の差を用いて応力画像に変換しているが、リファレンス信号と赤外線信号とで位相差が生じた場合には、測定精度が低下する。両信号が正弦波であって、それらに θ° の位相差がある場合、応力は $\cos \theta$ 倍として測定される。

以上の理由により赤外線では Kt を低めに評価する機会が多いが、複雑な形状を有し、しばしば破壊の起点となる溶接止端部における Kt が非破壊的に評価出来ることから、誤差の程度を勘案すれば赤外線による応力測定は実用上有効である。

5. 応力拡大係数範囲の測定および考察

5.1 応力拡大係数範囲の決定法

き裂を有する材料が繰返し荷重を受ける場合、物体から放出される熱弾性信号は主応力和に比例しており、式 (3) の関係がある。

$$\Delta(\sigma_x + \sigma_y) = CS \tag{3}$$

ここで、 C は赤外線カメラの補正係数、 S は熱弾性信号である。

材料がモード I 型の荷重を受ける場合、き裂先端近傍の応力と応力拡大係数 K_I の関係は式 (4)~(6) によって表される。

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \tag{4}$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \tag{5}$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[\sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right] \tag{6}$$

式 (3) に式 (4), (5) を代入すれば

$$\Delta(\sigma_x + \sigma_y) = \left(2\Delta K / \sqrt{2\pi r} \right) \cos \theta / 2 \tag{7}$$

ここで、き裂先端を原点とする極座標 (r, θ) をとり、式 (7) に $Y = r \sin \theta$ を代入すると、

$$CS = \Delta\sigma = \left\{ (2\Delta K / \pi) [\sin \theta \cos^2(\theta/2)] (1/Y) \right\}^{1/2} \tag{8}$$

ここで、 $\Delta\sigma = \Delta(\sigma_x + \sigma_y)$ である。

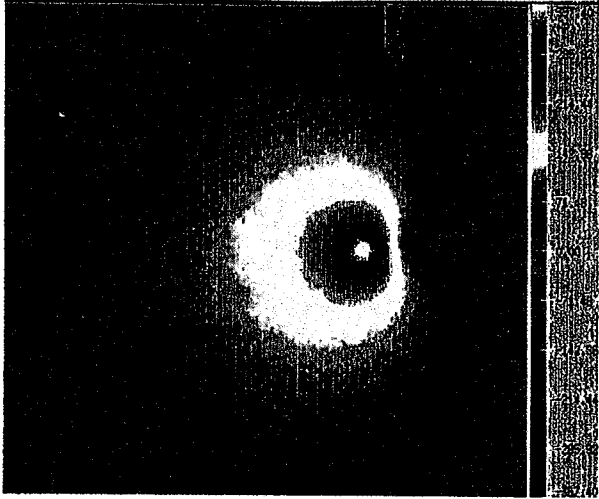


Fig. 10 Thermal emission contour display at crack tip of CT specimen. $\Delta K = 14.3 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$. $R = 0.1$. CT 試験片のき裂先端における赤外線応力画像

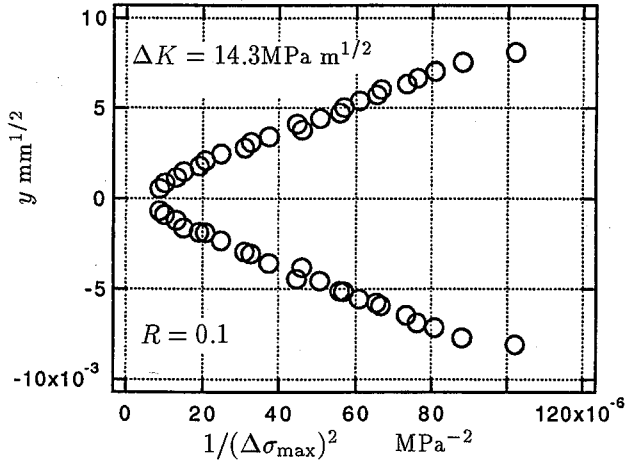


Fig. 11 Relationship between height from crack face, y , and $1/(\Delta\sigma \text{max})^2$. き裂面からの高さ y と $1/(\Delta\sigma \text{max})^2$ の関係

き裂先端近傍で、き裂面に対して赤外線信号 S が最大になる角度は、式 (8) において $dS/d\theta = 0$ の関係から、 $\theta = \pm 60^\circ$ となる。したがって、き裂面からの高さ Y と赤外線の最大信号との間には以下の関係が存在する¹⁾²⁾。

$$Y = \left[\frac{(3\sqrt{3}\Delta K^2)}{(4\pi)} \right] (1/\Delta\sigma \text{max}^2) \quad (9)$$

