

Research Reports of the National Institute
of Industrial Safety, NIIS-RR-99 (2000)
UDC 539.4: 620.1: 535-15: 531.781

熱弾性効果を利用した応力測定に及ぼす熱伝導の影響

本田 尚*, 佐々木哲也*, 大塚輝人**

The Effect of Heat Conduction on the Stress Measurement of the Sheet Specimen by Means of Thermoelastic Effect

by Takashi HONDA*, Tetsuya SASAKI* and Teruhito OHTSUKA**

Abstract : The local stresses and strains near notches or cracks are very important for fracture analyses of cyclically loaded structure components. Thus, a number of experimental methods such as a photo-elasticity method and numerical methods such as a finite element analysis have been developed to evaluate stresses and strains near notches or cracks. Among those methods, an infrared stress analysis technique is relatively a new stress analysis technique based on the measurement of infrared radiation emitted from the surface of a body. However, when this technique was used to evaluate the stress concentration factors for several kinds of notches in sheet specimens and to estimate stress intensity factors for compact tension and center cracked tension specimens, the determined values tended to be somewhat lower than those of other comparable numerical or theoretical values, and the error increased in proportion to those values. Thus, in this study, the effect of heat conduction in a body of sheet specimens under cyclic loading was investigated by a finite differential analysis to examine the source of the error, and the results were compared with experimental results.

The material of the specimens used in this study is JIS S 45 C steel. Three types of center hole sheet specimens and CCT specimens were prepared. Those are 3 mm thickness machined from a 3.3 mm thick sheet material. The proportion of diameter to width is constant for center hole sheet specimens in order to have the same stress concentration factors. The unsteady heat conduction analysis under cyclic loading was carried out by a finite differential method (FDM). Prior to the unsteady heat conduction analysis, the stresses of specimens were analyzed by the finite element method (FEM) under the plane stress condition using a two-dimensional mesh. Considering the symmetrical configuration, one fourth of the hole specimen was analyzed in order to determine the temperature range of each node.

The stress measurements by thermoelastic technique were carried out using an infrared stress analysis system developed by JEOL. Each specimen was cyclically loaded at different levels of frequency of 1, 5, 10 and 15 Hz using a servo-hydraulic fatigue machine of 196 kN capacity.

The comparison between numerical calculations and experiments showed that there were three sources of error : (1) inability to achieve the adiabatic condition due to heat conduction around the notch root and the crack tip, (2) the edge effect of an infrared camera and (3) the resolution limit of an infrared camera.

Keywords ; Thermoelastic effect, Stress concentration factor, Stress intensity factor range, Finite Element Method, Unsteady heat conduction analysis

*機械システム安全研究部 Mechanical and System Safety Research Division

**化学安全研究部 Chemical Safety Research Division

1. 緒 言

クレーン等大型の構造物には、溶接部が多数存在している。これら溶接部は形状が急激に変化するために応力が集中しやすく、経年損傷の一つである疲労き裂の起点となることが多い。そのため、溶接部における応力集中の程度を評価するために、ひずみゲージや光弾性を用いた実験的手法および有限要素法 (FEM)、境界要素法 (BEM) 等の解析的手法が用いられてきたが、これらの手法は測定に熟練を要したり、解析モデルの作成に時間を有したりするなどの欠点があった。

一方、最近の温度計測技術の進歩や画像処理技術の進歩により、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 (熱弾性効果) を利用して、非接触に応力を測定することが可能となり、実構造物の応力分布を短時間で測定することが可能となった。

そこで著者らは、赤外線応力測定装置で得られる測定値の信頼性を検討するために、円孔等の基本的な切欠きを有する試験片や、溶接継手を模した試験片の切欠き近傍の応力を測定し、FEM による応力解析結果との比較を行ってきたが、切欠きの形状によっては FEM による解析結果と大きく異なる結果が得られ

