クラス 2, 3 配管に対する弾性塑性破壊力学評価のための 荷重割増し係数 (Z 係数) *

釜谷 昌幸^{*1}

Load Multiplier (Z-Factor) for Elastic-Plastic Fracture Mechanics Assessment of Class 2, 3 Pipes

Masayuki KAMAYA^{*1}

^{*1} Institute of Nuclear Safety System, Inc.
Sata 64, Mihama-cho, Fukui, 919-1205 Japan

This study was aimed at deriving load multiplier (Z-factor) equations to assess the failure load of cracked pipes of class 2 or 3 according to the elastic-plastic fracture mechanics assessment procedure prescribed in the JSME Rules on Fitness-for-Service for Nuclear Power Plants (Codes for Nuclear Power Generation Facilities). The straight pipes with a circumferential surface crack under bending load and those with an axial surface crack subjected to internal pressure were analyzed. First, in order to conduct elastic-plastic fracture mechanics assessments, J-integral values were calculated for a pipe of $R_m/t = 30$, where R_m is the mean radius and t is the thickness of the pipe. It was confirmed that the J-values obtained were accurate enough for deriving elastic-plastic failure load. Then, the elastic-plastic failure loads were derived for carbon steels SPTP410 and STPG370 for various pipe and crack geometries. It was shown that the Z-factor of pipes with a circumferential pipe increased as the crack depth and pipe diameter increased. The Z-factors were tended to be small for pipes with an axial crack than those for pipes with a circumferential crack because the stress on the cracked plane was larger for the circumferential crack under the same load. Finally, equations for deriving conservative Z-factor of the cracked pipe were obtained.

Key Words : Fitness-for-Service Code, J-Integral, Elastic-Plastic Fracture Analysis, Z-Factor, Carbon Steel Pipe

1. 緒 言

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) では、炭素鋼やステンレス鋼溶接金属などの中靱性材配管の破壊評価に、弾塑性破壊力学評価を適用するよう規定されている。き裂を有する中靱性材では、荷重が負荷されるとき裂先端から延性き裂が発生し、それが不安定に進展することで破壊 (弾塑性破壊) に至ることがある。弾塑性破壊に対する限界荷重 (弾塑性破壊荷重) は、破壊の駆動力に J 積分値 (J 値) を、破壊に対する材料の抵抗として破壊靱性曲線 (J-R 曲線) を用いて算出する⁽²⁾。維持規格では、塑性崩壊による破壊荷重 (極限荷重) と弾塑性破壊荷重の比である荷重割増し係数 (Z 係数) を用いて弾塑性破壊荷重を算出する手順を規定している。極限荷重は流動応力を用いて算出できることから、維持規格に規定されている Z 係数を用いることで、弾塑性破壊荷重を比較的簡便に算出することができる。

維持規格では、周方向き裂を有する配管を対象に、代表的な鋼種や溶接方法に対する Z 係数が添付 E-9 において規定されている。これらの Z 係数は、貫通き裂を想定した弾塑性破壊力学評価によって得られた破壊荷重を安全側に算出できるよう、配管径の関数式として与えられている⁽³⁾。維持規格で評価の対象となるのは非貫通の表面き裂であるが、Z 係数を検討した当時は、評価に必要な表面き裂に対する J 値解がなかったため、貫通き裂の J 値で代替した。したがって、Z 係数にはき裂深さの影響は考慮されておらず、弾塑性破壊が発生しないような浅いき裂に対しても、深いき裂同様の Z 係数が適用される。これに対して、近年、朝田ら⁽⁴⁾および釜谷⁽⁵⁾は表面き裂の J 値解を用いて、き裂と配管の形状を系統的に変化させた弾塑性破壊力学評価によって、き裂深さの影響を

* 原稿受付 2013 年 9 月 8 日

^{*1} 正員, (株)原子力安全システム研究所 (〒919-1205 福井県美浜町佐田 64)
E-mail: kamaya@inss.co.jp

Fig.1 Geometries of cracked pipe.

考慮した Z 係数式を提案した. この Z 係数を用いることで, 浅いき裂の破壊荷重は極限荷重と一致し, 実際の破壊挙動に即した合理的な評価が可能となる.

これらのき裂深さの影響を考慮した Z 係数は, クラス 1 配管に対するものであり, 維持規格ではクラス 2, 3 配管に対しても弾塑性破壊力学評価法を適用できるように改訂が進んでいる⁽⁶⁾. クラス 2, 3 配管の Z 係数は三浦ら⁽⁷⁾によって導かれているが, そこでもき裂深さは考慮されていない. そこで, 本報では, クラス 2, 3 配管を対象に, き裂深さを考慮した Z 係数式を検討した. 材料定数としては, 維持規格で採用されているクラス 2, 3 配管の Z 係数を算出した際に使用した応力・ひずみ曲線と J-R 曲線を用いた. クラス 1 配管では, 配管の平均半径 R_m に対する配管肉厚 t の比が $R_m/t = 10$ を下回ることはない. しかし, クラス 2, 3 配管では R_m/t を最大 30 まで想定する必要がある. 一方, 朝田ら⁽⁴⁾, 釜谷⁽⁵⁾の用いた表面き裂の J 値解⁽⁸⁾⁽⁹⁾は最大 $R_m/t = 20$ までしか準備されておらず, クラス 2, 3 配管に対する Z 係数を算出するためには, $R_m/t = 30$ までの J 値解を準備する必要がある. 本報では, まず, $R_m/t = 30$ の配管に対する表面き裂の J 値を解析した. そして, 得られた J 値解を用いてクラス 2, 3 配管に対する Z 係数を算出した.

2. J 値解析

2・1 解析対象

本報では, 図 1 に示す周方向き裂を有する曲げ荷重下での直管 (以後, 周き裂管), および軸方向き裂を有する内圧を受ける直管 (以後, 軸き裂管) を対象とする. a はき裂深さで, 周き裂管では角度 2θ の一定深さのき裂を, 軸き裂管では表面長さ $2c$ の半楕円形状のき裂を想定する.

2・2 全面塑性解に基づく J 値解の定式化

き裂を有する配管の J 値は, 配管形状 (R_m/t など) とき裂形状 (深さと長さ) に加え材料の変形特性に依存し, 荷重に対して非線形に変化する. したがって, J 値解を表として準備する場合, その表は 5 次元以上となる. そ

Table 1 Constants for evaluating modified crack depth a_e .

