厚肉円筒の熱応力下の疲労き裂停留* (第2報, 円筒と片側き裂板)

飯井俊行*¹, 酒井信介*²

Fatigue Crack Arrest Problem of Thick-Walled Cylinders under Thermal Stress (2nd Report, Comparison of Cylinder with Single Edge Cracked Strip)

Toshiyuki MESHII and Shinsuke SAKAI

There is a 'rule of thumb' for thick-walled cylinders, that is 'circumferential fatigue cracks under thermal stress will be arrested at 1/3~1/2 of the wall thickness.' In this study, the reason for this will be clarified, and a practical method for estimating arrest point will be proposed. In this paper, the characteristics obtained for a single edge cracked strip, which were reported in our previous paper, are compared with those of cylinders with inner surface circumferential crack. From FEM results, it was concluded that cylinders show similar characteristics to those of single edge cracked strips, from the standpoint of crack growth rate (including tendency of arrest) under cyclic thermal stress. In addition, thick cylinders always showed a tendency of crack arrest, assuming Paris' Law.

Key Words: Thermal Stress, Fatigue, Crack Propagation, Fracture Mechanics, Crack Arrest

1. 結 言

厚肉円筒については熱衝撃を中心として熱応力下の疲労き裂進展に関する基本的な性質の研究が進められてきた。この成果のうちでき裂進展速度という観点から選ぶとすれば、代表的なものは次の2点である⁽¹⁾。

1. 熱応力(たとえ弾性域を超えても)による疲労き裂進展速度を、いわゆる Paris 則で安全側の評価ができること。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (1)$$

2. この場合の応力拡大係数範囲 ΔK 値が厚肉円筒の非定常最大弾性熱応力により表現できること。

$$\Delta K = \frac{E\alpha(T_{avg} - T_s)}{1-\nu} \times \sqrt{\pi a} \times k \left(\frac{a}{W} \right) \quad (2)$$

ここに、 E :ヤング率、 α :線膨張係数、 ν :ポアソン比

T_s 、 T_{avg} :各々内表面温度、平均温度

a :き裂長さ、 W :肉厚、 k :無次元関数

また、実験結果から、円筒環状き裂が繰り返し熱応力に対し「肉厚の 1/3~1/2 程度で実用上停留するとみなせる」という興味深い経験則が知られている。しかし、この停留疲労き裂長さについては肉厚の 3/4 まで至った例も報告されており⁽²⁾、「何故疲労き裂が停留するのか」「疲労き裂の停留長さと熱応力分布の時刻歴との関係」については未だに明らかにされていない。そこで本研究ではこの2点を明らかにすることを試みる。

第1報⁽³⁾において、片側き裂板に平均温度からの偏差による任意の熱応力が負荷された場合に、アスペクト比 H/W (H :板の長さ、 W :板幅)によっては K 値がき裂の進展とともに極大値を示し、その後減少するような傾向を示すこと、および Paris 則を仮定すると疲労き裂が停留傾向を示すことになることを報告した。断面形状の類似性より、円筒環状き裂の所用の K 値の特性についても同様の傾向が得られることが考えられる。ところが、過去の文献、ハンドブック等に記載されている円筒環状き裂の K 値評価式については、たとえそれが熱応力に対するものでなくとも円筒長さの影響について評価できるものを見いだせなかった。

* 原稿受付 1996年3月6日。

*¹ 正員、東京大学大学院 (〒113 東京都文京区本郷7-3-1)。

*² 正員、東京大学大学院工学系研究科。

そこで本報では、円筒環状き裂の熱応力下K値を円筒断面アスペクト比 H/W 、および円筒半径肉厚比 R_i/W に対し系統的な整理を行い、片側き裂板との比較を行った結果を報告する（ H ：円筒長さ、 W ：肉厚、 R_i ：内半径）。検討した熱応力分布は、第1報の片側き裂板同様、平均応力、および平均応力からの偏差成分に対応する代表的な分布とした。所用のK値は有限要素解析・変位法により求めた。

2. 着眼点・検討内容

着眼点は次の2点である。

1. 熱応力による疲労き裂進展速度に対し、いわゆるParis則が成立すること。
2. 円筒の内外面温度差が約 220°C つくような大きな熱応力を繰り返した場合でさえ、き裂進展速度が最大 10^{-2} mm/cycle 以下であるという実験結果（ 650°C に一様に加熱した全長 1.5 m、内径 70 mm、肉厚 30 mm の両端フランジ構造の SUS304 配管の内面に室温の圧縮空気を注入するサイクルの繰り返し）⁽⁴⁾。

1項より、もしき裂が実用上停留するならば、き裂進展速度、すなわち ΔK 値はき裂進展とともに単調増加するのではなく、少なくとも極大値を示し、その後減少していくような傾向を示すはずである。