た。また、CT および CCT 試験片のき裂近傍の応力を測定し、応力拡大係数範囲を求めたところ、解析解に対して 10% 程度低い値が得られている¹⁾。

測定値と解析値が大きく異なった切欠きは、いずれも切り欠き底半径が 2 mm 以下であり、測定値と解析値が比較的一致したものに比べて、寸法が小さい上に、応力集中係数 Kt も約 4 以上と大きいことから、赤外線カメラの空間分解能²⁾および、断熱条件の不達成による熱伝導³⁾が原因として考えられた。またき裂近傍では、切欠きに比べて非常に大きい応力集中が生じることから、赤外線画像から求めた応力拡大係数範囲が解析解より小さくなる原因についても、同様のことが考えられた。

そこで本研究では、寸法の異なる中央円孔試験片と CCT 試験片を用意し、異なる繰返し速度で測定を行うとともに、非定常熱伝導解析を行うことで、試験片内の熱伝導が測定値および応力拡大係数範囲におよぼす影響を調査した。

2. 試験片及び実験方法

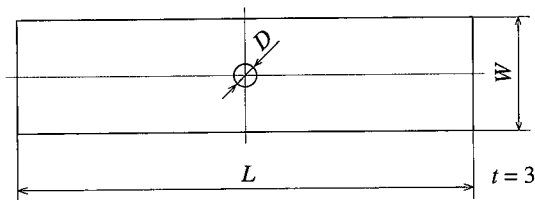
熱弾性効果を利用した応力測定に及ぼす熱伝導の影響を調査するために、3.3 mm の S 45 C 圧延鋼板から、Fig. 1 に示すような中央円孔試験片を 3 種類用意し、3 種類とも同じ応力集中係数でかつ応力分布が相似になるよう、円孔の直径と板幅の比を一定とした。

これら 3 種類の試験片に、電気油圧サーボ疲労試験機で、円孔から十分離れた場所での応力振幅 σ_a および応力比 R が $\sigma_a = 35 \text{ MPa}$, $R = 0.1$ になるよう負荷し、1, 5, 10, 15 Hz の 4 種類の荷重繰返し速度で応力測定を行った。

また応力拡大係数範囲 ΔK への熱伝導の影響を調査するために、同様に 3.3 mm の S 45 C 圧延鋼板から、Fig. 2 に示す CCT 試験片を作製し、電気油圧サーボ疲労試験機により予き裂を導入したのち、応力測定に供した。応力測定は、 $\Delta K = 10, 15, 20 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, $R = 0.1$ になるよう荷重を負荷し、1, 5, 10, 15 Hz の 4 種類の荷重繰返し速度で応力測定を行った。応力測定には日本電子 (株) 製赤外線応力画像システム JTG-8000 を使用し、赤外線カメラには 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に、エアゾールタイプの黒色塗料を塗布している。

3. 解析方法

非定常熱伝導解析に先立ち、FEM による応力解析を行った。解析モデルは試験片の対称性を考慮し、試験片の 1/4 を、中央円孔試験片が要素数 945、接点数



	L	W	D
Type A	250	30	6
Type B	250	50	10
Type C	400	100	20

Fig. 1 Configuration of center hole specimens. Dimensions are mm.
中央円孔試験片の形状 (mm)

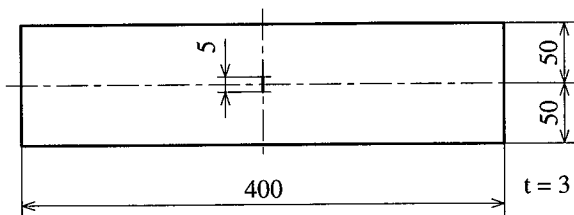


Fig. 2 Configuration of CCT specimen. Dimensions are mm.
CCT 試験片の形状 (mm)

1015 に、CCT 試験片は要素数 720、接点数 766 に分割した。また、ヤング率 E は 206 GPa、ポアソン比 ν は 0.3 とした。応力解析は、汎用の有限要素解析コード MARC を用いて、中央円孔試験片は線形弾性解析を、CCT 試験片は、弾完全塑性体として弾塑性解析を行った。この応力解析結果をもとに各接点の温度振幅を求め、差分法 (FDM) による非定常熱伝導解析を行い、繰返し負荷を受ける試験片の定常状態での温度分布を求めた。

