赤外線法による応力集中係数および応力拡大係数範囲の決定*

橘 内 良 雄^{*1}, 本 田 尚^{*2}, 佐々木 哲也^{*2}

The Determination of Stress Concentration Factors and Stress Intensity Factors by Means of Thermoelastic Stress Analysis

Yoshio KITSUNAI, Takashi HONDA and Tetsuya SASAKI

The stress concentration factors for basic notch shapes in sheet specimens made of three kinds of materials with different thermoelastic constants and for cross shaped specimens which made imitation weld toe shape, and stress intensity factor ranges for CT and CCT specimens made of a mild steel plate were evaluated using a thermoelastic stress analyzer. The results were compared with finite element method or theoretical results. The stress concentration factors measured by the thermoelastic stress analyzer were slightly lower than those of the finite element method or theoretical results regardless of specimen configurations, and the error tended to increase with increasing stress concentration. The mode I stress intensity factor ranges determined by thermoelastic effect agreed with other comparable independent values in the range of error within 9% regardless of specimen type and stress ratio.

Key Words: Experimental Stress Analysis, Stress Concentration, Stress Intensity Factor, Thermoelastic Effect, Infra-red, Finite Element Method, Fracture Mechanics, Notch

1. 緒 言

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た応力測定装置が開発され、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、主応力とあるいは主ひずみと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 原理

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 と主応力との変動幅 $\Delta\sigma$ 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⁾。

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

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と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12mmのSUS316NG鋼、板厚12mmのHT60高張力鋼および板厚16mmのSM490A鋼であって、供試材の機械的性質を表1に示す。応

* 原稿受付 1997年8月19日。

^{*1} 正員、(社)日本クレーン協会(〒141-0022 東京都品川区東五反田1-13-12)(研究当時、労働省産業安全研究所)。^{*2} 正員、労働省産業安全研究所(〒204-0024 清瀬市梅園1-4-6)。

力集中係数の計測用として基本切欠付試験片と、模擬溶接面内ガセット試験片を供試材から作製した。基本切欠試験片は、SUS 316 NG 鋼あるいは HT 60 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、図 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 と名付けて切欠きを区別する(図 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。

応力測定に先立ち赤外線の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。この場合、図 1 および図 2 に示した試験片に負荷した公称応力の最大値は、供試材の降伏点の 1/4 以下とした。また、応力拡大係数範囲 ΔK の計測は小規模降伏条件を満足する範囲に限定した。なお、式(1)の熱弾性係数 K_m は SUS 316 鋼が $4.23 \times 10^{-12} \text{ Pa}^{-1}$ 、HT 60 鋼と

SM 490 A 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いくつかは、FEM あるいは解析結果と比較を行った。

4. 切欠試験片の応力測定結果 および考察

4.1 基本切欠付試験片 赤外線の応力測定に先立って、図 1 に示した試験片の応力集中係数 K_t を FEM で求めた。その結果、タイプ A は $K_t=2.75$ 、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 K_t を Baratta と Neal⁽¹¹⁾ 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。

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

ここで、 r は切欠半径、 t は切欠深さ、 D は板幅である。

図 3 は一例として HT 60 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

Table 1 Mechanical properties of materials used

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

Fig. 2 Configurations of cross shaped specimens with imitation weld toe shape

Fig. 3 Stress sum contour near notch of type C specimen

みると、最大応力の出現位置は切欠底ではなく、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 μm であって、切欠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、したがって切欠底の応力が低く評価されると考えられる。なお、切欠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。

図 4 は切欠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 HT 60 鋼の、他は SUS 316 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

Fig. 4 Relationship between stress concentration factor and ratio of distance from notch to half specimen width for sheet specimens

Fig. 5 Comparison of stress concentration factors obtained by infrared technique and FEM for sheet specimens

の影響は認められない。図 5 はタイプ A と D 試験片について切欠近傍の応力(主応力和)を IR で示す赤外線と FEM で比較したもので、赤外線の応力こう配は FEM の結果に良く一致している。

4.2 模擬ガセット試験片 図 6 にタイプ 1B の模擬ガセット試験片の切欠近傍の赤外線応力画像を示す。図 7 は赤外線で測定した模擬ガセット試験片の切欠近傍の K_t と切欠底からの距離を示したもので、 K_t 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(最小断面)に作用する応力(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 $\pm 3\%$ の範囲で一致していた。図 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 K_t 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⁽¹⁴⁾ とほぼ一致している。止端部にアンダ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、8 R の止端半径の先端に 2 R 切欠きを付けたタイプ 1

Fig. 6 Thermal emission contour display near notch of type 1B specimen

Fig. 7 Relationship between stress concentration factor and distance from notch for cross shaped specimens

Bのほうが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、その和を赤外線で計測した応力(主応力和)と比較した。図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の結果から明らかなようにタイプ1Cでは応力こう配が大きく、したがって温度変化が大きいため、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、 K_t 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。

