き裂を有する管の破壊曲げモーメントに及ぼすねじりの影響*

李 銀 生^{*1}, 長谷川 邦夫^{*2}, 井 田 渉^{*3}
Phuong. H. HOANG^{*4}, Bostjan BEZENSEK^{*5}Effect of Torsion Moment on Failure Bending Moment
for Circumferentially Cracked PipeYinsheng LI^{*6}, Kunio HASEGAWA, Wataru IDA,
Phuong. H. HOANG and Bostjan BEZENSEK^{*6} Japan Nuclear Energy Safety Organization,
4-3-20 Kamiya-cho MT-Bldg., Toranomon, Minato-ku, Tokyo, 105-0001 Japan

When a crack is detected in a stainless steel pipe during in-service inspection, the limit load criterion given in the codes such as JSME Rules on Fitness-for-Service for Nuclear Power Plants or ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section XI can be applied to evaluate the integrity of the pipe. However, in the current codes, the limit load criterion is only provided considering pressure and bending moment. The torsion moment is not considered, although torsion moment does exist in the nuclear power piping system. In this paper, finite element analyses are carried out for stainless steel pipe containing a circumferential surface crack under the combination of bending moment and torsion moment, considering different pipe dimensions and flaw sizes. Based upon the analysis results, a plastic collapse estimation method is proposed considering the existence of the torsion moment and its magnitude, and this method make it possible to evaluate the integrity of the pipe for general loading conditions.

Key Words: Fracture Mechanics, Fracture Criterion, Structural Reliability, Torsion Moment, Limit Load Criterion, Fitness-for-Service

1. 結 論

原子力機器・構造物に関して、き裂が存在する場合のき裂進展解析や破壊評価などの健全性評価方法は(社)日本機械学会発電用原子力設備規格維持規格⁽¹⁾(以下、維持規格)や米国のASME Boiler and Pressure Vessel Code Section XI⁽²⁾(以下、ASME Sec. XI)等に規定されている。配管に関して、これらの規格では、周方向き裂が存在する場合の、内圧や曲げモーメントを考慮した破壊判定基準が与えられている。

一方、配管の荷重条件として、内圧や曲げモーメントのほかに、機械荷重や地震荷重によるねじりモーメントがある。例えば、(社)日本機械学会発電用原子

力設備規格設計・建設規格⁽³⁾(以下、設計・建設規格)では、応力を評価する際の荷重条件として、内圧及び曲げモーメントとともに、ねじりモーメントを考えている。また、日本電気協会原子力発電所耐震設計技術指針⁽⁴⁾(以下、JEAG 4601)でもねじりによる応力を考慮した制限値を設けている。これに対して、維持規格やASME Sec. XIの等のき裂の存在を考慮した健全性評価の規格では、き裂を有する配管において、ねじりモーメントを考慮した破壊判定基準が与えられていない。従って、き裂を有する機器・構造物の健全性を確保するために、破壊判定にねじりモーメントを適切に考慮することは重要である。

き裂を有する配管において、曲げ及びねじりモーメントが同時に存在する場合の管の破壊評価手法に関しては、これまでに、R. Mohanら⁽⁵⁾によってフェライト鋼管について検討されている。曲げモーメント及びねじりモーメントが同時に存在する場合の管の破壊評価モーメントとして、次式に示す有効モーメントの概念を提案している。

* 原稿受付 2009年9月2日。

^{*1} 正員、(独)原子力安全基盤機構(〒105-0001 東京都港区虎ノ門4-3-20 神谷町MTビル)。^{*2} 正員、フェロー、(独)原子力安全基盤機構。^{*3} (独)原子力安全基盤機構。^{*4} Sargent & Lundy LLC(55 East Monroe Street, Chicago, IL 60603 USA)。^{*5} Hunting Energy Services Ltd.(Badentoy Industrial Park, Portlethen, Aberdeen, AB12 4YB, UK)。