ただし、今回の解析では試験片表面と空気との熱伝達、およびき裂先端の塑性変形による発熱は考慮していない。解析に用いた物性値は、密度 $\rho = 7860 \text{ kg/m}^3$ 、比熱 $c = 0.464 \text{ kJ/kgK}$ 、熱伝導率 $\lambda = 4.31 \text{ W/mK}$ 、熱弾性係数 $\kappa = 3.04 \times 10^{-12} \text{ Pa}^{-1}$ である⁴⁾。

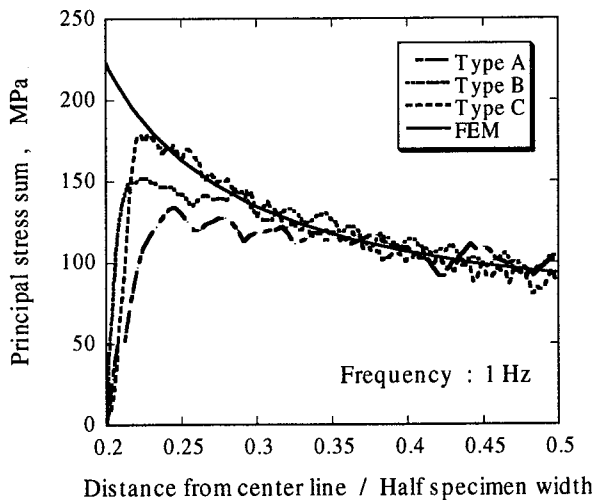


Fig. 3 Stress distributions near the notch root in the minimum cross sections of specimens.
最小断面におけるノッチ近傍の応力分布

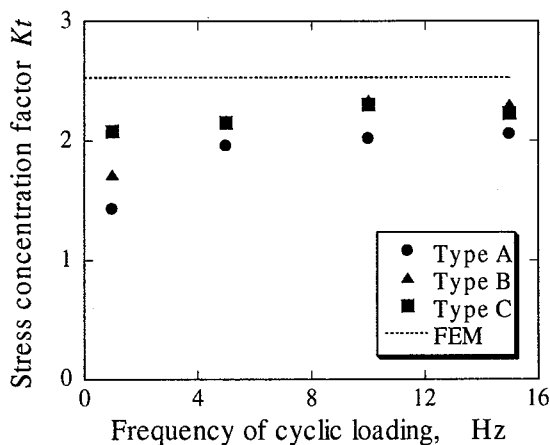


Fig. 4 The change of the maximum value of Kt with the increment of the cyclic loading frequency.
応力集中係数 Kt の荷重繰返し速度による変化

4. 中央円孔試験片の実験結果および考察

4.1 実験結果

Fig. 3 に荷重繰返し速度 1 Hz における最小断面の応力分布を示す。なお図中比較のために FEM による解析結果をあわせて示している。FEM が円孔の縁で応力が最大になるのに対して、測定値は、いずれの試験片の場合も、縁から若干試験片内に入ったところで応力が最大となっている。この傾向は全ての測定結果に共通していた。また Type A, B, C の応力分布は本来同一のはずであるが、この図を見る限り、応力分布は試験片毎に異なっており、特に応力の最大値は、試験片が大きくなるに連れて大きくなっている。

この試験片による測定結果の差異が、断熱条件の不達成 (試験片内の熱伝導) に起因するものかどうかを明らかにするため、異なった荷重繰返し速度の下で応力測定を行い、測定結果から応力集中係数 Kt を求め、比較を行った。ただし、赤外線応力測定装置では、主応力とを測定することしかできないため、ここでの応力集中係数 Kt は主応力とを最小断面における公称応力で割ったものと定義する。