	ω	λ	η
Circumferential crack	$0.5n-1.5$	2	1
Axial crack	$\frac{n-1}{6(n+1)}$	1	2

ここで、以下の定式化を行うことで、荷重の影響を式で考慮し、J 値解を 4 次元 (R_m/t , き裂深さ, き裂長さ, 加工硬化指数) の表として示す。

まず、単軸引張下での応力 σ とひずみ ε の関係が次式の指数則にしたがう材料を考える。

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (1)$$

ここで、 σ_0 と ε_0 は基準応力と基準ひずみで、 n と α は材料定数を示す。 σ_0 と ε_0 にそれぞれ降伏強度 σ_y とそれに対応する降伏ひずみ σ_y/E (E はヤング率) を用いると、この材料に対する J 値 J_p は次式で得られる⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾。

$$J_p = h_1 \frac{\alpha \sigma_y^2 t}{E} \left(\frac{P}{P_L} \right)^{n+1} \quad (2)$$

P と P_L は負荷する荷重と極限荷重を示し、本報では周き裂管に対しては曲げモーメント、軸き裂管に対しては内圧を想定する。 h_1 は定数で、 h_1 が既知であれば、任意の荷重に対して J 値を算出することができる。本報では、評価の対象となる材料の応力・ひずみ関係が次式の Ramberg-Osgood 則で近似できると仮定する。

$$\frac{E\varepsilon}{\sigma_y} = \frac{\sigma}{\sigma_y} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^n \quad (3)$$

この材料に対する J 値 J は次式で得られる⁽¹²⁾。

$$J = J_e + J_p = \frac{(K(a_e))^2}{E'} + h_1 \frac{\alpha \sigma_y^2 t}{E} \left(\frac{P}{P_L} \right)^{n+1} \quad (4)$$

ここで、 $E' = E/(1-\nu^2)$ (ν はポアソン比) で $K(a_e)$ は次式で定義される応力拡大係数を示す。

$$K(a_e) = f_1 \sigma_{app} \sqrt{\pi a_e} \quad (5)$$

f_1 は定数、 σ_{app} は負荷応力で、周き裂管 (曲げ荷重) に対しては管表面の応力、軸き裂管 (内圧 P_i) に対しては $P_i R_m/t$ を用いる。 a_e は修正き裂深さで、次式による。

$$a_e = a \left\{ 1 + \omega f_1^2 \left(\frac{P}{P_L} \right)^2 \frac{1}{1 + \lambda (P/P_L)^\eta} \right\} \quad (6)$$

Table 2 Depth and length of cracks for J-integral value evaluations.

Circumferential crack	$a/t =$ 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8	$\theta/\pi =$ 0.05, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5
Axial crack	$a/t =$ 0.05, 0.1, 0.25, 0.2, 0.25, 0.3, 0.35, 0.4, 0.45, 0.5, 0.55, 0.6, 0.65, 0.7, 0.75	$a/c =$ 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9, 1.0

ここで, ω , λ , η は定数となる. 周き裂管と軸き裂管それぞれに対して表 1 のように与えられる⁽⁸⁾⁽¹³⁾.

周き裂管に対する極限荷重 (曲げモーメント) は降伏強度 σ_y を用いて次式で定義する⁽¹⁾.

$$P_L = 2\sigma_y R_m^2 t \left(2 \sin \beta - \frac{a}{t} \sin \theta \right) \quad (7)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \left(\pi - \frac{a\theta}{t} \right) \quad (8)$$

ただし, 適用範囲は $(\theta + \beta) \leq \pi$ となる. 軸き裂管に対する極限荷重 (内圧) は,

$$P_L = \frac{t}{R_m} \sigma_y \left(\frac{t/a - 1}{t/a - 1/M_t} \right) \quad (9)$$

$$M_t = \sqrt{1 + \frac{1.61c^2}{R_m t}} \quad (10)$$

を用いた⁽¹⁾. 式(4)から J 値を求めるために必要な定数は f_1 と h_1 となる. f_1 はき裂と配管形状に依存し, 材料定数には依存しない. 一方, h_1 は形状 (き裂深さ, き裂長さ, R_m/t) 加え材料定数 n の 4 つのパラメータに依存することが示されており, 有限要素解析から求めることができる.

2・3 有限要素解析の手順

$R_m/t = 30$ の配管形状を対象とし, ABAQUS Ver.6.12 を用いた有限要素解析により J 値を算出した. 要素分割は, 精度の高い J 値が算出できることの確認された手順⁽⁸⁾⁽⁹⁾で行った. J 値は 5 つの経路に対して算出され, 内側から 3 番目, 4 番目および 5 番目の経路の J 値の平均を算出した. 図 1 に示すように, 周き裂は一定深さの内面き裂を, 軸き裂は半楕円形状の内面き裂でモデル化し, その大きさは表 2 に示した値の組み合わせとした. 前報⁽⁸⁾⁽⁹⁾では $R_m/t = 5, 10$ および 20 について f_1 と h_1 が求められたが, これらの結果との連続性を保つため, 周き裂と軸き裂で深さと長さの組み合わせが異なっている. 前報と同じく板厚は $t = 40$ mm としたが, この値が h_1 の算出に影響を及ぼさないことは確認している⁽¹⁴⁾.

周き裂管に対しては管端面に曲げモーメントを, 軸き裂管ではき裂面を含めた管内面に内圧を作用させ J 値を算出した. 内圧を作用させる場合は, 管端部のキャップ効果は無視し, 軸方向の荷重は作用させなかった. h_1 を算出するため, 式(1)の指数硬化則にしたがう材料について P_L 相当の荷重を負荷して J 値を算出し, 式(2)より h_1 を算出した. また, 同じ有限要素メッシュと境界条件を用いた弾性解析により応力拡大係数 (K 値) を求め, f_1 を算出した. 次に, 式(3)にしたがう非線形弾性体に対して直接 J 値を算出した. この J 値と, 式(4)により得られる J 値を比較することで, h_1 と f_1 および式(4)を用いて算出する J 値の精度を検証した.

材料は原子力発電プラントで使用している材料をカバーできるように $n = 3, 5, 7, 10, 13$ として, α は 1.5 とした. α が h_1 の算出に及ぼす影響は小さい⁽⁸⁾. 降伏強度は $\sigma_y = 200$ MPa, ヤング率とポアソン比はそれぞれ 180 GPa, 0.3 とした.

Table 3 Parameters f_1 and h_1 for circumferential crack of $R_m/t = 30$.

	θ/π	a/t							
		0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
f_1	0.05	0.952	1.16	1.37	1.57	1.76	1.90	1.99	2.00
	0.1	0.942	1.17	1.39	1.65	1.93	2.22	2.46	2.62
	0.2	0.966	1.18	1.42	1.69	2.01	2.37	2.77	3.14
	0.3	0.954	1.18	1.42	1.69	2.02	2.41	2.85	3.29
	0.4	0.954	1.18	1.42	1.69	2.02	2.41	2.86	3.32
	0.5	0.954	1.18	1.42	1.69	2.02	2.41	2.86	3.32
$n = 3$	0.05	0.392	1.40	3.67	7.19	11.3	14.6	16.4	18.8
	0.1	0.334	1.24	3.32	7.18	12.3	17.2	21.4	27.5
	0.2	0.378	1.24	3.04	6.30	11.1	16.5	21.9	30.2
	0.3	0.337	1.10	2.56	5.09	8.52	12.0	15.2	19.2
	0.4	0.325	1.01	2.24	4.19	6.38	8.21	9.08	9.74
	0.5	0.320	0.957	2.07	3.62	5.13	5.84	5.59	4.82
$n = 5$	0.05	0.426	1.64	4.93	9.86	14.7	18.0	20.7	28.7
	0.1	0.354	1.40	4.35	10.3	16.7	22.2	28.9	49.2
	0.2	0.388	1.29	3.67	9.15	15.4	21.6	30.2	56.5
	0.3	0.339	1.13	3.04	6.52	10.8	14.9	18.7	30.9
	0.4	0.322	1.01	2.56	4.80	7.25	8.68	9.25	14.4
	0.5	0.315	0.958	2.23	3.92	5.59	5.44	4.85	5.43
$n = 7$	0.05	0.460	1.87	5.75	11.4	16.6	19.9	24.2	36.2
	0.1	0.353	1.52	5.30	12.2	18.6	24.4	35.2	65.7
	0.2	0.382	1.33	4.22	10.4	17.5	23.5	35.0	63.8
	0.3	0.322	1.09	3.11	7.34	11.7	14.4	19.1	34.1
	0.4	0.300	0.922	2.45	5.10	7.10	7.89	8.56	12.0
	0.5	0.290	0.847	2.09	3.97	4.69	4.52	3.68	4.11
$n = 10$	0.05	0.465	1.97	6.44	12.8	18.0	21.8	28.4	41.9
	0.1	0.341	1.54	5.98	13.9	20.6	28.5	44.3	72.1
	0.2	0.351	1.23	4.44	11.6	18.2	24.2	37.8	56.2
	0.3	0.287	0.938	2.98	7.50	10.5	12.9	16.9	26.3
	0.4	0.261	0.758	2.16	4.83	5.88	5.97	6.32	7.89
	0.5	0.250	0.679	1.71	3.50	3.70	2.79	2.41	2.52
$n = 13$	0.05	0.471	2.00	6.72	13.8	19.1	23.6	31.3	43.3
	0.1	0.334	1.53	6.26	14.4	21.8	31.6	47.9	67.4
	0.2	0.330	1.14	4.32	11.5	17.3	22.6	31.2	39.8
	0.3	0.261	0.799	2.66	6.88	8.82	9.78	12.0	15.0
	0.4	0.232	0.618	1.78	3.97	4.25	3.79	3.79	4.62
	0.5	0.219	0.536	1.33	2.67	2.34	1.66	1.35	1.37