E-mail: li-yinsheng@jnes.go.jp

$$M_{eff} = \sqrt{M_B^2 + (c_e M_T)^2} \quad (1)$$

ここで、 M_B 及び M_T はそれぞれ破壊が生じる際の曲げモーメントとねじりモーメントである。また、定数 c_e に関して、R. Mohan らは 0 から 1 の間の値をとるとしている。

ASME Sec. XI の Working Group on Pipe Flaw Evaluation でも上記式(1)を基に、破壊曲げモーメントに及ぼすねじりモーメントの影響を検討中である。

本報告では、周方向き裂を有するオーステナイト系ステンレス鋼配管について、ねじりモーメントが加わった場合の破壊曲げモーメントの影響を有限要素法による数値解析を用いて明らかにする。また、数値解析結果からねじりモーメントを考慮した管の破壊評価手法を提案する。

2. 規格におけるねじりモーメントの取扱い

設計・建設規格では、応力を評価する際の荷重条件として、内圧、曲げモーメント及びねじりモーメント等を考えている。一例として、図1に示す原子炉冷却材圧力バウンダリを構成するクラス1配管の直管の場合、負荷される外力及びモーメントに平衡して発生する一次応力 S_{prm} を次式のように与えている。

$$S_{prm} = \frac{B_1 P D_0}{2t} + \frac{B_2 M_{ip}}{Z_i} \quad (2)$$

ここで、 B_1 、 B_2 は応力係数、 D_0 は管の外径、 t は管の肉厚、 Z_i は管の断面係数である。また、 P は内圧、 M_{ip} は機械的荷重により生じるモーメントである。このうち、図1に示す直管に作用するモーメントに対して、 M_{ip} は次のように表わされる。

$$M_{ip} = \sqrt{M_1^2 + M_2^2 + M_3^2} \quad (3)$$

ここで、 M_1 と M_2 は曲げモーメント、 M_3 はねじりモーメントである。

Fig. 1 Bending and torsion moments acting on pipe

また、JEAG 4601 では、ねじりによる応力を考慮した許容応力を設定している。一例として、地震により生ずる応力に対する制限を加えた許容応力状態Ⅲ_{AS}に対するクラス1配管の1次応力の許容値を $2.25 S_m$ とし、式(2)で与えられる S_{prm} は $2.25 S_m$ 以下でないとはいけない。また、ねじりによる応力が $0.55 S_m$ を超える場合は、曲げとねじりによる応力について $1.8 S_m$ としている。ここで、 S_m は設計応力強さである。

設計・建設規格や JEAG 4601 は発電原子力設備の設計及び建設等に関わる規格であることに対して、維持規格や ASME Sec. XI はき裂が存在する場合の健全性評価に関わる規格である。

維持規格や ASME Sec. XI では、高靱性材料であるオーステナイト系ステンレス鋼等の配管に周方向き裂がある場合、塑性崩壊曲げモーメントを推定する式を与えている。図2に示すように、き裂が比較的短く、 $\theta + \beta \leq \pi$ の場合の塑性崩壊曲げモーメント M_{Bo} は以下のように与えられている。

$$M_{Bo} = 2\sigma_f R^2 t \left[2\sin\beta - \frac{a}{t} \sin\theta \right] \quad (4)$$

ここで、

$$\beta = \frac{1}{2} \left[\pi - \frac{a}{t} \theta - \pi \frac{\sigma_m}{\sigma_f} \right] \quad (5)$$

である。また、 R は管の平均半径、 θ はき裂の半角、 a はき裂の深さ、 β は中立角、 σ_m は内圧等による膜応力、 σ_f は流動応力である。

Fig. 2 Crack shape for fracture evaluation in JSME Fitness-for-Service code and ASME Sec. XI

