

4. 赤外線応力測定による非破壊評価の高精度化

本田 尚*, 吉久悦二*

4. The Improvement of Non-destructive inspections by using Thermal Stress Analysis System

by Takashi HONDA* and Etsuji YOSHIHISA*

Abstract; Defects in construction machines are inspected at the regular interval of a time period without any consideration in the amount and the frequency of a load in a construction field. In order to ensure the safety of construction machines till next inspection, the periodical inspection based on a remaining life estimated by non-destructive test (NDT) and working condition in service is necessary. The NDT mainly applied to construction machines is the visual inspection. However, detection of a flaw using this technique is difficult since machinery is usually painted in order to prevent it from rust. Therefore, the effective non-destructive technique which replace the visual inspection is needed for the life prediction of construction machines.

A number of non-destructive test such as penetration, magnetic, radiation and ultrasonic test have been developed to detect defects in structural components. Among those methods, the thermographic non-destructive technique is relatively new method based on the measurement of infrared radiation emitted from the surface of a body. Since this method can not only detect a flaw but also measure it's size in two-dimensional, the authors have been investigating NDT using thermal stress analysis (TSA) system. As the results, it was found that 4mm crack was detectable and crack lengths estimated from measurement images also agreed well with those measured by the optical microscope. However, stress intensity factor ranges evaluated by measurement results, which is the most important parameter of estimating the remaining life, were somewhat lower than comparative numerical values.

In this study, in order to improve the accuracy of stress intensity factor range evaluated by TSA, the source of the error between measurement values and numerical values was clarified and the improve method aided by numerical analyses was devised. Also, TSA was applied to several types of tubular specimens in order to confirm the accuracy of measurement results for curved surfaces. The main results obtained in this study are as follows:

(1) The accuracy of stress intensity factors calculated by the hybrid expansion method can not be improved due to inaccuracy of stress values in the vicinity of a crack tip.

(2) Stress intensity factor ranges evaluated by the hybrid method aided by finite element analyses were often larger than the values obtained by the extrapolation method.

(3) TSA is applicable to stress measurements of tubular specimens because the stress distributions measured were constant from the center to the edge of specimens.

(4) The stress concentrations at the weld toe in tubular T joint specimen can be observed by TSA. Also, the artificial crack, of which length is 4mm, in the tubular specimen can be detected by TSA

Keywords; Non-destructive test, Stress intensity factor range, Thermal stress analysis, Finite element method

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

1. 緒言

建設機械は、個々の機械によって使用中の負荷の大きさ・頻度が異なることから、これを一定の間隔で監査することは、安全面および経済面から合理的とはいえない。そこで、使用状況に応じた検査間隔を導入することが望まれるが、使用状況に応じた検査間隔を導入するには、次回検査までの安全を担保するために、使用状況の把握はもとより、経年損傷を確実に検出し、その大きさを正確に評価することが必要とされる。これは、使用状況と損傷の数および大きさが明らかになることで初めて、予寿命が評価でき、次の検査間隔が確定できるからである。

ところで、移動式クレーン等大型の建設機械の場合、ブームに溶接部が多数存在しており、これら溶接部は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¹⁾。現在行われている定期点検は目視が中心であり²⁾、塗装していることもあって、塗膜の下に発生する疲労き裂の検出は非常に困難で、時として検査時の見落としによって重大災害を生じている³⁾。したがって、使用状況に応じた検査間隔を導入するにあたっては、目視以外の確実に損傷を検出し、その定量性を評価する非破壊検査法の導入が不可欠となる。

現在普及している非破壊検査技術として代表的なものに、放射線透過法、超音波探傷法、渦流探傷法、浸透探傷法などがあり、それぞれ製造時の製品検査や経年劣化の検出に使用され実績を挙げている⁴⁾。しか

しながら、これら従来法は、検査結果が検査者の技能に依存したり、適用できる材料が限られたりするといった問題を抱えている。一方、最近注目されている非破壊検査法に赤外線法がある。この方法は、被検査対象に何らかの方法で温度変化を与え、温度分布の変化により損傷を検出する方法であるが、近年の温度計測技術の進歩や画像処理技術の進歩により、熱伝導に優れた金属材料にも適用が可能となってきた。特に、熱弾性効果を利用した赤外線応力測定法は、被検査物に一定の荷重振幅を付与することで、2次元の応力分布が得られることから、疲労き裂の検出だけでなく、破壊力学的評価が可能である。そこで、著者らはこの方法の溶接構造物への適用を調査するために、様々な研究⁵⁻⁸⁾を行い、その結果、溶接構造物に発生するき裂は、約4mmから検出可能であること、測定画像から求めたき裂長さも、光学顕微鏡で測定した値と非常によく一致することを明らかにした。しかしながら、赤外線応力測定値から算出した応力拡大係数範囲 ΔK は、有限要素法(FEM)による解析解より10~20%程度低い値であり、危険側の評価となった。