(a) Circumferential crack ($a/t = 0.4$, $\theta/\pi = 0.3$, $n = 13$)

(b) Axial crack ($a/t = 0.55$, $a/t = 0.1$, $n = 13$)

Fig. 2 Estimated J-integral values and FEA results for Ramberg-Osgood material.

2・4 解析結果

有限要素解析から得られた周き裂の最深点中央部の h_1 と f_1 を表 3 に、軸き裂の最深点および表面点の h_1 と f_1 を表 4 にそれぞれ示す。表面点については、楕円角度 (図 1 の ϕ) が $\phi = 3.8^\circ$ の位置における節点での値を用いた。最深点において得られた h_1 と f_1 を用いて式(4)から推定される J 値 J_{est} と、式(3)の非線形弾性体から直接算出される J 値 $J_{\text{(R-O)}}$ を図 2 に示す。 J_{est} では弾性解 J_e と塑性解 J_p の和となっており、 P/P_L が小さい場合 (塑性変形が小さ

Table 4(a) Parameters f_1 and h_1 for axial crack of $R_m/t = 30$ (deepest point).

	a/c	a/t														
		0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35	0.40	0.45	0.50	0.55	0.60	0.65	0.70	0.75
f_1	0.1	1.14	1.12	1.16	1.21	1.28	1.35	1.44	1.55	1.66	1.79	1.93	2.08	2.23	2.38	2.54
	0.2	1.09	1.06	1.09	1.12	1.16	1.20	1.26	1.32	1.38	1.45	1.52	1.58	1.65	1.70	1.75
	0.3	1.04	1.01	1.02	1.04	1.07	1.10	1.13	1.17	1.21	1.25	1.29	1.33	1.36	1.39	1.41
	0.4	1.02	0.963	0.966	0.979	1.00	1.02	1.04	1.07	1.09	1.12	1.14	1.17	1.19	1.20	1.21
	0.5	0.959	0.907	0.907	0.917	0.930	0.945	0.961	0.978	1.00	1.01	1.03	1.04	1.06	1.07	1.07
	0.6	0.949	0.885	0.860	0.859	0.866	0.877	0.889	0.902	0.914	0.927	0.938	0.948	0.957	0.963	0.968
	0.7	0.892	0.833	0.809	0.807	0.812	0.820	0.829	0.838	0.848	0.856	0.864	0.871	0.876	0.880	0.883
	0.8	0.838	0.785	0.762	0.759	0.763	0.769	0.776	0.783	0.790	0.796	0.802	0.806	0.810	0.812	0.814
	0.9	0.789	0.740	0.719	0.716	0.719	0.724	0.729	0.735	0.740	0.744	0.748	0.751	0.753	0.754	0.755
	1.0	0.743	0.699	0.679	0.676	0.679	0.683	0.687	0.691	0.695	0.698	0.701	0.703	0.704	0.705	0.705
$n = 3$	0.1	0.181	0.394	0.654	0.967	1.33	1.73	2.10	2.35	2.53	2.53	2.26	1.92	1.44	1.00	0.610
	0.2	0.169	0.361	0.584	0.851	1.18	1.56	1.99	2.44	2.82	3.06	3.01	2.79	2.36	1.74	1.19
	0.3	0.156	0.329	0.524	0.748	1.01	1.32	1.68	2.07	2.46	2.79	3.00	3.00	2.73	2.33	1.79
	0.4	0.148	0.306	0.481	0.674	0.895	1.15	1.44	1.76	2.08	2.39	2.63	2.76	2.73	2.49	2.09
	0.5	0.134	0.275	0.430	0.597	0.784	1.00	1.23	1.49	1.76	2.02	2.25	2.41	2.47	2.41	2.16
	0.6	0.122	0.248	0.385	0.535	0.698	0.876	1.07	1.28	1.51	1.73	1.93	2.09	2.19	2.19	2.08
	0.7	0.109	0.222	0.344	0.476	0.617	0.769	0.935	1.11	1.30	1.49	1.67	1.82	1.92	1.96	1.93
	0.8	0.0974	0.199	0.308	0.424	0.548	0.680	0.822	0.973	1.13	1.29	1.45	1.58	1.69	1.75	1.75
	0.9	0.0869	0.178	0.276	0.379	0.488	0.604	0.727	0.857	0.994	1.13	1.27	1.39	1.49	1.56	1.58
	1.0	0.0776	0.160	0.248	0.340	0.437	0.539	0.647	0.760	0.878	0.999	1.12	1.23	1.32	1.39	1.43
$n = 5$	0.1	0.196	0.435	0.744	1.13	1.57	1.98	2.14	2.36	2.41	2.11	1.45	1.10	0.797	0.456	0.193
	0.2	0.182	0.393	0.651	0.972	1.38	1.88	2.42	2.90	3.16	3.01	2.81	2.41	1.78	1.03	0.649
	0.3	0.167	0.357	0.578	0.841	1.17	1.57	2.04	2.53	2.98	3.27	3.26	2.89	2.50	2.01	1.38
	0.4	0.160	0.334	0.532	0.754	1.02	1.35	1.72	2.13	2.55	2.90	3.13	3.13	2.79	2.35	1.89
	0.5	0.145	0.302	0.476	0.667	0.891	1.15	1.46	1.80	2.26	2.49	2.76	2.91	2.87	2.56	2.11
	0.6	0.134	0.273	0.429	0.603	0.795	1.01	1.26	1.54	1.94	2.25	2.52	2.75	2.66	2.59	2.25
	0.7	0.120	0.245	0.384	0.537	0.703	0.889	1.10	1.33	1.58	1.84	2.08	2.40	2.53	2.43	2.30
	0.8	0.108	0.220	0.344	0.480	0.625	0.786	0.964	1.16	1.38	1.60	1.92	2.12	2.26	2.34	2.35