また、Paris則のべき数 m は材料により2～8程度の範囲を中心として種々の値をとるが、実用上は多くの場合が表されるとしてParisら⁽⁵⁾が提案した $m=4$ が寿命推定に利用されることがある。この場合 ΔK 値が極大値に対し $1/10$ 以下になるようなき裂長さ a_{arr} が存在するならば、Paris則、すなわち式(1)よりき裂進展速度は極大値の 10^{-4} 倍以下になることがわかる（図1）。

さて、2項の実験データから考えると実際の熱応力問題のうち最大疲労き裂進展速度 $(da/dN)_{max}$ が 10^{-2} mm/cycle 以下のものが少なからずあると思われる。このような場合に、先に述べた a_{arr} が存在するならば、この a_{arr} においてはき裂進展速度 da/dN が 10^{-6} mm/cycle 以下であり、実用上き裂が停留しているとみなせると考えられる。本研究ではこのような、実用上のき裂の停留問題を扱うことにする。

そこで、本研究では任意の熱応力分布に対する円筒の環状き裂の、き裂長さに対するK値の変化を検討することを理論的検討の柱とすることにした。すなわち、

K値がき裂の進展とともに極大値を示し、その後減少するような傾向を示すかどうかを検討した。

Fig. 1 Basic idea of crack arrest in a practical sense

第1報では図2に示す断面形状の類似性より、円筒内面環状き裂を片側き裂板でモデル化し、熱応力下K値の基本特性、およびParis則の仮定の下疲労き裂進展特性について検討した。本報では円筒環状き裂の熱応力下K値基本特性について検討し、Paris則の仮定の下その疲労き裂進展特性について検討する。

Fig. 2 Modeling circumferential crack of a cylinder by a single edge cracked strip

3. 計算条件

計算条件は次の4項である。

1. 熱応力は弾性範囲内にある。
2. き裂先端は小規模降伏条件を満足する。
3. 疲労き裂進展速度については Paris 則が成立する。
4. 最大熱応力分布と熱応力0の間の負荷・除荷を繰り返すものとして、以下の議論では最大熱応力分布に対するK値で ΔK 値を読み代える。

さて、熱応力は一般に平均温度に基づく熱応力と、平均温度からの偏差に基づく熱応力に分解できる。以下の計算では、平均温度に基づく熱応力として肉厚方向に一様に $(-\Delta T)$ 温度が下がった場合を、平均温度からの偏差に基づく熱応力の例として温度が肉厚方向 $(-\Delta T)$ から $(+\Delta T)$ まで分布するような場合を対象とした(図3)。

有限要素解析ではき裂まわりを三角形要素、他は四辺形要素を使用した。いずれも軸対称二次要素である。要素数は円筒断面のアスペクト比、き裂長さにもよるが、100~700程度の要素を使用した。

以下、本報においては一様な温度分布に対応する熱応力を「一様熱応力」、線形な温度分布に対応する熱応力を「線形熱応力」と称することにする。

肉厚 $W = 10\text{mm}$ 、内半径 $R_i = 10, 50, 100\text{ mm}$ 、長さ $H = 10, 20, 40, 100, 1\,000\text{ mm}$ の円筒に対し、無次元き裂長さ $a/W = 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6$ の計算を行った。 $\Delta T = 50^\circ\text{C}$ 、材料定数 $E = 206\text{ GPa}$ 、 $\alpha = 1.0 \times 10^{-5}\text{ }1/^\circ\text{C}$ 、 $\nu = 0.3$ とした。

Fig. 3 Inner surface crack of cylinder under linear and uniform thermal stress

4. 計算結果

4.1 線形熱応力分布 図4~6に各々 $R_i/W = 1, 5, 10$ の円筒内面環状き裂、図7に片側き裂板の線形熱応力下無次元K値を示す。これより次のことがわかる。

1. 片側き裂板同様、円筒の内面環状き裂の線形熱応力下のK値は、き裂の進展に伴い極大値をとり、その後減少する傾向を示す。
2. ただし、厚肉 ($R_i/W = 1$) の場合には円筒断面のアスペクト比 H/W によらずその傾向を示すのに対し、薄肉 ($R_i/W = 10$) の場合には $W/H = 1/100$ 程度の長い円筒になるとK値は単調増加の傾向を示した。
3. 円筒の内面環状き裂の線形熱応力下K値は、薄肉になる(R_i/W 大)につれ片側き裂板のそれに近づく。
4. 1, 2項より、厚肉円筒は線形熱応力に対し Paris 則(式(1))を仮定すると、疲労き裂進展速度がき裂の進展とともに減少する傾向を示す。

Fig. 4 Normalized stress intensity factor of cylinder ($R_i/W=1$) under linear thermal stress

Fig. 5 Normalized stress intensity factor of cylinder ($R_i/W=5$) under linear thermal stress