Fig. 4 に荷重繰返し数と応力集中係数 Kt の関係を示す。この図から分かるように、各試験片とも、荷重繰返し数の増加に伴って、 Kt は大きくなり、約 10 Hz で一定値に達した。しかしながら、その値は FEM に比べていずれも小さく、特に最も円孔の小さい Type A の試験片が FEM との差が最も大きくなっている。また 5 Hz を超えると、Type B と Type C の応力集中係数はほぼ一致したのに対して、Type A はどの周波数においても他の試験片より小さい値となった。

4.2 考察

電気油圧サーボ疲労試験機の性能により、荷重繰返し速度 15 Hz 以上で応力測定を行うことは困難であった。そこで、Type A の応力集中係数 Kt が Type B, C に比べて小さくなった原因が、熱伝導に起因するものであるのか、それとも赤外線カメラの解像度に起因するものであるかを明らかにするために、FDM による非定常熱伝導解析を行い、各繰返し速度で定常状態に達したときの温度分布を調査した。

Fig. 5 に熱伝導解析で求めた各試験片の最小断面における温度分布を示す。これらの図を見ると、試験片の大きさによって、同じ繰返し速度で得られる温度分布が大きく異なり、Type A で Type C と同じ温度分布を得るには、約 10 倍の荷重繰返し速度で測定しな

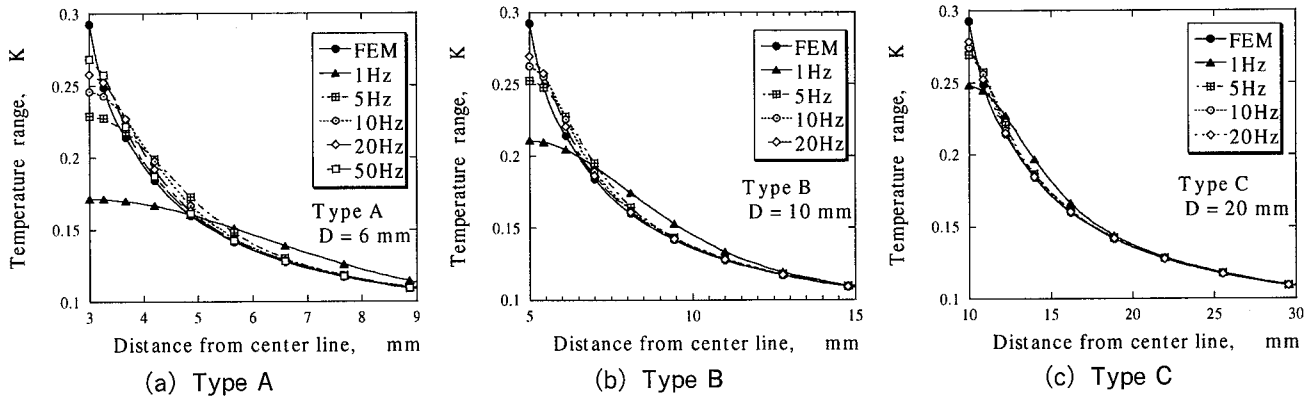


Fig. 5 Distribution of the temperature range under cyclic loading in the minimum cross section. Applied stress range = 100 MPa. (a) Type A, (b) Type B, (c) Type C
 各試験片の最小断面における定常状態での温度分布 (a) Type A (b) Type B (c) Type C

くはならないことが分かる。また Fig. 5 (C) をみると、今回の解析で最も大きい Type C の試験片でさえも、繰返し速度 20 Hz ではノッチ近傍の断熱条件は満たされておらず、ノッチから 1~2 mm 試験片内に入ったところの温度が上昇していることが分かった。

これらの非定常熱伝導解析結果から Kt を求め、実験値を比較したものを Fig. 6 に示す。 Kt は、解析値、実験値とも繰返し速度の増加とともに増加しているが、いずれの試験片においても解析結果に比べて実験値が小さく、特に Type A は繰返し速度が大きくなるにつれて解析値と実験値の差は大きくなっている。そこで解析値と実験値のノッチ近傍における Kt の分布を比較してみた。Fig. 7 に Type A と Type C の 15 Hz での結果を示す。どちらの試験片もノッチ近傍までは解析値と実験値は非常によく一致している