そこで、本研究では赤外線応力測定法による非破壊評価の高度化を目的とし、応力拡大係数範囲 ΔK の精度を低下させている要因として、応力成分の高次項の影響を調査するとともに、数値演算を援用した評価法を開発し、その実用性を確認した。また、これまで平板溶接材に適用してきた赤外線法を、移動式クレーンのジブなど、円管で構成された溶接構造材に対しても

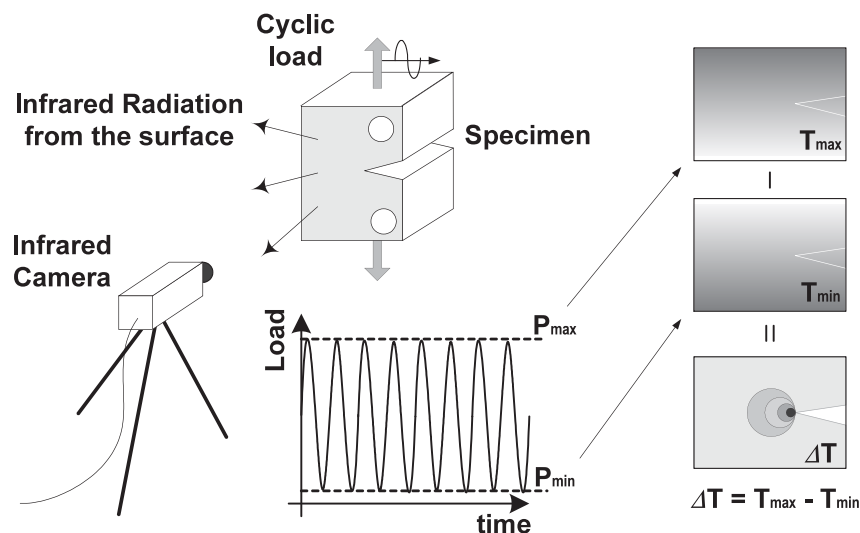


Fig.1 A schematic of the infrared stress analysis method.

赤外線応力測定法の模式図

適用が可能であるか検討した。

2. 実験方法

2.1 赤外線応力測定 の原理

物体が断熱的に弾性変形する際、応力と温度の間には以下のような関係が成立する⁹⁾。

$$\Delta T = -\frac{\alpha}{\rho C_p} T \Delta J = -K_m T \Delta J \quad (1)$$

ここで、 ΔT : 温度変化量、 α : 線膨張係数、 ρ : 密度、 C_p : 定圧比熱、 K_m : 熱弾性係数、 T : 絶対温度、 ΔJ : 主応力の変化量である。

本研究に用いた赤外線応力測定装置は、Fig.1に示すように加振機からの荷重信号と同期をとり、最大荷重時と最小荷重時の温度分布から温度差分布を測定し、(1)式によって主応力の変化量に変換する。したがって、本装置を使用して得られる応力値は主応力であり、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

本研究では板厚14mmのSM490A鋼板から、圧延方向とき裂進展方向が直角になるよう幅100mmのCT試験片を作製した。Table 1に使用した材料の機械的性質

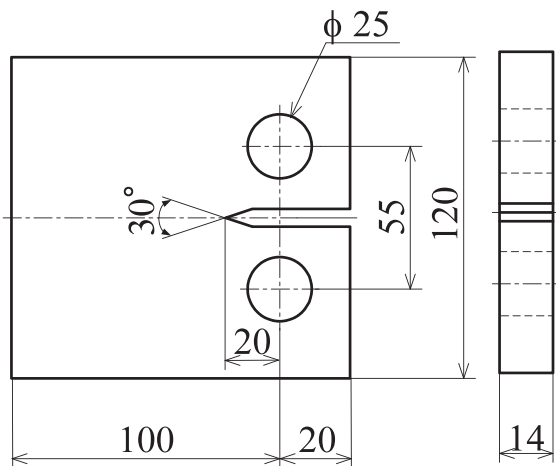


Fig.2 The configuration of CT specimens.