これに対して、き裂角度が大きく、 $\theta + \beta > \pi$ の場合の塑性崩壊曲げモーメント M_{Bo} は以下のように示される。

$$M_{Bo} = 2\sigma_f R^2 t \left[2 - \frac{a}{t} \right] \sin\beta \quad (6)$$

ここで、

$$\beta = \frac{\pi}{2 - a/t} \left[1 - \frac{a}{t} - \frac{\sigma_m}{\sigma_f} \right] \quad (7)$$

である。

式(4)及び式(6)から明らかなように、き裂を有する管の塑性崩壊曲げモーメント M_b には膜応力が考慮されているものの、ねじりモーメントが含まれていない。

3. 塑性崩壊モーメントの数値解析

ねじりモーメントが作用した状態で曲げモーメントが負荷すると塑性崩壊曲げモーメントが低下することが予想される。そこで、オーステナイト系ステンレス鋼材料を対象に、ねじりモーメントの存在が周方向表面き裂を有する配管の塑性崩壊に与える影響を明らかにするために、有限要素法による数値解析を行った。

3.1 解析条件 周方向内表面き裂を有する配管の解析モデルを図3に示す。管の片側端部を完全拘束し、他端部に曲げモーメント及びねじりモーメントを加えた。管の軸方向中央部にき裂を設けて、端部の境界条件がき裂付近の挙動に影響を与えないために、管の長さを十分に長く外径の8倍にした。

解析に用いる管の口径は表1に示す2種類である。また、き裂の寸法は表2に示す4種類の条件を対象とした。

Fig. 3 The model for numerical analysis of a pipe subject to bending and torsion moments

Table 1 Pipe dimensions for the analysis

Pipe No.	Outer diameter, D_0 (mm)	Wall thickness, t (mm)
1	609.6	30.9
2	273.0	9.53

Table 2 Crack dimensions for the analysis

Pipe No.	Crack depth, a/t	Crack angle, 2θ (Deg.)
1	0.75	90, 270
	0.50	90
2	0.75	90

配管の塑性崩壊を考察するため、配管は降伏応力が流動応力となる弾完全塑性体とし、降伏条件に Mises の降伏条件を用いた。オーステナイト系ステンレス鋼の流動応力は維持規格で $2.7S_m$ として与えられており、372.3 MPa とした。また、材料の弾性特性は、ヤング率を 199.95 GPa、ポアソン比を 0.3 とした。

解析は汎用有限要素法解析コード ABAQUS 6.7-4 を用い、8 節点 1 次ソリッド要素を用いて配管をモデル化した。解析対象配管 No. 1 の要素分割を図4に示す。図4はき裂の深さ a/t が 0.75、角度 2θ が 90° の場合である。荷重を加える配管端部中心では節点の自由度に関する等価節点を設けて、端部の全断面節点の曲げ自由度とねじりの自由度を等価節点の自由度を用いて代表させた。解析では、変形が大きくなる場合も想定し、大変形を考慮した。また、曲げやねじりによる圧縮荷重をき裂面で負担させるため、き裂面に接触条件を考慮した。

(a) Model near the crack in longitudinal direction

(b) Model of pipe section

(c) Model near the crack

Fig. 4 Finite element model of the pipe containing a crack

管端部に作用させたねじりモーメント M_t とねじりによるせん断応力 τ の関係式は次式を用いた。

$$M_t = 2\pi R^2 t \tau \quad (8)$$

3.2 解析結果 数値解析は2つのステップからなる。最初のステップは、ある大きさのねじりモーメント M_t を負荷した。2番目のステップでは、このねじりモーメント M_t を一定に維持した状態で曲げ角度 θ_b を加え、反力となる曲げモーメント M_b が最大値を越えるまでに計算を続けた。数値解析から、曲げモーメントと曲げ角度の関係を求め、曲げモーメントが最大値に達する時点のモーメントを塑性崩壊モーメントとした。