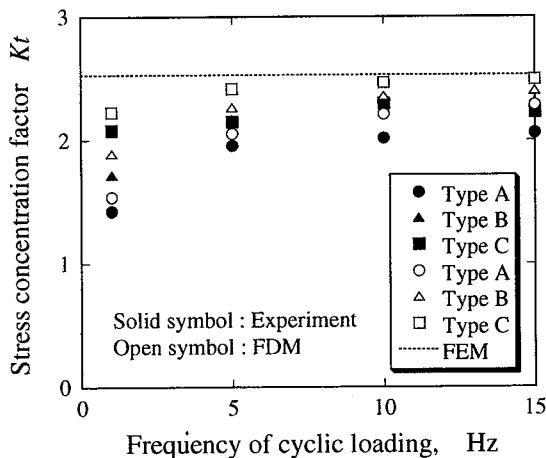
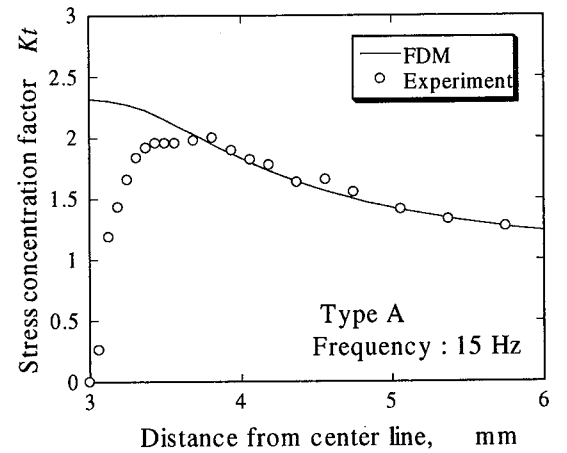
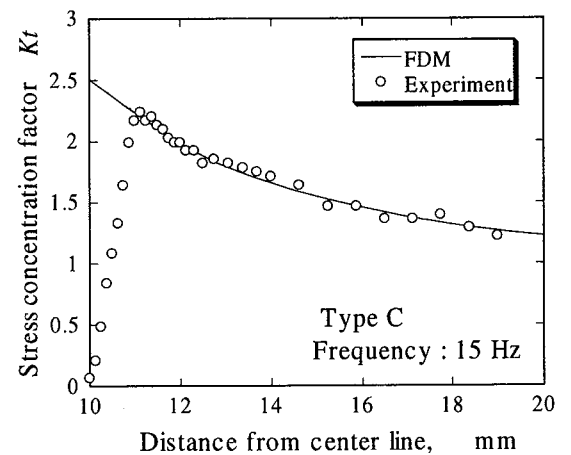


Fig. 6 Comparison of Kt between experimental values and FDM results.
 解析と実験結果から求めた Kt の比較

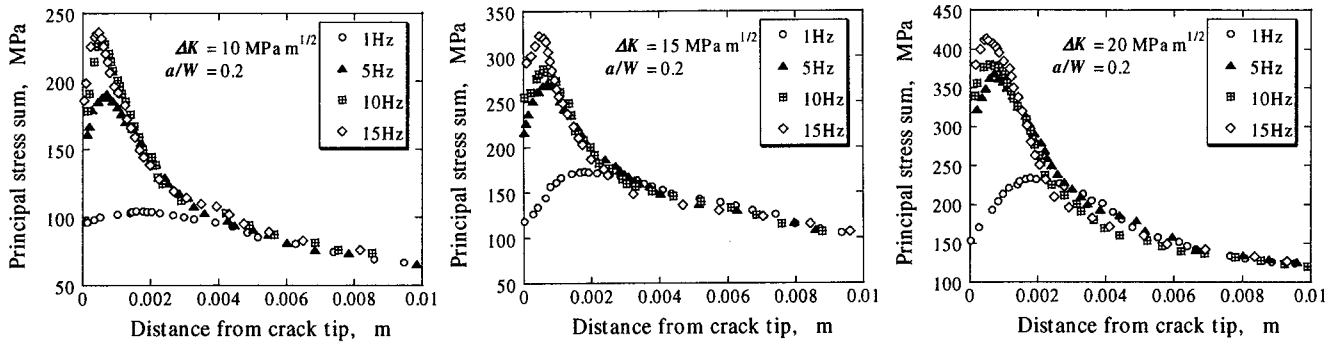


(a) Type A



(b) Type C

Fig. 7 Comparison of Kt between experimental result and the results of FDM. The frequency of cyclic loading is 15 Hz. (a) Type A, (b) Type C
 実験と解析から求めたノッチ近傍の Kt の比較