を示す。作製した試験片は、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。赤外線応力測定は荷重周波数5Hzで行った。なお応力比 R は0.1である。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、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、エアゾールタイプの黒色塗料を塗布している。

3. 高次項が応力拡大係数範囲に及ぼす影響

3.1 ハイブリッド展開法

応力拡大係数範囲 ΔK を外挿法¹⁰⁾により求める場合、き裂先端近傍の応力を無限級数の第一項のみで近似するため、出来るだけき裂先端近傍の応力で ΔK を評価することが望ましい。しかしながら、実際はき裂先端の小規模降伏により、この部分の応力は線形弾性論における厳密解より著しく小さくなることから、結果としてき裂先端からやや離れた点の応力で ΔK を評価せざるを得ない⁸⁾。このため、 ΔK の精度に2次以上の高次項が影響していたことが考えられた。そこで ΔK の精度に及ぼす高次項の影響を調査するために、ハイブリッド展開法¹³⁾により ΔK を求めた。以下にこの方法の原理を説明する。

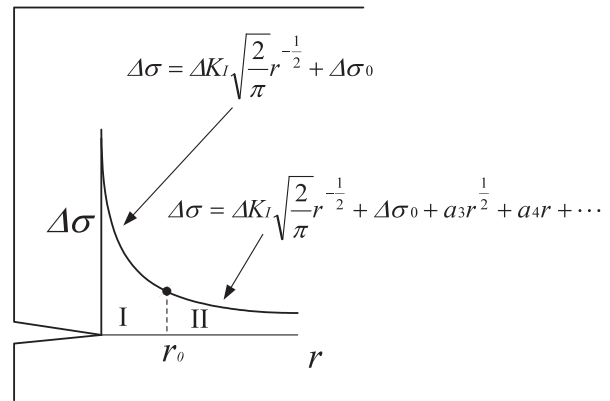


Fig.3 A schematic of the hybrid expansion method

Table 1 Mechanical properties of the materials used.

実験に使用した材料の機械的性質

Material	Yield stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
SM490A	402	520	27
S45C	450	550	30

モード I におけるき裂近傍の応力は次式で表される¹¹⁾。

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

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、リガメント上の応力分布 ΔJ は以下の式となる。

$$\Delta J = \Delta \sigma_x + \Delta \sigma_y = \Delta K_I \sqrt{\frac{2}{\pi}} r^{-\frac{1}{2}} + a_2 + a_3 r^{\frac{1}{2}} + \dots \quad (3)$$

(3)式に直接測定値を当てはめ、最小二乗法により ΔK_I を求めた場合、項数を増やしても収束が得られないことから¹²⁾、Fig.3のように(3)式を適当な r の値 r_0 で二つの領域 I, II に分割し、高次項の影響の小さい領域 I は第二項までで自由度を拘束し、高次項の影響が無視できない領域 II では項数を多く取り、 $r = r_0$ における接続条件

$$\Delta J^I|_{r=r_0} = \Delta J^{II}|_{r=r_0} \quad (4)$$

$$\frac{d(\Delta J^I)}{d(\sqrt{r})}|_{r=r_0} = \frac{d(\Delta J^{II})}{d(\sqrt{r})}|_{r=r_0} \quad (5)$$

を満足するように、未定係数を決定する。

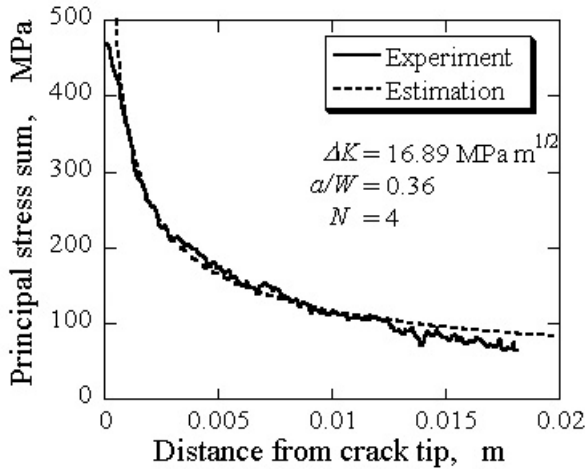


Fig.4 Distribution of principal stress sum along the ligament.
リガメント上の主応力分布

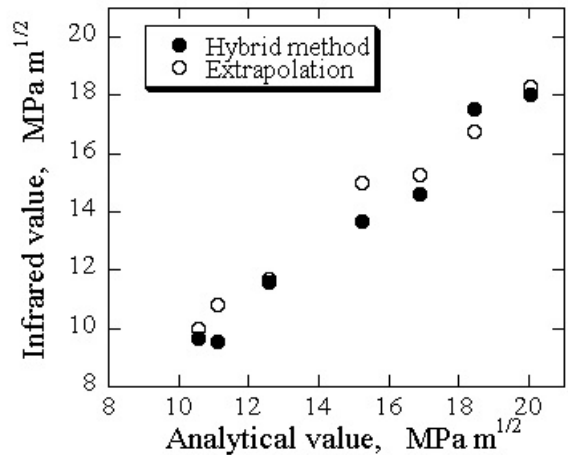


Fig.5 Comparison of ΔK between infrared and analytical values.
赤外線法から求めた ΔK と解析解の比較