ここで、 $\Delta\sigma \text{max}$ は主応力最大の値である。

式 (9) において、 ΔK が一定の場合、き裂面からの距離 Y と $(1/\Delta\sigma \text{max}^2)$ の間には線形の関係が存在するので、その勾配から ΔK を求めることができる¹⁾²⁾。ここで、 $\tan \alpha = Y/(1/\Delta\sigma \text{max}^2)$ と置けば、応力拡大係

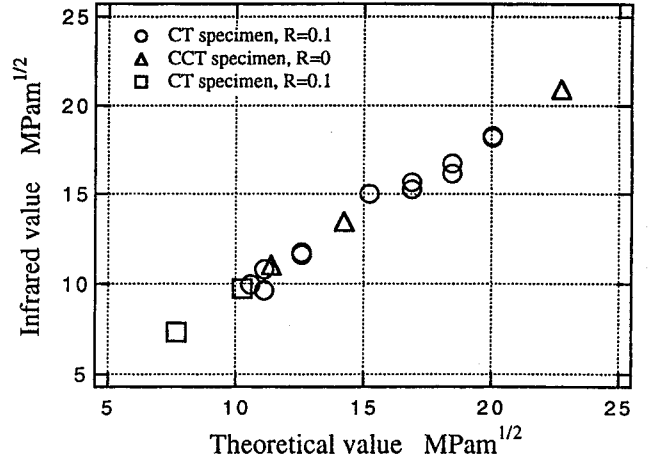


Fig. 12 Comparison of ΔK between infrared and theoretical values for CT and CCT specimens. CT と CCT 試験片の ΔK に対する赤外線法と解析解の比較

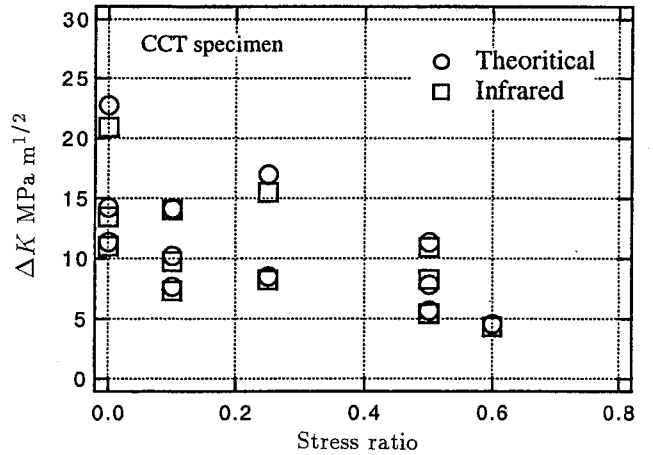


Fig. 13 Effect of stress ratio on ΔK measured by infrared technique for CCT specimens. 赤外線法による CCT 試験片の ΔK に及ぼす応力比の影響

数範囲は赤外線の信号を用いて次式から求められる。

$$\Delta K = \left[\left(\frac{4\pi}{3\sqrt{3}} \right) \tan \alpha \right]^{1/2} \quad (10)$$

5.2 応力拡大係数範囲の赤外線と解析解の比較

Fig. 10 は CT 試験片のき裂先端に対して、赤外線計測した主応力最大の 2 次元分布を示したもので、き裂先端の塑性域をとりまくバタフライ型の等応力分布が形成されている。この場合、Srawley の解¹²⁾から求めた ΔK は $14.3 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、 $R = 0.1$ である。この画像からき裂先端を原点に取り、き裂面と $\pm 60^\circ$ をなす直線上で主応力最大の値 $\Delta\sigma \text{max}$ を測定し、き裂面から

測定位置までの高さ Y と $1/(\Delta\sigma \max^2)$ の関係を求めた結果を Fig. 11 に示す。図に見られるように、 Y と $1/(\Delta\sigma \max^2)$ の間には直線関係が存在しており、これらの線図の勾配から式 (10) を用いて ΔK が定められる。このような手順により赤外線で求めた CT 試験片と CCT 試験片に対する ΔK と解析解¹³⁾ から求めた ΔK を比較した結果を Fig. 12 に示す。この場合、応力比 R は CT 試験片が 0.1、CCT 試験片が 0 である。図に見られるように、試験片のタイプによらず $\Delta K < 15\text{MPa}\sqrt{m}$ では両者は数%の差でほぼ良く一致している。しかし、 $\Delta K > 15\text{MPa}\sqrt{m}$ では赤外線の ΔK は解析解のそれよりも若干小さい場合が多く、両者の差異は ΔK と共に増加する傾向が認められる。なお、本実験で最も高い $\Delta K = 23\text{MPa}\sqrt{m}$ において 9% の差異が生じている。差異の原因として、本測定では軟鋼で求めた熱弾性係数を流用しており、したがって熱弾性係数の不適格さや、本装置の場合 1 データを得るための測定時間は約 50 分を有するため、 ΔK が大きい場合には測定中にき裂の進展が起こるようになり、測定初期と終了時では画面構成が異なる可能性、および 4.2 項で示したように位置補正の影響等によると推察される。なお、赤外線の ΔK が解析解よりも若干小さくなる結果¹⁾ は他でも示されている。