(a) $\Delta K = 10 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ (b) $\Delta K = 15 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ (c) $\Delta K = 20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$

Fig. 8 Distribution of principal stress sum along the ligament. (a) $\Delta K = 10 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ (b) $\Delta K = 15 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$

(c) $\Delta K = 20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$

赤外線で測定したリガメント上の応力分布 (a) $\Delta K = 10 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ (b) $\Delta K = 15 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$

(c) $\Delta K = 20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$

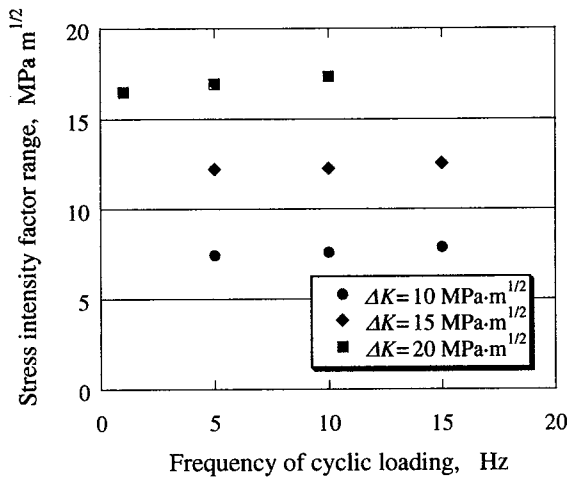


Fig. 9 The change of ΔK with the increase of the cyclic loading frequency.

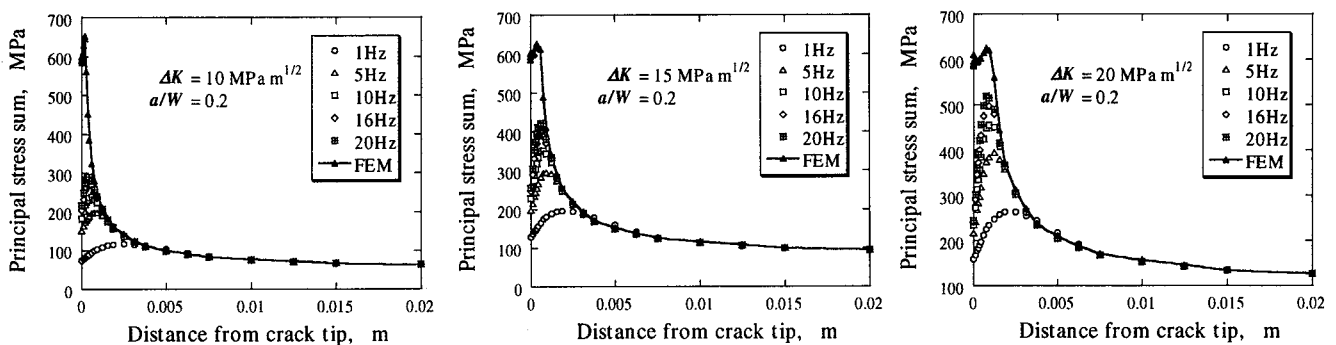
ΔK の繰返し速度による変化

が、Type C はノッチ近傍から直線的に Kt が減少しているのに対して、Type A ではノッチ近傍で一旦平坦になった後減少している。Type A でこの平坦部分 (大きさにして約 $200 \mu\text{m}$) が生じた原因は、繰返し速度の増加に伴って熱伝導の影響が小さくなり、理想の温度分布に近づいた結果、温度勾配が赤外線カメラの空間分解能を越えてしまったためと考えられる。したがって Type A で繰返し速度が大きくなるにつれて解析値と実験値の差が大きくなっているのは、繰返し速度の増加とともに、赤外線カメラの空間分解能を越えた領域が生じてくるためと思われる。