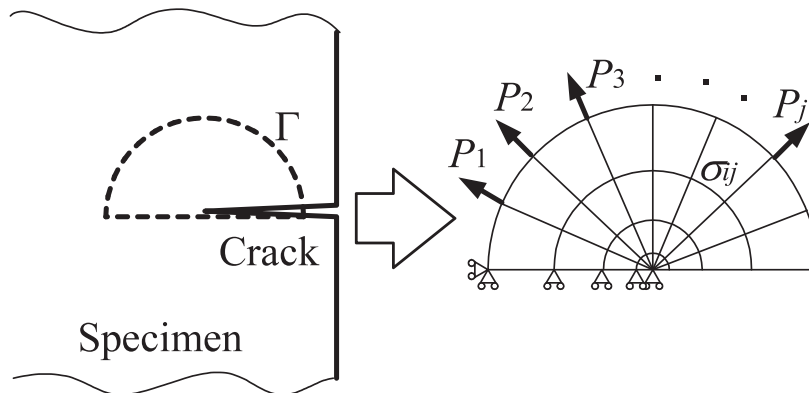


Fig. 6 Schematic of the hybrid method adopting numerical analyses.
数値演算を援用した応力拡大係数範囲評価法の概念図

3・2 外挿法との比較

Fig.4に $\Delta K = 16.89 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ における、ハイブリッド展開法により求めたリガメント上の応力分布と測定値の比較を示す。なお項数 $N=4$ である。両者は全体によく一致しているが、 r が0.012 m 以上になると、ハイブリッド展開法で求めた応力値は、測定値よりも大きくなっている。したがって、項数 N をもっと増やす必要があったが、測定値に含まれる誤差のために係数行列が悪条件となり、項数を4以上に増やすことは出来なかった。このことは、他の実験にも共通していた。

Fig.5 にハイブリッド展開法から求めた ΔK と、Srawleyの解析解¹⁴⁾との比較を示す。なお、比較のため、

外挿法の結果も併せて示した。ハイブリッド法から求めた ΔK は、解析解に比べ約10% 程度小さい値となり、外挿法と比べて、ばらつきは小さくなったものの、特に精度の向上は見られなかった。このようにハイブリッド展開法を適用しても ΔK の精度向上が見られなかった原因は、(3)式における2次以上の項が ΔK に影響していなかったのではなく、むしろ高次項が ΔK に大きく影響したためであると考えられる。

Fig.4を見ると分かるように、アクリルをモデルに用いた光弾性法と違い、金属材料を用いた赤外線応力測定では、き裂先端の塑性変形のためにき裂極近傍の測定値が $r^{1/2}$ の特異性を有していない。したがって、ハイブリッド展開法のように r の値で2つの領域に分割

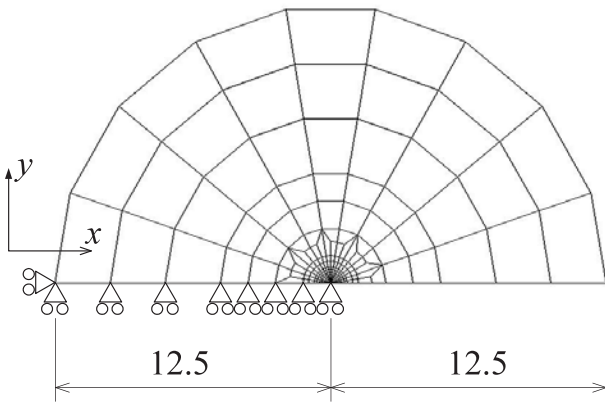


Fig. 7 Simulation model. Dimensions are in mm.
解析モデル 単位はmm

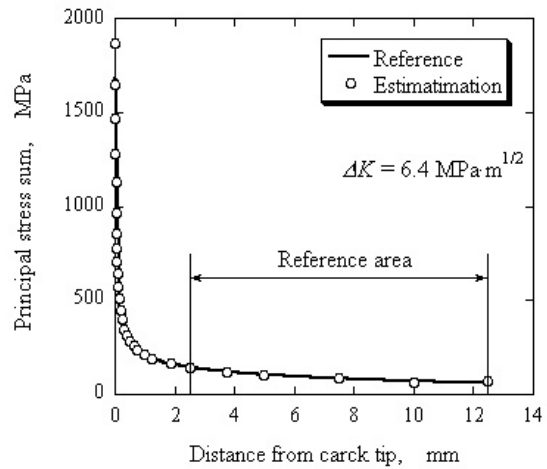


Fig.8 Comparison between reference values and estimated results.
解析から求めた参照値と推定値の比較