	0.9	0.0966	0.198	0.310	0.430	0.559	0.699	0.854	1.02	1.21	1.40	1.69	1.90	2.05	2.13	2.19
	1.0	0.0864	0.178	0.279	0.387	0.502	0.625	0.761	0.909	1.07	1.24	1.50	1.67	1.81	1.96	1.87
$n = 7$	0.1	0.222	0.500	0.877	1.30	1.71	2.13	2.41	2.17	1.92	1.34	0.957	0.534	0.252	0.130	0.0450
	0.2	0.206	0.452	0.754	1.16	1.65	2.23	2.78	3.11	3.34	3.18	2.44	1.81	1.07	0.659	0.245
	0.3	0.192	0.414	0.674	1.01	1.42	1.90	2.47	3.01	3.38	3.48	3.41	3.01	2.21	1.54	0.839
	0.4	0.182	0.386	0.617	0.905	1.24	1.64	2.10	2.60	3.07	3.42	3.45	3.30	2.99	2.37	1.60
	0.5	0.165	0.352	0.556	0.788	1.08	1.41	1.79	2.21	2.66	3.04	3.29	3.28	3.09	2.79	2.22
	0.6	0.153	0.319	0.498	0.715	0.948	1.22	1.54	1.90	2.29	2.67	2.98	3.14	3.09	2.89	2.55
	0.7	0.138	0.287	0.450	0.641	0.847	1.08	1.35	1.65	1.98	2.33	2.63	2.86	2.95	2.86	2.60
	0.8	0.124	0.258	0.407	0.567	0.758	0.960	1.19	1.45	1.73	2.04	2.32	2.56	2.72	2.74	2.58
	0.9	0.111	0.233	0.368	0.513	0.682	0.860	1.05	1.28	1.53	1.79	2.05	2.28	2.46	2.57	2.50
	1.0	0.0990	0.211	0.334	0.465	0.615	0.767	0.945	1.14	1.36	1.59	1.83	2.04	2.22	2.36	2.39
$n = 10$	0.1	0.221	0.507	0.886	1.35	1.77	2.10	2.03	1.66	1.31	0.712	0.410	0.157	0.0623	0.0268	0.0135
	0.2	0.203	0.455	0.773	1.19	1.73	2.37	2.94	3.19	3.13	2.55	1.78	1.19	0.569	0.237	0.0749
	0.3	0.190	0.417	0.688	1.03	1.47	2.02	2.64	3.22	3.56	3.53	3.17	2.42	1.63	1.05	0.440
	0.4	0.179	0.388	0.629	0.921	1.29	1.74	2.26	2.84	3.35	3.67	3.60	3.28	2.65	1.89	1.16
	0.5	0.164	0.356	0.567	0.817	1.12	1.49	1.93	2.42	2.93	3.36	3.59	3.49	3.19	2.63	1.83
	0.6	0.154	0.322	0.509	0.728	0.988	1.30	1.67	2.10	2.55	3.00	3.35	3.49	3.39	3.08	2.42
	0.7	0.139	0.291	0.461	0.654	0.879	1.14	1.46	1.83	2.23	2.64	3.00	3.24	3.33	3.19	2.77
	0.8	0.125	0.263	0.418	0.590	0.787	1.02	1.29	1.61	1.96	2.33	2.68	2.95	3.13	3.14	2.89
	0.9	0.111	0.238	0.379	0.535	0.711	0.912	1.15	1.42	1.74	2.07	2.39	2.67	2.88	3.00	2.88
	1.0	0.0991	0.216	0.344	0.485	0.644	0.819	1.03	1.27	1.54	1.84	2.14	2.41	2.63	2.79	2.79
$n = 13$	0.1	0.225	0.518	0.915	1.40	1.75	2.00	1.73	1.24	0.725	0.349	0.133	0.0436	0.0162	0.00824	0.00530
	0.2	0.209	0.464	0.798	1.25	1.84	2.51	3.04	3.10	2.87	2.11	1.29	0.652	0.271	0.0813	0.0171
	0.3	0.197	0.427	0.708	1.08	1.56	2.17	2.84	3.43	3.66	3.43	2.92	2.02	1.21	0.591	0.203
	0.4	0.185	0.399	0.648	0.960	1.36	1.87	2.46	3.09	3.65	3.91	3.66	3.15	2.38	1.55	0.757
	0.5	0.168	0.368	0.585	0.854	1.19	1.61	2.11	2.67	3.24	3.70	3.88	3.63	3.16	2.46	1.53
	0.6	0.157	0.332	0.526	0.762	1.05	1.40	1.83	2.33	2.86	3.37	3.74	3.84	3.62	3.14	2.28
	0.7	0.142	0.300	0.476	0.685	0.934	1.24	1.61	2.04	2.51	3.00	3.40	3.65	3.69	3.44	2.80
	0.8	0.127	0.271	0.433	0.617	0.836	1.10	1.42	1.80	2.22	2.66	3.07	3.37	3.55	3.50	3.09
	0.9	0.114	0.245	0.394	0.560	0.754	0.983	1.26	1.59	1.97	2.37	2.76	3.08	3.32	3.42	3.19
	1.0	0.102	0.222	0.358	0.509	0.683	0.883	1.13	1.42	1.75	2.12	2.49	2.81	3.06	3.23	3.16

い場合) の J_{est} は J_e とほぼ等しく, P/P_L が大きくなるにしたがって, J_{est} は J_p に漸近する. そして, J_e と J_p の大きさがバランスする $P/P_L = 1$ 近傍では J_{est} と $J_{(R-O)}$ に差が生じやすく, その差を小さくするために表 1 の定数を用いた式(6)の補正を行っている. 図 2 の結果から P/P_L にかかわらず J_{est} が $J_{(R-O)}$ とよく一致していることがわかる.

表 3 および表 4 の全ての定数について, J_{est} と $J_{(R-O)}$ の関係を調べ, その差を次式によって表した.

$$F = \frac{J_{\text{est}} - J_{(R-O)}}{J_{(R-O)}} \times 100\% . \quad (11)$$

Table 4(b) Parameters f_1 and h_1 for axial crack of $R_m/t = 30$ (surface point).