5. CCT 試験片の実験結果および考察

5.1 実験結果

赤外線応力画像から求めた応力拡大係数範囲 ΔK に及ぼす熱伝導の影響を調査するために、 $\Delta K =$



(a) $\Delta K = 10 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ (b) $\Delta K = 15 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ (c) $\Delta K = 20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$

Fig. 10 Distribution of principal stress sum along the ligament calculated by FDM. (a) $\Delta K = 10 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$

(b) $\Delta K = 15 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ (c) $\Delta K = 20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$

非定常熱伝導解析から求めたリガメント上の応力分布 (a) $\Delta K = 10 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ (b) $\Delta K = 15 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$

(c) $\Delta K = 20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$

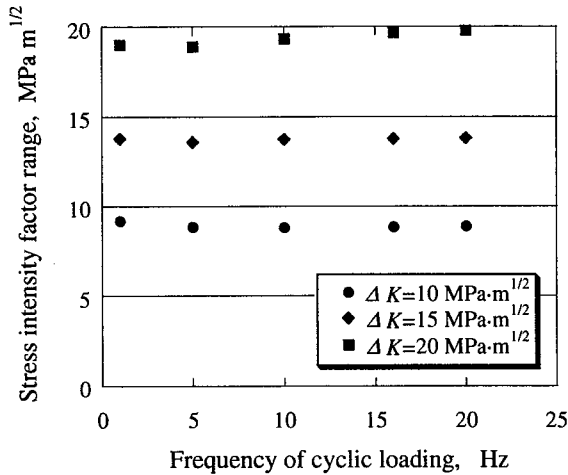


Fig. 11 The change of ΔK with the increase of the cyclic loading frequency calculated by FDM.
解析から求めた ΔK の繰返し速度による変化

10, 15, 20 $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ となる荷重条件で、それぞれ荷重繰返し速度 1, 5, 10, 15 Hz で応力測定を行った。Fig. 8 に各 ΔK におけるリガメント上の応力分布を示す。いずれの ΔK の場合も、荷重繰返し速度の増加につれてき裂近傍の応力値は大きくなっているが、応力の最大値は、き裂先端ではなく、き裂先端から若干試験片内に入ったところに現れた。また ΔK が大きくなるほど、荷重繰返し速度の増加による応力の変化率は小さくなっている。これらの測定結果から外挿法⁵⁾により ΔK を求め、 ΔK に及ぼす荷重繰返し速度の影響を調査した。Fig. 9 に結果を示す。この図から明らかのように、荷重繰返し速度の影響はいずれの ΔK の値にもほとんど見られなかった。

5.2 考察

実験から求めたき裂近傍の応力は、荷重繰返し速度の増加に伴い増大するにもかかわらず、外挿法から求めた ΔK に繰返し速度の影響は見られなかった。そこで、各 ΔK についてFEMによる弾塑性解析結果を基に非定常熱伝導解析を行った。Fig. 10 に非定常熱伝導解析により求めたリガメント上の応力分布を示す。なお図中、比較のためにFEMによる応力解析結果をあわせて示した。

実験結果と同様に最大応力はき裂先端から若干試験片内に入ったところに現れている。これは弾完全塑性体の場合、き裂に対して直角な方向の応力 σ_y は降伏域で一定値となるのに対し、き裂進行方向の応力 σ_x はき裂先端から若干試験片内で最大となることから、両者を足し合わせると、 σ_x の最大となる位置で主応力 σ_1 が最大値となるためである。