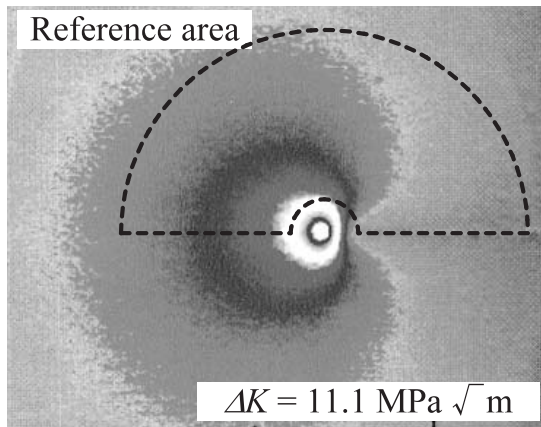


Fig.9 Typical example of a stress image measured by infrared method used for the determination of the boundary conditions.
境界条件の決定に使用した赤外線画像の例

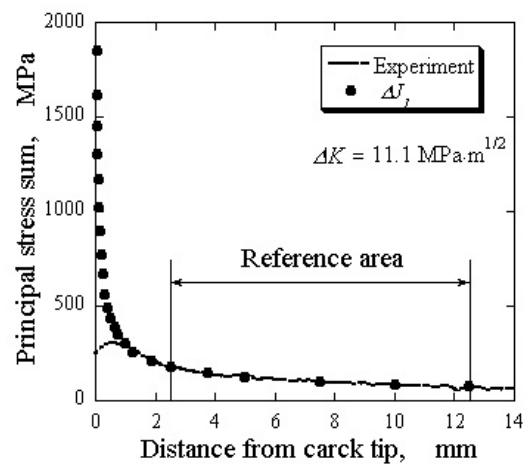


Fig.10 Distribution of stresses along the ligament analyzed by the computer aided method.
境界条件の決定に使用した赤外線画像の例
数値演算を援用した評価法によるリガメント上の応力分布

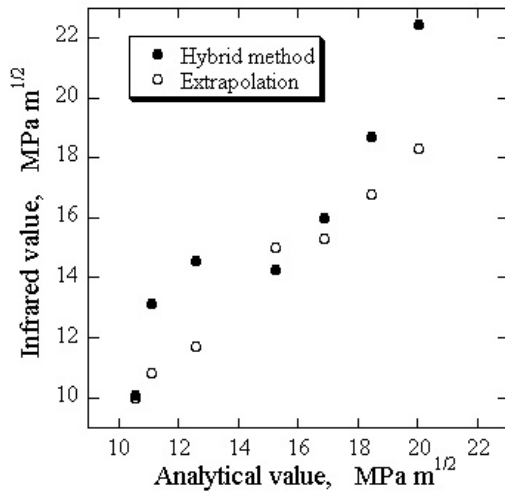


Fig. 11 Comparison of ΔK between the computer aided method and analytical values.
 数値演算を援用した評価法で求めた ΔK と解析解の比較

すると、必然的に r の小さい領域 I での測定値が少なくなり、領域 II が支配的となることから、結果としてき裂先端からかなり離れた場所の応力値から ΔK を見積もってしまうことになる。これがハイブリッド展開法で ΔK の精度が向上しなかった理由である。したがって、赤外線法で ΔK の精度を向上させるには、何らかの方法で、き裂先端近傍の応力値が $r^{1/2}$ の特異性を持つように補外することが必要である。

4. 数値解析を援用した精度改善

4.1 解析方法

赤外線応力測定では、応力の第一不変量である J_1 の変化量のみが計測される。この欠点を補い、個々の応力成分を求めるために、測定画像のある領域内の J_1 値から境界値を求め、この境界値による順問題を解くことで、応力成分を分離する手法が報告されている¹⁵⁾。同様に、塑性変形や熱伝導の影響を受けない領域の J_1 値から境界値を決定し、この境界値に基づく順問題を解くことによって、き裂極近傍の応力分布を外挿することができると思われる。