1 例として、解析対象配管 No. 1 の曲げモーメント

M_b と曲げ角度 θ_b の関係を図 5 に示す。同図は、ねじりによるせん断応力 τ/σ_f をパラメータとし、き裂の深さ a/t が 0.75、き裂の角度 2θ が 90° の場合である。図 5 から、曲げ角度の増加とともに曲げモーメントは増加し、最大値を示したのちに減少に転じることが分かる。さらに、ねじり応力の増加とともにこの最大値が低下することが分かる。

各ねじりによるせん断応力 τ/σ_f に対応した曲げモーメント M_b と曲げ角度 θ_b の関係から、塑性崩壊モーメントを求め、これを表 3 及び表 4 に示す。ここで、負荷曲げモーメント M_b 及び負荷ねじりモーメント M_t と区別するために、塑性崩壊曲げモーメントを M_B 、塑性崩壊ねじりモーメントを M_T と記す。

Fig. 5 Relation between bending moment and bending angle

Fig. 6 Relation between torsion moment and torsion angle

表 3 及び表 4 には、曲げモーメントがなく、ねじりのみによる塑性崩壊モーメントの値も示している。例えば、表 3 で $\tau/\sigma_f=0.42$ のねじりモーメントは $M_T = 2568.5$ kN-m となっている。この M_T は図 3 に示す解析モデルで、 $M_b = 0$ とし、ねじり角度 θ_t を増加させて求めた M_t の最大値である。この最大ねじりモーメントを基に式(8)を用いてせん断応力 τ を求め、流動応力との比で表わしたものが $\tau/\sigma_f=0.42$ である。この事例の解析対象配管のねじりモーメント M_t とねじり角度 θ_t の関係を図 6 に示す。

塑性崩壊曲げモーメント M_B は、表 3 と表 4 から明らかなように、ねじりモーメント M_T の増加により低下することが分かる。

Table 3 Results of the analysis: collapse bending moment as a function of a torsion moment for the pipe No. 1

Crack depth, a/t	Crack angle, 2θ (deg)	τ/σ_f	Collapse torsion moment, M_T (kN-m)	Collapse bending moment, M_B (kN-m)
0.75	90	0.00	0.0	2925.2
		0.10	605.2	2799.5
		0.20	1210.4	2551.5
		0.30	1815.7	2082.3
		0.35	2118.3	1678.8
		0.40	2420.9	1040.3
		0.42	2568.5	0.0
0.75	270	0.00	0.0	1983.1
		0.10	605.2	1791.0
		0.20	1210.4	1362.6
		0.25	1513.1	906.3
		0.27	1639.7	0.0
0.5	90	0.00	0.0	3367.6
		0.10	605.2	3308.1
		0.20	1210.4	3123.9
		0.30	1815.7	2796.9
		0.40	2420.9	2235.1
		0.45	2723.5	1730.7
		0.50	3023.8	0.0

Table 4 Results of the analysis: collapse bending moment as a function of a torsion moment for the pipe No. 2

Crack depth, a/t	Crack angle, 2θ (deg)	τ/σ_f	Collapse torsion moment, M_T (kN-m)	Collapse bending moment, M_B (kN-m)
0.75	90	0.00	0.0	182.9
		0.10	38.7	172.9
		0.15	58.0	165.3
		0.20	77.4	155.2
		0.30	116.1	122.3
		0.38	147.0	74.2
		0.43	167.5	0.0

4. 塑性崩壊曲げモーメントに及ぼすねじりの影響

表 3 及び表 4 に示す解析結果から、塑性崩壊時の曲げモーメント M_B とねじりモーメント M_T の関係を図

7 から図 10 に実線として示す。図 7 は配管口径が $D_o = 609.6 \text{ mm}$ でき裂形状は $a/t = 0.75$, $2\theta = 90^\circ$ の場合である。図 8 はき裂角度が大きく, $2\theta = 270^\circ$ の場合である。また, 図 9 はき裂角度 $2\theta = 90^\circ$ であるが, き裂が浅く, $a/t = 0.5$ の場合であり, 図 10 は配管口径が小さく, $D_o = 273.0 \text{ mm}$ で, き裂形状は $a/t = 0.75$, $2\theta = 90^\circ$ の場合である。いずれの場合も, M_B と M_T の関係は類似の曲線を示している。