	a/c	a/t														
		0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35	0.40	0.45	0.50	0.55	0.60	0.65	0.70	0.75
f_1	0.1	0.452	0.477	0.493	0.506	0.519	0.533	0.550	0.571	0.597	0.629	0.667	0.713	0.766	0.830	0.904
	0.2	0.537	0.535	0.549	0.566	0.587	0.610	0.636	0.666	0.701	0.739	0.783	0.833	0.888	0.949	1.02
	0.3	0.641	0.614	0.617	0.632	0.652	0.675	0.702	0.733	0.767	0.805	0.846	0.892	0.940	0.992	1.05
	0.4	0.672	0.667	0.680	0.696	0.713	0.734	0.758	0.786	0.818	0.854	0.892	0.934	0.978	1.02	1.07
	0.5	0.737	0.713	0.719	0.731	0.746	0.765	0.786	0.811	0.839	0.869	0.903	0.939	0.976	1.02	1.06
	0.6	0.788	0.754	0.751	0.760	0.773	0.789	0.807	0.829	0.853	0.880	0.909	0.941	0.973	1.01	1.04
	0.7	0.819	0.778	0.767	0.772	0.782	0.795	0.812	0.830	0.851	0.874	0.899	0.926	0.954	0.982	1.01
	0.8	0.836	0.796	0.778	0.777	0.785	0.796	0.810	0.826	0.844	0.864	0.885	0.908	0.932	0.956	0.980
	0.9	0.842	0.808	0.784	0.779	0.784	0.793	0.804	0.818	0.834	0.851	0.870	0.889	0.909	0.930	0.951
	1.0	0.841	0.816	0.787	0.779	0.780	0.787	0.796	0.808	0.822	0.837	0.853	0.870	0.887	0.905	0.923
$n = 3$	0.1	0.0164	0.0592	0.0990	0.142	0.186	0.226	0.261	0.283	0.297	0.298	0.280	0.259	0.214	0.169	0.113
	0.2	0.0305	0.0777	0.130	0.191	0.262	0.344	0.434	0.529	0.620	0.695	0.727	0.731	0.683	0.563	0.427
	0.3	0.0441	0.0964	0.157	0.228	0.313	0.414	0.531	0.663	0.807	0.952	1.08	1.17	1.17	1.11	0.936
	0.4	0.0396	0.103	0.162	0.229	0.308	0.401	0.511	0.639	0.782	0.937	1.09	1.24	1.33	1.34	1.23
	0.5	0.0497	0.119	0.184	0.256	0.339	0.438	0.553	0.688	0.842	1.01	1.19	1.36	1.51	1.60	1.57
	0.6	0.0497	0.131	0.201	0.274	0.357	0.453	0.565	0.695	0.843	1.01	1.18	1.36	1.53	1.66	1.71
	0.7	0.0551	0.140	0.213	0.290	0.374	0.470	0.581	0.709	0.854	1.02	1.19	1.38	1.55	1.70	1.79
	0.8	0.0592	0.147	0.223	0.300	0.385	0.480	0.589	0.714	0.855	1.01	1.18	1.36	1.54	1.70	1.82
	0.9	0.0623	0.151	0.229	0.308	0.392	0.486	0.592	0.713	0.849	1.00	1.16	1.34	1.52	1.68	1.81
	1.0	0.0646	0.153	0.233	0.312	0.396	0.489	0.592	0.708	0.838	0.982	1.14	1.31	1.48	1.64	1.78
$n = 5$	0.1	0.0140	0.0605	0.107	0.161	0.215	0.261	0.281	0.301	0.307	0.290	0.227	0.192	0.150	0.0973	0.0473
	0.2	0.0291	0.0786	0.137	0.212	0.302	0.408	0.526	0.642	0.725	0.733	0.746	0.713	0.595	0.380	0.263
	0.3	0.0429	0.0970	0.163	0.247	0.352	0.482	0.636	0.812	0.996	1.16	1.25	1.20	1.14	1.01	0.767
	0.4	0.0350	0.0976	0.158	0.230	0.320	0.432	0.569	0.732	0.915	1.10	1.28	1.39	1.35	1.24	1.08
	0.5	0.0455	0.115	0.180	0.256	0.349	0.464	0.605	0.775	1.05	1.18	1.40	1.59	1.71	1.64	1.44
	0.6	0.0456	0.128	0.199	0.276	0.366	0.475	0.606	0.766	1.03	1.25	1.48	1.73	1.78	1.86	1.71
	0.7	0.0521	0.138	0.214	0.293	0.383	0.490	0.619	0.772	0.954	1.16	1.38	1.71	1.92	1.96	1.97
	0.8	0.0575	0.145	0.224	0.306	0.395	0.500	0.624	0.770	0.943	1.14	1.45	1.68	1.91	2.09	2.23
	0.9	0.0621	0.149	0.232	0.314	0.403	0.505	0.624	0.764	0.927	1.11	1.42	1.68	1.91	2.07	2.25
	1.0	0.0659	0.152	0.236	0.319	0.407	0.507	0.622	0.755	0.908	1.09	1.38	1.60	1.82	2.09	2.05
$n = 7$	0.1	0.0136	0.0730	0.137	0.200	0.252	0.298	0.324	0.299	0.278	0.209	0.167	0.101	0.0551	0.0300	0.0111
	0.2	0.0191	0.0817	0.158	0.261	0.377	0.508	0.634	0.729	0.824	0.855	0.731	0.606	0.394	0.258	0.101
	0.3	0.0342	0.0982	0.180	0.290	0.426	0.588	0.780	0.985	1.16	1.28	1.37	1.34	1.09	0.821	0.467
	0.4	0.0389	0.110	0.182	0.279	0.401	0.549	0.727	0.929	1.14	1.35	1.47	1.53	1.52	1.30	0.931
	0.5	0.0537	0.129	0.203	0.296	0.424	0.575	0.757	0.972	1.22	1.47	1.70	1.83	1.87	1.80	1.53
	0.6	0.0642	0.151	0.229	0.325	0.437	0.580	0.755	0.967	1.21	1.48	1.76	1.99	2.11	2.09	1.95
	0.7	0.0714	0.164	0.246	0.342	0.453	0.589	0.757	0.965	1.20	1.47	1.76	2.04	2.25	2.31	2.21
	0.8	0.0759	0.174	0.259	0.349	0.465	0.594	0.755	0.953	1.18	1.44	1.73	2.02	2.28	2.43	2.40
	0.9	0.0792	0.180	0.268	0.358	0.473	0.600	0.748	0.938	1.15	1.41	1.68	1.97	2.25	2.47	2.52
	1.0	0.0813	0.183	0.275	0.366	0.479	0.593	0.742	0.914	1.13	1.37	1.64	1.92	2.20	2.45	2.57
$n = 10$	0.1	0.0121	0.0725	0.139	0.207	0.259	0.294	0.286	0.245	0.209	0.129	0.0845	0.0364	0.0158	0.00760	0.00359
	0.2	0.0125	0.0773	0.160	0.268	0.398	0.545	0.690	0.783	0.836	0.753	0.585	0.439	0.224	0.102	0.0341
	0.3	0.0254	0.0898	0.176	0.290	0.441	0.626	0.844	1.08	1.27	1.36	1.36	1.16	0.839	0.569	0.245
	0.4	0.0350	0.103	0.175	0.273	0.405	0.572	0.773	1.01	1.25	1.47	1.57	1.57	1.38	1.04	0.663
	0.5	0.0508	0.122	0.193	0.289	0.422	0.592	0.800	1.05	1.32	1.60	1.85	1.97	1.92	1.69	1.24
	0.6	0.0606	0.147	0.223	0.315	0.436	0.597	0.798	1.04	1.33	1.64	1.95	2.19	2.29	2.18	1.84
	0.7	0.0688	0.161	0.243	0.331	0.448	0.599	0.794	1.04	1.32	1.64	1.97	2.28	2.50	2.52	2.29
	0.8	0.0751	0.172	0.259	0.348	0.458	0.601	0.786	1.02	1.30	1.61	1.95	2.28	2.56	2.71	2.60
	0.9	0.0784	0.179	0.271	0.361	0.468	0.605	0.778	1.00	1.27	1.57	1.91	2.25	2.56	2.78	2.79
	1.0	0.0810	0.184	0.279	0.370	0.475	0.603	0.765	0.972	1.23	1.52	1.85	2.20	2.52	2.78	2.88
$n = 13$	0.1	0.00931	0.0716	0.141	0.210	0.254	0.281	0.251	0.196	0.130	0.0710	0.0309	0.0118	0.00481	0.00237	0.00147
	0.2	0.00278	0.0724	0.161	0.278	0.420	0.580	0.728	0.789	0.810	0.661	0.458	0.259	0.113	0.0363	0.00819
	0.3	0.0124	0.0805	0.174	0.297	0.462	0.670	0.914	1.17	1.35	1.37	1.30	1.00	0.642	0.322	0.114
	0.4	0.0367	0.0967	0.164	0.269	0.415	0.597	0.820	1.08	1.34	1.56	1.61	1.52	1.25	0.849	0.434
	0.5	0.0510	0.118	0.181	0.281	0.425	0.615	0.849	1.13	1.43	1.73	1.98	2.04	1.90	1.56	1.02
	0.6	0.0580	0.149	0.216	0.306	0.436	0.615	0.848	1.13	1.45	1.79	2.12	2.36	2.41	2.18	1.71
	0.7	0.0680	0.166	0.240	0.324	0.444	0.616	0.843	1.12	1.45	1.81	2.18	2.51	2.71	2.66	2.28
	0.8	0.0770	0.179	0.260	0.342	0.454	0.612	0.827	1.10	1.43	1.80	2.20	2.57	2.86	2.96	2.73
	0.9	0.0831	0.189	0.275	0.358	0.464	0.609	0.808	1.07	1.40	1.77	2.17	2.57	2.91	3.11	3.04
	1.0	0.0871	0.195	0.287	0.370	0.474	0.608	0.791	1.04	1.35	1.71	2.11	2.53	2.90	3.17	3.21