そこで Fig. 6 に示すように、き裂先端を中心とする半円領域 Γ を抽出し、有限要素モデルを作成した。このモデルの境界上の節点 j ($j = 1 \sim N$) に、法線もしくは接線方向に単位力が作用するとし、この単位力により i 点に生じる主応力とを J_{ij}^* とする。この点に実際に作用している力を P_j とすると、重ね合わせの原理により、 i 点における主応力 J_{ii} は以下の式で表される。

$$J_{ii} = \sum_{j=1}^N J_{ij}^* P_j, \quad i=1 \sim M, j=1 \sim N \quad (6)$$

したがって、FEMにより、境界上に作用する全ての単位力について J_{ij}^* を求めておけば、以下の M 元連立方程式を解くことで境界値 P_j を決定することができる。

$$\{J\} = [J^*] \{P\} \quad (7)$$

ただし、実際の $\{J\}$ は測定誤差を含んでいるために、(2)式は解くことができない。そこで次式のように、

$$\{P\} = \left([J^*]^T [J^*] \right)^{-1} [J^*]^T \{J\} \quad (8)$$

最小2乗法により未知量 $\{P\}$ を決定し、決定した $\{P\}$ に基づいてFEMによる弾性応力解析を行った。

Fig. 7 に作成したFEMモデルを示す。要素数は702、節点数は740で、4節点平面応力要素を使用した。またヤング率は $E = 206$ GPa、ポアソン比は $\nu = 0.3$ とした。変位境界条件は図中に示すとおりである。弾性応答マトリクス $[J^*]$ は、FEM解析により、き裂先端から2.5～12.5mmの範囲にある60節点から作成した。

4.2 解析結果

作成した弾性応答マトリクス $[J^*]$ の妥当性を検証するために、第三項まで考慮したモード I の厳密解³⁾ から J を求め、(8)式によって決定した荷重境界条件下で弾性解析を行った。Fig. 8 に解析結果であるリガメント上の ΔJ_1 の分布を示す。この図を見ると分かるように、FEM解析値と厳密解は非常に良く一致した。そこで本手法で外挿した応力値から K_I を求めたところ、厳密解の $6.4 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ に対し、 $6.5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ と非常によい結果が得られ、本手法の妥当性が確認された。

そこで赤外線計測値を(8)式に代入し、荷重境界条件を求め、FEM解析を行った。なお Fig. 9 に使用した赤外線画像の例と測定値の参照領域を示す Fig. 10 に、解析から求めたリガメント上の ΔJ_1 の分布を示す。図中に示したように、参照した領域の測定値とFEM解析値は非常に良く一致した。そこでFEM解析値から応力拡大係数範囲 ΔK を求め、Srawleyの解析解¹⁴⁾ との比較を行った。結果を Fig. 11 に示す。なお、図中には従来の外挿法の結果を合わせて示した。FEM解析値から求めた ΔK は、Srawleyの解析解に対して多少ばらついたが、一点を除き外挿法の結果より大きくなり、総じて安全側の評価となった。

5. 円管溶接構造物への適用

5.1 実験方法

物体表面の温度分布を2次的に求める赤外線応

力測定法では、円管のように3次元形状をした試験体では正しい応力分布が得られない可能性がある。そこで、直径の異なる円管試験体の応力分布を計測し、曲面に対する計測精度を調査した。赤外線応力測定には、Fig.12に示すような径の異なる3種類の円管を使用した。また、Fig.13および14に示すようなT型溶接試験体と長さ4mmの人工き裂を導入した模擬き裂試験体を作成し、溶接止端部およびき裂両端の応力集中が計測できるかどうか検討した。

応力測定には、196kN容量の電気油圧式サーボ疲労試験機を使用し、試験体平滑部の応力変動幅 ΔJ が60 MPaになるよう、試験体長手方向に一定振幅荷重を負荷した。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た。