一方, 曲げモーメントとねじりモーメントが重畳した場合, 等価なモーメントは式(3)で表されている。そ

こで, 表 3 及び表 4 の M_T と M_B を基に次式を用いて等価塑性崩壊曲げモーメント M_{eq} を求めた。

$$M_{eq} = \sqrt{M_B^2 + M_T^2} \quad (9)$$

得られた結果を図 7 から図 10 に破線で示す。いずれの図においても M_{eq} は M_T が小さいときはほぼ一定であるが, M_T が大になると低下する。

以上のことから, 塑性崩壊曲げモーメント M_B はねじりモーメント M_T が増加すると大きく低下するが,

Fig. 7 Relation between collapse bending moment and collapse torsion moment when $a/t = 0.75$ and $2\theta = 90^\circ$

Fig. 9 Relation between collapse bending moment and collapse torsion moment when $a/t = 0.5$ and $2\theta = 90^\circ$

Fig. 8 Relation between collapse bending moment and collapse torsion moment when $a/t = 0.75$ and $2\theta = 270^\circ$

Fig. 10 Relation between collapse bending moment and collapse torsion moment for pipe No. 2

$\sqrt{M_B^2 + M_T^2}$ で表される等価曲げモーメント M_{eq} は、 M_T が小さいときはほぼ一定であり、 M_T が大になると低下することが明らかとなった。

ここで、 M_T が大のとき、 M_{eq} は M_T に依存することから、 M_{eq} をそのまま塑性崩壊の判定に用いることができないことが分かる。そこで、以下に示す曲げモーメントとねじりモーメントを考慮した無次元量を定義する。

$$r = \sqrt{\left(\frac{M_b}{M_{Bo}}\right)^2 + \left(\frac{M_t}{M_{To}}\right)^2} \quad (10)$$

ただし、 M_{Bo} はねじりモーメントがない場合の塑性崩壊曲げモーメントで、式(4)及び式(6)で与えられるが、ここでは表3と表4の $M_T = 0$ のときの M_B の値を用いた。また、 M_{To} はねじりモーメントのみの塑性崩壊ねじりモーメントで、表3と表4の $M_B = 0$ のときの M_T の値を用いた。

Fig. 11 Relation between non-dimensional values shown in Equation (10) and τ/σ_f

式(10)に示す無次元量 r とねじりによるせん断応力 τ/σ_f との関係を図11に示す。図11から、式(10)に示す無次元量 r が0.96から1.04の値を示し、ほぼ $r=1.0$ と与えてよいことが分かる。すなわち、ねじりモーメントを考慮した塑性崩壊の判定条件として、次式が有効であることが分かる。

$$\sqrt{\left(\frac{M_b}{M_{Bo}}\right)^2 + \left(\frac{M_t}{M_{To}}\right)^2} = 1 \quad (11)$$

5. ねじりを考慮した塑性崩壊の評価手法

維持規格や ASME Sec. XI で与えられている式(4)と式(6)の塑性崩壊曲げモーメントにねじりモーメントが加わった場合の、規格として用いる塑性崩壊評価法について、以下のように述べる。

原子力プラントの配管系に作用する主たる荷重は内圧などによる軸力や機械荷重などによる曲げモーメントである。ねじりモーメントの値は小さく、様々な運転事象で発生するせん断応力は 10MPa 程度である。エルボやノズル付近では 10MPa よりも大きいところがあるが、流動応力 σ_f の 20% をみれば十分である。図7から図10に、 $\tau/\sigma_f = 0.2$ までの範囲を実際のせん断応力の範囲として示した。この範囲の M_{eq} は一定値としてとらえることができる。このことから、ねじりによるせん断応力が小さい場合、ねじりの影響を考慮した塑性崩壊の判定条件は以下のように示すことができる。