周き裂に対しては $P/P_L = 0.8, 1.0, 1.2, 1.5$ および 1.8 とした場合の、軸き裂に対しては $P/P_L = 0.8, 1.0, 1.2, 1.4$ および 1.6 の場合の $J_{(R-O)}$ を有限要素解析により計算し、 F を算出した。周き裂に対してはき裂形状と n および P/P_L を変化させた 1,200 ケース、軸き裂は同じく 3,750 ケースに対する F の平均と最大および最小値を整理した。図 3 に P/P_L 毎の F の平均、最大、および最小値を示す。周き裂の場合は、最大値側の誤差が大きく (F の最大値が大きく)、軸き裂の場合は最小値側の誤差が大きい (F の最小値が小さい)。破壊評価において J_{est} を駆動力として用いる場合、 F が負であることは危険側の評価になることを意味する。保守的な Z 係数を得ることを目的に考えると、 F の最小値が重要となる。図 3 では、 $P/P_L = 1.0 \sim 1.2$ 近傍で最小値側の誤差が大きくなっている。先にも述べたように J_{est} は J_e と J_p の値が等しくなる領域で誤差が生じやすい。

Fig.3 Error in J-integral estimation for different load P/P_L .

Fig.4 Error in J-integral estimation for different constant of n .

加工硬化指数 n と F の関係を図 4 に示すが、 n が大きくなると、 F の最小値側の誤差が大きくなる傾向が見られる。とくに、軸き裂の表面点において最小値側の誤差が大きくなっている。破壊評価によって算出する破壊荷重は式(4)における P に相当するが、 n が大きい場合は、 J_{est} の誤差が大きくなっても、式(4)から算出される P に対する誤差はおおよそ $(1/n)$ 乗となる。たとえば、 $n = 13$ の軸き裂表面点では最小の F がおおよそ 90% で、 J_{est} は $0.1 J_{(R-O)}$ となるが、この誤差が破壊荷重に及ぼす影響は $(10)^{1/13} \approx 1.19$ 倍程度となる。破壊評価では、き裂の最深

Table 5 Tensile properties and parameters for Ramberg-Osgood's law and J - R curves.

	Temperature (K)	Yield strength (MPa)	Ultimate strength (MPa)	Young's modulus (GPa)	Parameters for R-O's law		J - R curve		
					α	n	J_{in} (kN/m)	C	m
STPT410	573	207	512	185	2.50	4.00	266	71	0.77
STPG370	473	240	513.5	191	4.03	3.67	264	143	0.54

Fig.5 Schematic drawing of failure assessment curve.

点が破壊の起点となるので、最深点の誤差が問題となるが、 F の最小値は-40%であった。図 2 には F が最小になったときのき裂形状と n の組み合わせの結果を示した（周、軸き裂とも $P/P_L = 1.2$ のときに F が最小になった）。最深点の J_{est} は条件に依らず $J_{(R-O)}$ と近い値となっていることから、破壊評価に十分な精度を有していると判断できる。表面点の誤差は表 1 の定数を変更することで減少させることもできるが、本報では最深点における精度を優先し、前報⁽⁸⁾⁽⁹⁾で用いた表 1 の値をそのまま用いた。

3. 弾塑性破壊荷重の算出

3・1 解析条件

対象材料として、クラス 2 配管の代表的な鋼種である高温配管用炭素鋼配管 STPT410 と、クラス 3 配管の代表として圧力配管用炭素鋼配管 STPG370 を想定した⁽⁷⁾。維持規格の Z 係数は、これらの材料を対象に算出されており、その際に用いられた Ramberg-Osgood 則で近似された応力・ひずみ曲線と J - R 曲線を含めた基本的な機械特性は文献(7)により表 5 のように与えられている。降伏強度と引張強度は 2 回の引張試験の結果の平均をとっている。 J - R 曲線は次式で近似されている。

$$J = J_{in} + C(\Delta a)^m \quad (12)$$

単位は J が $[kJ/m^2]$ 、 Δa は $[mm]$ となる。材料定数である J_{in} 、 C 、 m の値は表 5 に示している。

配管およびき裂形状は図 1 に示す周き裂管または軸き裂管とした。荷重の負荷方法や境界条件は 2 章の J 値算出時と同じと仮定する。配管形状は、平均半径 $R_m (= R_i + 0.5t)$ を基準に、 $R_m/t = 5 \sim 30$ の範囲で変化させた。き裂形状は周き裂の場合は $a/t = 0.1 \sim 0.8$ 、 $\theta/\pi = 0.05 \sim 0.5$ 、軸き裂の場合は $a/t = 0.1 \sim 0.75$ 、 $a/c = 0.1 \sim 1.0$ の範囲で変化させた。

3・2 弾塑性破壊力学評価

弾塑性破壊荷重は 2 パラメータ法⁽¹⁾⁽²⁾を用いて算出した。この方法では、図 5 に示すような材料と欠陥形状に対応した破壊評価曲線（Failure Assessment Curve：以下、FAC）を求める必要がある。FAC は次式で定義される K_r と S_r をそれぞれ縦軸、横軸にプロットすることで得られる。

Fig.6 Examples of failure assessment curves (STPT 410, $R_m/t = 5$, 20B, $a/t = 0.5$).

$$S_r = \frac{P_{app}}{P_L} \quad (13)$$

$$K_r = \sqrt{\frac{J_e}{J}} \quad (14)$$

ここで、 P_{app} は負荷する荷重で、周き裂管では曲げモーメント、軸き裂管では内圧となる。極限荷重 P_L は、式(7)または(9)から算出した。式(14)において J は J 値を示し、 J_e は管を弾性体と見なした場合に求まる弾性 J 値で、次式で定義される。

$$J_e = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} \quad (15)$$

ここで、 K は K 値を示す。 J 値と K 値は表 3 と 4、および文献(8)と(9)の h_1 と f_1 を用いて算出した。荷重 P_{app} を零から増加させながら座標 (K_r, S_r) の軌跡をプロットしたものが FAC となる。ただし、 $S_r = \sigma_f/\sigma_y$ を上限値としており、この値をカットオフ値と称する(図 5 参照)。ここで、 σ_f は流動応力で、降伏強度と引張強さの平均を用いた。