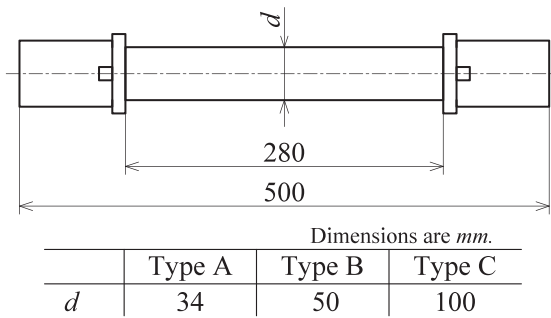


Fig.12 Configuration of tubular specimens.
円管試験体寸法

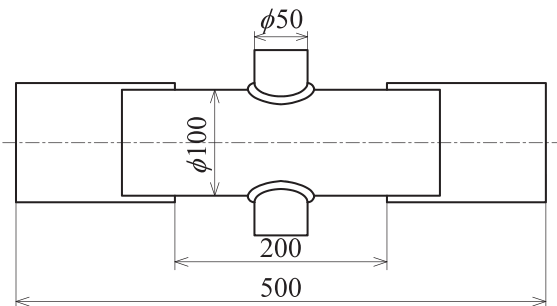


Fig.13 Configuration of a tubular T joint specimen.
T型溶接試験体寸法

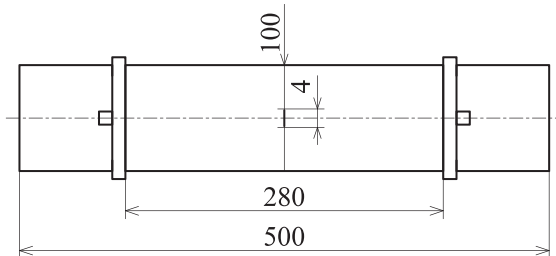


Fig.14 Configuration of a tubular specimen with an artificial crack.
模擬き裂試験体寸法

5.2 実験結果

Fig.15に、試験片中央における円周上の応力分布を示す。Type AおよびType Bは、ほぼ試験片の両端まで一定の応力値となったが、最大径であるType Cのみ、中心の応力値が両端のそれに比べ20%程度低くなった。このようにType Cだけ応力分布が異なった理由は、試験片直径100mmに対して平行部長さが280mmと十分長くない、平行部中央においても応力が均一に分布しなかったためと考えられる。なお確認のために、Type Cに複数のひずみゲージを貼り、応力分布を計測したところ、赤外線計測結果とほぼ同様の結果が得られた。残念ながら、疲労試験機の寸法から、これ以上平行部を長くして測定することはできなかったが、Type Cにくらべ、曲率が半分以下のType AおよびType B試験片で良好な結果が得られていることから、赤外線応力測定は曲面に対しても十分有効であるといえる。

これらの結果を踏まえ、溶接試験体および模擬き裂試験体に赤外線応力測定法を適用してみた。Fig.16に模擬溶接試験体の応力測定結果を示す。試験体両端の

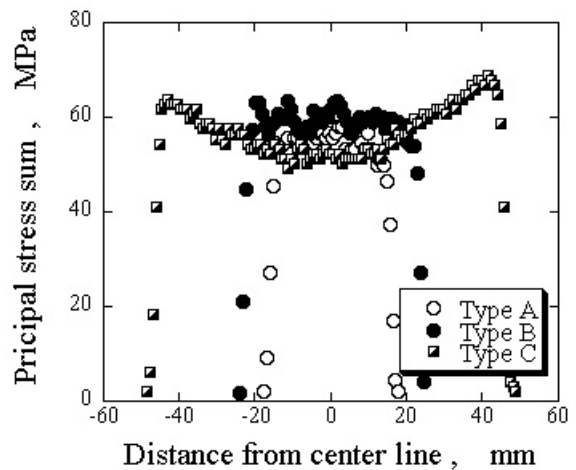


Fig.15 Stress distributions along circumferences of tubular specimens
円管試験片の円周上の応力分布

溶接止端に応力集中が現れているのが観察できる。またFig.17に模擬き裂試験体の測定結果を示すが、き裂両端の特異応力場が計測されており、平板と同様³⁾に4mmのき裂が検出可能であることが分かった。

6. 結言

赤外線応力測定法による非破壊評価の高度化を目的として、応力拡大係数範囲の精度を低下させている要因として、応力成分の高次項の影響について調査するとともに、数値演算を援用した応力拡大係数範囲評価法を開発した。また、赤外線法を円管やその溶接構造材に対しても適用が可能であるかを検討した。得られた結果は以下のとおりである。

(1) 高次項の影響を調査するために、測定値からハイブリッド展開法により応力拡大係数範囲を求めたと

ころ、解析解に対して約10%低い値となり、高次項を考慮しても応力拡大係数の精度は向上しなかった。これは、き裂先端の塑性変形のために、高次項の影響が大きく現れたためである。

(2) 数値演算を援用した評価法を開発し、応力拡大係数範囲を評価したところ、解析解よりも大きくなり、安全側の評価となった。

(3) 赤外線法により、一様な円管の応力分布を計測したところ、荷重方向の応力は、円管の端部まで一様であり、赤外線法が曲面に対しても十分適用可能であることが分かった。