$$\sqrt{M_b^2 + M_t^2} = M_{Bo} \quad (12)$$

上式の M_{Bo} は式(4)及び式(6)に示すねじりの存在を考慮しない場合の塑性崩壊曲げモーメントである。

すなわち、き裂が検出された配管の破壊荷重を推定する場合、当該配管にねじりと曲げモーメントが重畳して破壊するときは式(12)の M_{Bo} を用いて決定できる。き裂を有する配管にねじりモーメントと曲げモーメントが重畳し、式(12)の左辺が M_{Bo} より小さい場合は、配管は塑性崩壊を生じない。 M_{Bo} に安全裕度を考慮した応力が、このき裂に対する許容される応力となる。従って、維持規格や ASME Sec. XI の塑性崩壊（極限荷重）評価法は、現行の式でよく、新たに式の追加や、現行の式に修正を加える必要はない。 M_{Bo} には曲げモーメントのほかに、内圧などによる軸力の影響も含まれていることから、式(12)は内圧、曲げモーメント及びねじりモーメントなどの配管系に作用する荷重条件が全て考慮されている。また、設計・建設規格で一次応力を求めるときも式(3)のようにモーメントの二乗総和の平方根として表わしていることから、整合性があることも分かる。

一方、曲げモーメントよりもねじりモーメントが支配的な荷重となる機器もある。例えば、中空円筒ではないが、弁やバブルの軸棒などはねじりモーメントが主たる荷重である。ねじりモーメントが支配的な作用荷重の管がある場合、塑性崩壊の判定には式(11)を適用することを提案する。すなわち、き裂を有する管に曲げモーメントとねじりモーメントが作用している場

合、式(11)の左辺が 1.0 以下であれば管は崩壊することがない。また、式(11)の左辺が 1.0 になるとき、曲げモーメントとねじりモーメントの重畳によって崩壊する限界き裂寸法を求めることができる。

6. 結 言

維持規格や ASME Sec. XI で規定されている周方向き裂を有する配管の塑性崩壊曲げモーメント M_{Bo} を推定する式にはねじりモーメントの効果が考慮されていない。そこでねじりモーメントが作用したときの塑性崩壊モーメントを有限要素法による数値解析から求めた。その結果、以下のことが明らかになるとともに、塑性崩壊の判定基準を提案した。

- (1)ねじりモーメントが作用すると、塑性崩壊曲げモーメントは低下する。
- (2)作用するねじりモーメントが小さいとき、 M_{eq} はほぼ一定であり、 M_{eq} は規格で与えられている塑性崩壊曲げモーメント M_{Bo} に等しい。従って、ねじりモーメントが作用していても現行の塑性崩壊曲げモーメント M_{Bo} の式を用いて限界き裂寸法が求められる。
- (3)作用するねじりモーメントが大きいとき、 M_{eq} は低下する。このような場合は、 $\sqrt{\left(\frac{M_b}{M_{Bo}}\right)^2 + \left(\frac{M_t}{M_{To}}\right)^2} = 1$ を塑性崩壊の判定基準として用い、限界き裂寸法を求める。

文 献

- (1) The Japan Society of Mechanical Engineers, *Rules on Fitness-for-Service for Nuclear Power Plants*, JSME S NA 1-2008, (2008).
- (2) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI, *Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components*, 2007 edition, (2007).
- (3) The Japan Society of Mechanical Engineers, *Rules on Design and Construction for Nuclear Power Plants*, JSME S NC 1-2005, (2005).
- (4) Japan Electric Association, *Technical Guidelines for Aseismic Design of Nuclear Power Plants*, JEAG. 4601-1987, (1987).
- (5) Mohan, R., Marschall, C., Krishnaswamy, P., Brust, F., Ghadiali, N. and Wilkowski, G., Effects of Toughness Anisotropy and Combined Tension, Torsion, and Bending loads on Fracture Behavior of Ferritic Nuclear Pipe, *NUREG/CR-6299*, (1995).