赤外線で切欠材の応力を測定した場合、前記したように応力こう配は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底まで外挿することにより K_t を求め、FEMの結果との比較を行った。図9はその結果を示したもので、赤外線の K_t はFEMのそれよりも小さく、その差は K_t 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 K_t を除くと、赤外線での K_t はFEMのそれよりも最大26%程度低下している。 K_t の増加に連れて両者の差が増大する原因として、 K_t が増加すると切欠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、 K_t 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 K_t を低めに評価する場合が多いが、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 K_t が非破壊的に評価できることから、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。

$$\Delta(\sigma_x + \sigma_y) = CS \quad \text{..... (3)}$$

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形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_t の関係は式(4)~(6)によって表される。

$$\sigma_x = \frac{K_t}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \quad \text{..... (4)}$$

$$\sigma_y = \frac{K_t}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \quad \text{..... (5)}$$

Fig.8 Comparison of stress concentration factors obtained by infrared technique and FEM for cross shaped specimens

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

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

式(3)に式(4), (5)を代入すれば,

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

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,

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

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

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 と赤外線信号の最大信号との間には以下の関係が存在する⁽¹⁾⁽²⁾。

$$Y = [(3\sqrt{3} \Delta K^2) / (4\pi)] (1/\Delta\sigma_{\max}^2) \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで, $\Delta\sigma_{\max}$ は主応力 and の最大値である。

式(9)において, ΔK が一定の場合, き裂面からの距離 Y と $(1/\Delta\sigma_{\max}^2)$ の間には線形の関係が存在する

Fig. 10 Thermal emission contour display at crack tip of CT specimen ($\Delta K = 14.3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $R = 0.1$)

Fig. 11 Relationship between height from crack face, Y , and $1/(\Delta\sigma_{\max})^2$

ので, そのよう配から ΔK を求めることができる⁽¹⁾⁽²⁾。ここで, $\tan \alpha = Y/(1/\Delta\sigma_{\max}^2)$ と置けば, 応力拡大係数範囲は赤外線信号を用いて次式から求められる。

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

5・2 応力拡大係数範囲の赤外線と解析解の比較

図10はCT試験片のき裂先端に対して, 赤外線で計測した主応力 and の二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形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 and の最大値 $\Delta\sigma_{\max}$ 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図11に示す。図11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, これらの線図のよう配から式(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⁽¹²⁾⁽¹³⁾ から求めた ΔK を比較した結果を図12に示す。この場合, 応力比 R はCT試験片が0.1, CCT試験片が零である。図12に見られるように, 試験片のタイプによらず $\Delta K < 15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ では両者は数%の差でほぼ良く一致している。しかし, $\Delta K > 15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 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 とともに増加する傾向が認められる。なお, 本実験で最も高い $\Delta K = 23 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 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

Fig. 12 Comparison of ΔK between infrared and theoretical values for CT and CCT specimens

Fig. 13 Effect of stress ratio on ΔK measured by infrared technique for CCT specimens

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節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⁾はほかでも示されている。

5・3 応力比の影響 図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、図中□印が赤外線の、○印が解析解の ΔK である。図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、 $\Delta K > 15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 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。

図12や図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材の応力分布は、SUS 316 鋼および HT 60 鋼のいずれも切欠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縁まで外挿して求めた K_t 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、 K_t の増加とともに両者の差異が増加し、 $K_t = 4.2$ では約26%赤外線のほうが減少する。しかし、切欠きの影響を受けない領域では、両者は±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本実験範囲での応力比($0 \leq R \leq 0.6$)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、 $\Delta K < 15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ では赤外線と解析解の ΔK は数%の範囲で一致しているが、 $\Delta K > 15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 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。

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*, (1986), 7-12.
- (4) 白鳥正樹・三好俊郎・丸山明久・中西孝, 機論, **53**-492, A (1987), 1699-1704.
- (5) Chen, S. W. K. and Tubby, P. J., Report 369, *The Welding Institute*, (1988).
- (6) Leaity, G. P. and Smith, R. A., *Fatigue Frac. Eng. Mater. Struct.*, **12**(1989), 271-282.
- (7) 白鳥正樹・三好俊郎・野田哲司・原田衛, 機論, **55**-509, A (1989), 159-164.
- (8) 村上敬宣・吉村正明, 機論, **61**-591, A(1995), 2482-2488.
- (9) 岸本喜久雄・井上裕嗣・新保英男・渋谷壽一, 機論, **62**-597, A(1996), 1204-1211.
- (10) 村上敬宣・濱田繁・仲保俊弘・永井茂夫, 機講論 II, No. 97-1(1997), 79-80.
- (11) Peterson, R. E., *Stress Concentration Factors*, (1974), 15, John Wiley & Sons.
- (12) Srawley, J. E., *Int. J. Fract.*, **12**(1976), 475-476.
- (13) Murakami, Y., ほか9名., *Stress Intensity Factors Handbook*, **1**(1987), 3, Pergamon Press.
- (4) 山田健太郎・酒井吉永・菊池洋一, 土木学会論文報告集, No. 341(1984), 129-136.