(4) 溶接試験体および模擬き裂試験体に赤外線法を適用したところ、溶接試験体の溶接止端に応力集中を確認することができた。また模擬き裂試験体に導入した長さ4mmのき裂両端に、特異応力場が観察され、円管でも非破壊検査が可能であることが分かった。

参考文献

- 1) 橋内, 前田, クレーンの経年損傷状況NIIS-SRR-NO.15(1996), 7-15.
- 2) 厚生労働省労働基準局安全衛生部安全課監修, 移動式クレーンの定期自主検査指針解説(改訂版), (2001), 日本クレーン協会.
- 3) 佐々木, 吉久, マンション新築工事におけるコンクリートポンプ車ブーム破損事故, 産業安全研究所 災害調査報告書 A-2002-3(2002).
- 4) 例えば, 仙田, 非破壊検査マニュアル, (1989), 日本規格協会.
- 5) 本田, 橋内, 赤外線応力画像システムを用いた疲労き裂検出の試み, 第1回サーモグラフィによる非破壊評価技術シンポジウム講演論文集(1995), 151-154.
- 6) 橋内, 本田, 佐々木, 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, 日本機械学会論文集 A編, 64-627(1998), 2782-2787.
- 7) 本田, 佐々木, 大塚, 橋内, 赤外線応力測定における測定精度に及ぼす熱伝導の影響, 日本機械学会論文集 A編, 67-659(2001), 1248-1254.
- 8) 本田, 佐々木, 大塚, 熱弾性効果を利用した応力測定に及ぼす熱伝導の影響, NIIS-RR-99(2000), 39-45.
- 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) 國尾他, 破壊力学実験法, (1984), 41, 朝倉書店.
- 11) 岡村, 線形破壊力学入門, (1976), 198, 培風館.
- 12) Smith, C. W., Use of Three-dimensional Photoelasticity in Fracture Mechanics, Experimental Mechanics, 13-12(1973), 539-544.
- 13) 渡辺, 久田, 平野, 北川, 三次元き裂問題の光弾

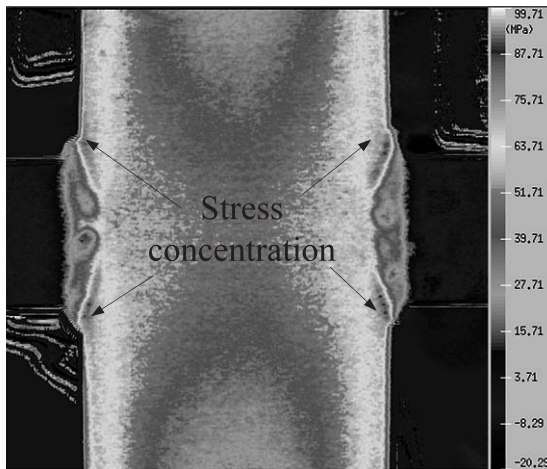


Fig. 16 The measurement result of the tubular T joint specimen.

T型溶接試験体の赤外線応力測定結果

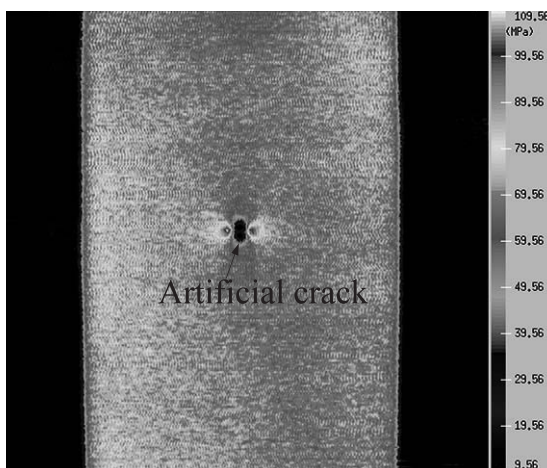


Fig. 17 The measurement result of the tubular specimen with a artificial crack.

模擬き裂試験体の赤外線応力測定結果

性実験による解析, 日本機械学会論文集 A編, 44-388(1978), 4040-4051.

14) Murakami, Y. , et al., *Stress Intensity Factors Handbook*, (1987), 18-19.

5) 村上, 吉村, 赤外線応力画像解析法による全応力分離システムの確立, 日本機械学会論文集A編, 61-591 (1995), 2482-2488.

16) 岸本, 井上, 新保, 渋谷, 熱弾性応力測定における主応力分離に関する逆問題解析, 日本機械学会論文集 A編, 62-597(1996), 1204-1211.

(平成16年8月30日受理)