Fig. 11 は熱伝導解析結果から求めた ΔK と繰返し

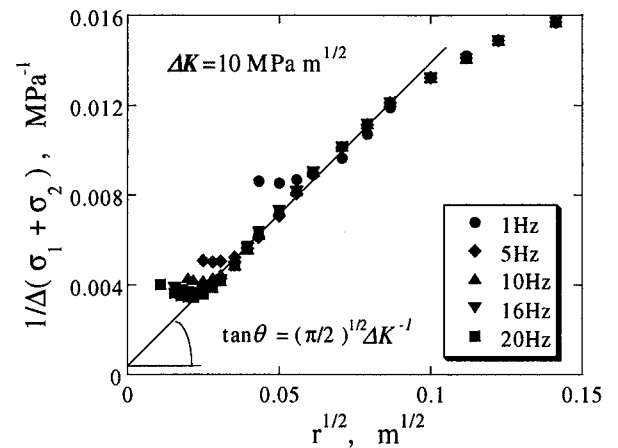


Fig. 12 Plot of $1/\Delta(\sigma_1 + \sigma_2)$ vs $r^{1/2}$ for results of FDM.
 $1/\Delta(\sigma_1 + \sigma_2)$ と $r^{1/2}$ の関係

速度の関係である。実験値同様、解析値も繰返し速度の影響が殆ど見られない。これは Fig. 10 を見ると明らかのように、試験片内の熱伝導によってき裂近傍から流出した熱量が、リガメント上の応力分布(温度分布)に殆ど影響を及ぼしていないためである。このことは、Fig. 12 のように外挿法によって ΔK を決定すると、図中の $r^{1/2}$ の特異性を持つ領域($r^{1/2} < 0.08$)の勾配が、繰返し速度の変化に対して殆ど変化しないことから確認できる。

なお完全弾性体の場合、Fig. 12 のように、主応力 σ_1 の逆数と $r^{1/2}$ の関係プロットした場合、曲線の傾きは $r^{1/2} = 0$ で最大となり、 $r^{1/2}$ が増加するにつれて減少する。このことは、 $r^{1/2}$ が小さい領域の応力値を用いて外挿するほど ΔK の精度が向上することを意味している。しかしながら弾塑性体の場合、Fig. 12 に示すように、き裂先端の塑性変形と熱伝導のために、 $r^{1/2} < 0.02$ の領域の応力値が外挿直線上からはずれてしまい、このため、 $0.02 < r^{1/2} < 0.08$ の範囲の応力値を用いて ΔK を外挿せざるを得ない。したがって、測定値の外挿直線の傾きは、完全弾性体の場合より必ず小さくなる。赤外線応力測定結果から求めた ΔK が解析解よりも小さくなるのは、このためと考えられる。

6. 結言

赤外線応力測定において、試験片内の熱伝導が測定値に及ぼす影響を調査するために、中央円孔試験片とCCT試験片について、実験と数値解析を行い、比較を図ったところ、以下の結果を得た。

- (1) 繰返し負荷にある中央円孔試験片とCCT試験片の定常状態における応力分布を、実験と非定常熱

伝導解析により求めたところ、両者は非常によく一致した。

- (2) 円孔の最も小さい Type A 試験片の応力集中係数 Kt は、試験内の熱伝導と赤外線カメラの分解能のため、Type B, C の Kt より小さい値となった。
- (3) 赤外線応力測定において正確な応力値を得るためには、形状によって適切な荷重繰返し速度を選定することが重要である。
- (4) CCT 試験片のき裂近傍の応力は、荷重繰返し速度が増大するにつれて大きくなったが、測定結果から求めた応力拡大係数範囲 ΔK は、荷重繰返し速度にほとんど影響されなかった。

参考文献

- 1) 橋内, 本田, 佐々木, NIIS-RR-97, pp.1~7 (1998)
- 2) 村上, 吉村, 日本機械学会論文集 A 編, 61-591, pp.2482~2488 (1995)
- 3) 白鳥, 三好, 野田, 原田, 日本機械学会論文集 A 編, 55-509, pp.159~164 (1989)
- 4) 日本熱物性学会編「熱物性ハンドブック」, p.189, 養賢堂 (1990)
- 5) 國尾他, 破壊力学実験法, p.41, 朝倉書店 (1984)

(受理日 平成 12 年 2 月 21 日)