弾塑性破壊荷重 P_{EP} は、次式で求まる S_r' と K_r' の軌跡を FAC に重ねてプロットすることで得られる。

$$S_r' = \frac{P_{app}}{P_L} \quad (16)$$

$$K_r' = \frac{K(a+\Delta a)}{\sqrt{\frac{EJ(\Delta a)}{1-\nu^2}}} \quad (17)$$

$J(\Delta a)$ は J - R 曲線上の Δa に相当する J 値(破壊靱性値)、 $K(a+\Delta a)$ は深さ $a+\Delta a$ のき裂に対する K 値を示し、本報では式(15)で用いたものと同じ解を用いた。図 6 に FAC と材料抵抗カーブの関係の例を示す。荷重 P_{app} を増加させると、点 (S_r', K_r') の軌跡は原点から遠くなる方向に移動し、図 6 のように 2 つの曲線が接するときの P_{app} が破壊荷重 P_{EP} となる。 P_{EP} は、次式で正規化する。

$$Z = \frac{P_{L(\sigma f)}}{P_{EP}} \quad (18)$$

Fig.7 Normalized failure strengths of STPT410 under various geometrical conditions (circumferential crack)
(basic condition: $R_m/t = 30$, $R_m = 600$ mm, $a/t = 0.5$, $\theta = 35^\circ$).

ここで、 $P_{L(\sigma)}$ は式(7)および(9)において、 σ_y を流動応力 σ_f に置き換えた極限荷重（曲げモーメントまたは内圧）を表し、 $P_{app} = P_{L(\sigma)}$ がカットオフ値に相当する。この式から求まる Z が Z 係数に相当する。2つの曲線の接点の S_r 座標がカットオフ値より大きくなる場合は、 $Z < 1$ となり、破壊荷重は P_{EP} でなく P_L となる。接点の S_r 座標がカットオフ値より小さい場合は、破壊荷重が $P_{L(\sigma)}$ より小さくなる ($Z > 1$ となる) ことを意味している。

2パラメータ法では、式(17)によって K_r を算出する際、き裂を仮想的に Δa 進展させる。このとき、表面方向へのき裂進展 Δc の取り扱いについては、維持規格にしたがった。つまり、周き裂に対しては、深さ方向のみの進展を考慮し、表面方向にはき裂を進展させない。軸き裂については、進展中のき裂のアスペクト比 a/c を一定とするため、表面方向にも $\Delta c = \Delta a \times c/a$ 進展させた。

3・3 幾何学条件による破壊荷重の変化

STPT410の周き裂管について、管とき裂形状を系統的に変化させた場合の弾塑性破壊荷重の変化を図7に示す。式(18)により正規化した破壊荷重 $1/Z$ が1以上の場合、配管の破壊荷重は極限荷重に等しくなり、塑性崩壊による破壊を前提とした破壊評価（極限荷重評価）が適用可能なことを意味する。 $R_m/t = 30$, $R_m = 600$ mm, $a/t = 0.5$, $\theta = 35^\circ$ を基本条件に各パラメータを変化させた。図7(a)に示した $1/Z$ と a/t の関係においては、き裂が浅い場合 $1/Z$ は1となり、き裂が深くなると $1/Z$ が小さくなる傾向を示した。つまり、き裂が浅い場合の破壊荷重は極限荷重と一致するが、き裂が深くなると弾塑性破壊荷重となる。図7(b)に示す θ に対する変化では、 $a/t = 0.3$ では $1/Z$ は単調増加しているが、 a/t が大きくなると、 $\theta = 30^\circ$ 近傍で極小値が見られ、単調な増加とはならなかった。そし

Fig.8 Normalized failure strengths of STPT410 under various geometrical conditions (axial crack)
(basic condition: $R_m = 600$ mm, $a/t = 0.5$, $a/c = 0.3$).

Fig.9 Change in normalized J-value with applied load (STPT 410, $R_m/t = 5$, 20B, $a/t = 0.5$, $\theta = 30^\circ$ or $a/c = 0.2$).

Fig.10 Influence of material on normalized failure strength ($R_m/t = 30$, $R_m = 600$ mm).

て, R_m/t に対しては単調な変化とはならず (図 7(c)), R_m に対しては単調減少となった (図 7(d)). これらの傾向は, クラス 1 配管材に対しても同様であった⁽⁴⁾.

軸き裂管の結果を図 8 に示す. 軸き裂管の $1/Z$ は周き裂管のそれより大きく, ほとんどの条件で 1 以上となったため, R_m/t と R_m に対する変化のみを示している. $1/Z$ は $a/t = 0.5$ 近傍で小さくなったが, $a/t = 0.5$ においても

Fig.11 Failure strengths under various pipe diameters (circumferential crack).

Fig.12 Change in slope and intercept of regression lines shown in Fig. 11 (circumferential crack).

Fig.13 Relationship between the estimated Z and those obtained by two-parameter method (circumferential crack).

R_m が 200 mm 以下では, $1/Z$ は 1 以上となった (図 8(b)). 軸き裂管の $1/Z$ が周き裂管のそれより大きくなった要因として, 破壊の駆動力である J 値の違いが挙げられる. 図 9 は図 6 の条件における荷重と J 値の関係を示す. 周き裂と軸き裂のき裂深さは同一で, 周き裂の a/c はほぼ 0.2 となっている. き裂がない管に P_L 相当の荷重が負荷されたとき, 軸き裂管の場合はき裂面に σ_f 相当の応力が作用する. 一方, 周き裂管の場合は, P_L に相当する曲げモーメントが負荷されたときの管外表面における応力は $4\pi \times \sigma_f$ となる⁽¹⁵⁾. したがって, 軸き裂の J 値は周き裂のそれより小さくなり, 弾塑性破壊荷重が極限荷重を下回る ($1/Z$ が 1 より大きくなる) 傾向を示した.

図 10 は, STPT410 と STPG370 を比較した結果を示す. STPT410 と STPG370 では $1/Z$ がほぼ同じ値となり, a/t に対する傾向も同じであった.

4. Z 係数の定式化

図 7 に示したように, $1/Z$ はき裂と配管形状によって複雑に変化しているが, 現在の維持規格では, これらの複雑な変化を安全側に包絡することで, Z 係数を $D_o (= 2R_m + t)$ の関数式として与えている. 図 7(a)に示したように, き裂が小さい場合の破壊荷重は極限荷重となるが, Z 係数を D_o のみの関数とした場合は a/t の影響が考慮されない. 本報では, Z 係数を D_o と a/t の関数とすることで, 実態に合った Z 係数式の導出を試みた.

図 11 は周き裂管について, 配管径毎の a/t と Z の関係を示す. 配管径と a/t を一定とした場合, Z は板厚と θ に依存する. 図 11 では, R_m/t を 5 から 30 まで 1 ずつ, θ を 10° から 85° まで 1° ずつ変化させた場合の, 最大の

Fig.14 Failure strengths under various pipe diameters
(axial crack, $Z < 1$ for pipes less than 16B).

Fig.15 Relationship between the estimated Z and those
obtained by two-parameter method (axial crack).

Fig.16 Comparison of Z-factors obtained by JSME code and Eqs. (19) and (20) ($R_m/t = 10$, $a/t = 0.75$).