Fig. 6 Normalized stress intensity factor of cylinder ($R/W=10$) under linear thermal stress

Fig. 8 Normalized stress intensity factor of cylinder ($R/W=1$) under uniform thermal stress

Fig. 7 Normalized stress intensity factor of single edge cracked strip under linear thermal stress

Fig. 9 Normalized stress intensity factor of cylinder ($R/W=5$) under uniform thermal stress

4・2 一様熱応力分布 図8～10に示す $R/W=1$ 、5、10の円筒内面環状き裂、図11の片側き裂板の一様熱応力に対する無次元K値より次のことがわかる。

1. 片側き裂板同様、円筒の内面環状き裂の一様熱応力下のK値は、き裂の進展に伴い極大値を示さない。
2. 片側き裂板同様、 W/H が小さいとK値はき裂の進展とともに単調増加する傾向を示し、 $W/H=1/100$ 程度の長い円筒になると熱応力であるにもかかわらず、大きさ $\sigma_0 = E\alpha\Delta T = 103\text{MPa}$ の一様軸方向応力で引張った場合の結果とほぼ一致した。
3. 円筒の内面環状き裂の一様熱応力下のK値分布は、薄肉になる(R/W 大)につれ片側き裂板のそれに近づく。

Fig. 10 Normalized stress intensity factor of cylinder ($R/W=10$) under uniform thermal stress

Fig. 11 Normalized stress intensity factor of single edge cracked strip under uniform thermal stress

4・3 考 察 以上、円筒環状き裂の熱応力下K値は線形熱応力下き裂が長くなるにつれ極大値を示し、一方一様熱応力下K値は極大値を示さないとの計算結果を得た。これは、Duhamelのアナロジ⁽⁶⁾により一様・線形熱応力が各々等価な熱変形を与える軸力・曲げモーメントに置き換えが可能である事実に着目すると、軸対称曲げ下き裂が長くなるにつれモーメント再配分が生じる結果、き裂先端の応力低下が生じることによりK値が極大値を示すと考えられる。

5. 結 言

円筒内面環状き裂の一樣・線形熱応力下K値を有限要素解析・変位法により求め、片側き裂板に対する計算結果と比較した結果、次のことがわかった。

1. 円筒内面環状き裂のK値は片側き裂板同様、一樣熱応力（平均温度に基づく熱応力）、線形熱応力（平均温度からの偏差に基づく熱応力）下では、そのき裂長さに対する特性が本質的に異なる。
2. 円筒内面環状き裂の線形熱応力下K値は、片側き裂板同様き裂の進展とともに極大値を示し、その後減少するという傾向を示した。ただし、厚肉($R/W=1$)の場合には円筒断面のアスペクト比 H/W によらずその傾向を示すのに対し、薄肉($R/W=10$)の場合には $W/H=1/100$ 程度の長い円筒のK値は単調増加の傾向を示した。
3. 2項より、厚肉円筒は線形熱応力に対し Paris 則 (式 (1)) を仮定すると、疲労き裂進展速度がき裂の進展

とともに減少する傾向を示す。

4. 円筒内面環状き裂の一樣熱応力下K値は、片側き裂板同様き裂の進展に伴い極大値を示さなかった。また、片側き裂板同様、所用のK値は長い円筒についてはき裂の進展とともに単調増加の傾向を示した。
5. 4項より、円筒は一樣熱応力に対し Paris 則により疲労き裂が停留傾向を示さない。

片側き裂板に対する検討結果から類推すると、円筒環状き裂の場合も平均温度からの偏差に基づく任意の熱応力分布に対し、線形熱応力と同様の結果が得られることが期待される。これについては次報にて論じる。

文 献

- (1) Skelton, R. P. and Nix, K. J., Crack Growth Behaviour in Austenitic and Ferritic Steels during Thermal Quenching from 550°C, *High Temp. Technol.*, **5-1** (1987), 3-12.
- (2) Skelton, R. P. and Miles, L., Crack Propagation in Thick Cylinders of 1/2CrMoV Steel during Thermal Shock, *High Temp. Technol.*, **2-1** (1984), 23-34.
- (3) 飯井俊行・酒井信介、厚肉円筒の熱応力下の疲労き裂停留 (第1報、片側き裂板による予備検討)、機論、**63-606**, **A** (1997)、275-280.
- (4) 堀切守人・渡士克己・岩田耕司、繰返し熱過渡荷重を受ける円筒内表面環状き裂の進展挙動、機講論、No. 910-71, **B** (1991), 434-435.
- (5) Paris, P. C. and Erdogan, F., A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, *Trans. ASME*, **D**, **85** (1963), 528-534.
- (6) 例えば、Fung, Y. C., *Foundations of Solid Mechanics*, (1965), Prentice-Hall Inc.