5.3 応力比の影響

Fig. 13 は CCT 試験片を用いて赤外線による ΔK に及ぼす応力比の影響を検討した結果であって、Fig. 中 □印が赤外線の、○印が解析解の ΔK である。Fig. 12 の結果と同様、赤外線の ΔK は解析解のそれより若干小さい場合が多い。なお、両者の差異は応力比 R にはあまり影響されず、おもに ΔK に依存していて、 $\Delta K > 15\text{MPa}\sqrt{m}$ で両者の差異が増加しており最大 9% 程度の差が生じている。

Fig. 12 や 13 の結果から赤外線で計測した ΔK は応力比に不敏感であって、 ΔK のレベルによって最大 9% 程度低めに ΔK を評価するが、それを考慮すれば実用上有効な精度で非破壊的に ΔK が求められる。

6. 結 論

熱弾性効果を利用した赤外線応力測定法の信頼性について検討するため、種々の切欠きを有する試験片の切欠き近傍の応力および応力集中係数を赤外線応力画像システムを用いて計測し、FEM 等による解析結果との比較を行った。また、CT と CCT 試験片の ΔK を赤外線で計測し、解析解と比較した。結果は以下のよう

に要約される。

- (1) 赤外線で求めた切欠き材の応力分布は、SUS316 鋼および HT60 鋼のいずれも切欠き底の極近傍を除いて、FEM の結果と良く対応している。
- (2) 赤外線で計測した応力を切欠き縁まで外挿して求めた Kt は、FEM で得られた結果よりも若干低めに評価される場合が多い。特に、 Kt の増加と共に両者の差異が増加し、 $Kt = 4.2$ では約 26% 赤外線の方が減少する。しかし、切欠きの影響を受けない領域では、両者は $\pm 3\%$ の範囲で一致している。
- (3) 赤外線で計測したモード I ΔK は試験片のタイプや応力比にあまり影響されず、 ΔK のレベルで異なり、解析解のそれよりも若干低めに評価される場合が多い。すなわち、 $\Delta K < 15\text{MPa}\sqrt{m}$ では赤外線と解析解の ΔK は数% の範囲で一致しているが、 $\Delta K > 15\text{MPa}\sqrt{m}$ は最大 9% 程度低めに ΔK を評価する。しかし、それを考慮すれば実用上有効な精度で非破壊的に ΔK が求められる。

参 考 文 献

- 1) Stanley, P. and Chan, W.K., J. Strain Analysis, 20-3 (1985), 129-137.
- 2) Stanley, P. and Chan, W.K., IMechE, C262/86, (1986), 105-114.
- 3) Harwood, N. and Cummings, W.M., Strain, Feb., (1986), 7-14.
- 4) 白鳥・三好・丸山・中西, 機論, 53-492, A(1987), 1699-1704.
- 5) Chen, S.W.K. and Tubby, P.J., Report 369, The Welding Institute, June (1988).
- 6) Leaity, G.P. and Smith, R.A., Fatigue Frac. Eng. Mater. Struct., 12 (1989), 271-282.
- 7) 白鳥・三好・野田・原田, 機論, 55-509, A(1989), 159-164.
- 8) 村上・吉村, 機論, 61-591, A (1995), 2482-2488.
- 9) 岸本・井上・新保・渋谷, 機論, 62-597, A(1996), 1204-1211.
- 10) 村上・濱田・仲保・永井, 機講論 II, 97-1 (1997), 79-80.
- 11) Peterson, Stress concentration factors, (1974), John Wiley & Sons.
- 12) Srawley, J.E., Int. J. Fracture, 12(1976), 475-476.
- 13) Murakami, Y., et al., Stress Intensity Factors Handbook, Vol. 1 (1987). Pergamon Press.

(平成 10 年 1 月 12 日受理)