Z を STPT410 と STPG370 に対してそれぞれ求め、大きい方の Z をプロットしている。図 7(c)では $R_m/t = 5$ 以上で $1/Z$ の最小値が出現していたことから、図 11 は $R_m/t = 30$ 以下の配管に対する最大の Z 係数と考えることができる。Z は配管径が大きくなるにしたがって増加し、また a/t に対しても直線的に増加した。そこで、配管径毎に回帰直線 (図 11 に実線で表示) を求め、その傾きと切片を図 12 に示した。傾きと切片の D_o に対する近似式を求めることで、次式を得た。

$$Z = 0.205 + 0.237 \log(D_o) + \{-0.837 + 0.693 \log(D_o)\} \left(\frac{a}{t} \right) \quad (\text{ただし, } Z < 1 \text{ の場合は } Z = 1) \quad (19)$$

ここで、 D_o の単位は mm としている。この式を用いて、図 11 の条件で Z 係数を求めた結果との比較を図 13 に示す。全ての条件において、式(19)によって Z が近似できていることがわかる。

同様に、軸き裂管についても、配管径毎の a/t と Z の関係を算出し、その結果を図 14 に示した。ここでは、 θ でなく a/c を 0.1 から 1.0 まで 0.01 ずつ変化させ最大となる Z を求めた。軸き裂の場合は、配管径が 16B 以下では Z は全ての場合で 1 以上となった。20B 以上では Z が 1 以下となった。また、 a/t に対して単調増加とはならな

かった. a/t が大きくなると, $P_{L(σ)}$ が相対的に小さくなり, Z が減少した. 安全側の評価のためには, これらの Z を包絡する式を導出する必要がある. そこで, Z が a/t に対して直線的に増加変化している範囲 (図 14 に図示した範囲) のデータに対して回帰直線 (図 14 に実線で表示) を得た. これらの回帰直線の傾きおよび切片と, 配管径の関係を近似することで次式を得た.

$$Z = 1.74 - 0.292 \log(D_o) + \{-5.65 + 2.16 \log(D_o)\} \left(\frac{a}{t} \right) \quad (\text{ただし, } Z < 1 \text{ の場合は } Z = 1) \quad (20)$$

図 14 の条件で Z 係数を求めた結果との比較を図 15 に示す. 全ての条件において, 2 パラメータ法による Z を安全側に包絡できている. 式(20)では, $D_o = 430 \text{ mm}$ 以下ではき裂深さに関わらず $Z = 1$ となる. また, $D_o = 762 \text{ mm}$ (30B) 以下での Z 係数の最大は 1.12 であった.

式(19)および (20)により, Z 係数式を配管径と a/t の関数として求めることができた. 適用範囲としては $R_m/t < 30$ となる. これらの値と維持規格の周き裂管の Z 係数を比較した結果を図 16 に示す. 維持規格の Z 係数は貫通き裂の J 値を用いて算出されており, その物理的な意味が不明なため単純な比較はできないが, 本報で得られた Z 係数は, 現状の Z 係数より合理化できていることがわかる.

維持規格は, 検査などで発見されたき裂の構造健全性を評価するのみでなく, 例えば, 非破壊検査のき裂検出能力以下のき裂を想定した場合の構造健全性評価に用いられる場合もある. 維持規格において弾塑性破壊荷重は $P_{L(σ)}/Z$ として算出されるが, 現状の Z 係数を用いた評価では, 検査で発見されないような小さいき裂を想定した場合においても規格上の破壊荷重は図 16 より $P_{L(σ)}/1.6$ 程度となる. 一方, 式(19)および(20)を用いることで, a/t が小さい場合の破壊荷重は $P_{L(σ)}$ となり, 実態に則した合理的な破壊荷重を算出することが可能となる.

5. 結 言

本報では, クラス 2, 3 配管用の Z 係数式を導出するため, $R_m/t = 30$ の配管形状に対する J 値解を準備し, 配管とき裂の形状を系統的に変化させた弾塑性破壊力学評価を実施した. 結果は以下のように要約できる.

- (1) $R_m/t = 30$ の周き裂管および軸き裂管の J 値解を有限要素解析により求め, それらが弾塑性破壊力学評価を実施する上で問題ない精度であることを確認した.
- (2) STPT410 および STPG370 を対象に, 弾塑性破壊評価を実施し, 周き裂管の Z がき裂深さと配管径に対して単調に変化するなど, Z の変化の傾向を調べた.
- (3) 軸き裂管の Z 係数は周き裂管のそれに比べて小さくなった. その要因として, 周き裂管においてき裂面に作用する応力が, 同じ P/P_L が負荷された軸き裂管でのそれより 1.27 倍程度大きくなることが考察された.
- (4) 配管とき裂の形状を系統的に変化させた弾塑性破壊力学評価によって, D_o および a/t の関数となる Z 係数式を導出した. 軸き裂管では $D_o < 430 \text{ mm}$ では破壊荷重が極限荷重 $P_{L(σ)}$ に等しく ($Z = 1$) になった.

文 献

- (1) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格維持規格, JSME S NA1-2012 (2012), 日本機械学会.
- (2) 小林英男他, 構造健全性評価ハンドブック (2005), p.28, 共立出版.
- (3) Koyama, K., Hojo, K., Muroya, I. and Kawaguchi, S., “Z factors for Aged Cast Duplex Stainless Steel Pipes and Welds”, ICONE-7477, 7th International Conference on Nuclear Engineering, (1999).
- (4) 朝田誠治, 板谷雅雄, 三浦直樹, 町田秀夫, “日本機械学会維持規格における弾塑性破壊力学評価法に用いる割増し係数 (Z 係数) の開発”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 77, No. 779 (2011), pp.1135-1143.
- (5) 釜谷昌幸, “軸方向き裂を有する鋳造ステンレス鋼管の破壊評価法”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 78, No. 794 (2012), pp.1473-1484.

- (6) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格維持規格 (2013 年追補版), JSME S NA1-2012 (2013), 日本機械学会.
 - (7) 三浦直樹, 鹿島光一, 宮崎克雅, 青池聡, 久恒眞一, 長谷川邦夫, “軽水炉クラス 2, 3 配管の欠陥評価法の開発 (中靱性配管に対する欠陥評価手法の構築) ”, 電力中央研究所報告 T75 (2003).
 - (8) Kamaya, M., “J-integral solutions for surface cracks inside pipes under bending load”, *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, Vol. 3, No. 10 (2009), pp.1115-1126.
 - (9) Kamaya, M., “J-integral solutions for surface cracks inside pipes under internal pressure”, *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, Vol. 6, No. 8 (2012), pp.871-885.
 - (10) Hutchinson, J. W., “Plastic stress and strain fields at a crack tip”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.16 (1968), pp.337-347.
 - (11) Goldman, N. L. and Hutchinson, J. W., “Fully plastic crack problems: the center-cracked strip under plane strain”, *International Journal of Solids and Structures*, Vol.11 (1975), pp.575-591.
 - (12) Shih, C. F., “J-integral estimates for strain hardening materials in antiplane shear using fully plastic solution”, *ASTM STP 590* (1976), pp.3-26.
 - (13) Kumar, V. and Shih, C. F., “Fully plastic crack solutions, estimation scheme, and stability analyses for the compact specimen”, *In: Fracture Mechanics: Twelfth Conference, ASTM STP 700* (1980), pp.406-438.
 - (14) 釜谷昌幸, 町田秀夫, “参照応力 J 積分簡易解析法の破壊評価曲線評価への適用性の検討”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 75, No. 751 (2009), pp.333-342.
 - (15) 釜谷昌幸, “維持規格における曲げ荷重を受ける管の極限荷重評価法 (設計・建設規格との比較と破壊試験の結果からの考察) ”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 79, No. 801 (2013), pp.657-671.
-