

減肉配管の平面状/非平面状欠陥に 適用可能な内圧破裂式の提案

PROPOSAL OF AN INTERNAL BURST PRESSURE EQUATION APPLICABLE TO PLANAR/NON-PLANAR FLAW IN WALL THINNED PIPES

福井大学大学院[学] 辻 将隆 Masataka TSUJI Non-Member
福井大学大学院 飯井 俊行 Toshiyuki MESHII Member

In this paper, an internal burst pressure equation applicable to all types of planar and non-planar flaw in wall thinned straight pipes was proposed. An idea to rationally classify planar/non-planar flaw in wall thinned pipes was proposed, based on the experimental observation focused on the fracture mode. The results point out the importance to distinguish axially and circumferentially long flaws in wall thinned pipes.

Keywords: Experimental Stress Analysis, Ductile Fracture, Stress Concentration, Fracture Criterion, wall-thinned pipes, Size Effect, Burst Pressure Equation, Fracture Mode

1. 緒言

従来減肉配管の強度評価を行う場合には、多様な減肉欠陥形状すべてに対し、き裂の強度評価式（たとえば Kiefner の式[1]）が広く使われてきた。この工学的判断は、き裂の強度が減肉欠陥に比べて厳しいことを考えると、保守的であると思われるが、この適用に際し、暗黙の前提が二つあっているように思われる。それは、

- 1) き裂の評価式を適用する減肉欠陥の破壊モードが、き裂の破壊モードと同一である
- 2) き裂は減肉欠陥の広がりを取りなく小さくしたものと考えられるが、減肉欠陥として考慮すべきこの広がりに対する形状パラメータが強度に及ぼす影響が小さい

というものである。

そこで、本研究では、上記の2点に着目した検討を行うことにし、まずは減肉形状から最小肉厚管理を行うことによる強度余裕評価や配管の破壊モード（たとえば、直管の内圧破裂時に軸あるいは周方向の割れが発生する）を予測できるようになることを目的として開始した。平成18～20年度に、直管について各種模擬減肉形状を挿入した内圧破裂試験と弾塑性解析を系統的に行い、肉厚管理を行うことによる強度余裕に関するデータベースを得、内圧破裂時の破壊モード評価を可能とした。また、軸方向に長いき裂の評価式を、非平面状欠陥を有する配管の破裂に対し、適用させる具体的なガイドラインが現在

明確でないことを踏まえ、試験結果から、すべての減肉欠陥（軸方向き裂、軸方向減肉、正方形減肉、周方向き裂、周方向減肉）へ軸方向に長いき裂の内圧破裂評価式（たとえば、Kiefner 式）を適用する場合の限界、減肉欠陥の形状的な分類基準を明確した上で、全ての減肉欠陥に適用できる新しい破裂内圧評価式を提案した。

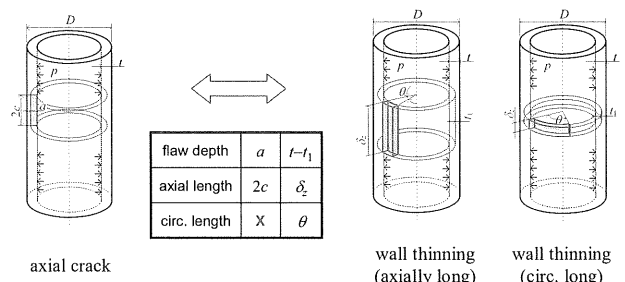


Fig.1 Axial planar flaw and non-planar flaws (axially and circumferentially long) in a cylinder

2. 実験

実験システムの概略を図2に示す。この実験はすべて室温で行われ、内圧 p は hidroポンプにより徐々に水を注入することによって与えられ、破裂圧力 p_r は実験時の到達最大内圧として定義した。またここでは詳細を省略するが、周と軸方向でそれぞれ3枚のひずみゲージによるひずみ計測も行っている。

試験体の概略を図3に、模擬減肉の寸法および破裂内圧 p_r を表1~4に示す。ここで減肉部肉厚 t_1 は、設計値と共に測定値 $t_{1\text{Measured}}$ を記録し、試験体の材料は炭素鋼STPT 370を用いた。

連絡先: 辻 将隆, 〒910-8507 福井市文京 3-9-1,
福井大学大学院工学研究科, 電話: 0776-27-9764,
E-mail: tsuji-m@u-fukui.ac.jp

Table1 Dimensions of the artificial flaws (FY'06)

Ser. #	Size (R _m mm)	δ _z mm	δ _z /2R _m	t ₁ mm (t ₁ /t)	t ₁ Measured mm	θ deg	p _r MPa
06-01	100A (51.55)	145	1.406	2 (0.5)	2.002	360	16.6
06-02					2.014		16.8
06-03					1.943		15.8
06-04		100	0.970		1.988		18.3
06-05					1.963		22.8
06-06					50		0.485

Table3 Dimensions of the artificial flaws (FY'08)

Ser. #	Size (R _m mm)	δ _z mm	δ _z /2R _m	t ₁ mm (t ₁ /t)	t ₁ Measured mm	θ deg	p _r MPa		
08-01	100A (51.55)	1	0.010	2 (0.5)	3.981	60	38.66		
08-02					3.965	360	39.46		
08-03					3.985	60	39.48		
08-04		6	0.058		3.955	360	38.97		
08-05					50	0.485	3.988	1.16 (1 mm)	27.31
08-06							6.94 (6 mm)	28.2	
08-07		3.990	1.11				26.15		
08-08		100	0.970		3.965	6.94	26.27		
08-09					3.963	1.16	25.84		
08-10		145	1.406		3.969	6.94	26.1		
08-11					50	0.485	1 (0.25)	3.962	1.16
08-12		3 (0.75)	3.964				1.16	35.82	

Table2 Dimensions of the artificial flaws (FY'07)

Ser. #	Size (R _m mm)	δ _z mm	δ _z /2R _m	t ₁ mm (t ₁ /t)	t ₁ Measured mm	θ deg	p _r MPa
07-01	100A (51.55)	145	1.406	3 (0.75)	2.972	360	27.97
07-02		100	0.970		2.991		28.85
07-03		95	0.921		2.960		28.71
07-04		85	0.824		2.951		28.79
07-05		75	0.727		2.903		29.08
07-06		50	0.485		2.964		31.49
07-07		145	1.406	2 (0.5)	2.023		19.76
07-08		145	1.406		2.029		21.71
07-09		145	1.406		2.017		20.10
07-10		100	0.970		2.027		22.14
07-11		80	0.776		1.994		21.81
07-12		70	0.679		2.070		23.87
07-13		60	0.582	1 (0.25)	1.976		23.58
07-14		50	0.485		1.978		27.72
07-15		145	1.406		1.051		10.14
07-16		100	0.970		1.058		11.56
07-17		60	0.582		1.016		14.40
07-18		50	0.485		1.036		15.06
07-19		40	0.388	0.953	15.68		
07-20	50A	44	0.822	1.5 (0.75)	1.476	29.04	
07-21		36	0.672	1 (0.5)	0.978	21.96	
07-22	200A	178	0.863	6 (0.75)	6.018	31.51	
07-23		146	0.708	4 (0.5)	4.018	23.87	
07-24		103	0.500	2 (0.25)	2.018	15.75	
07-25	100A (51.55)			0	3.959	35.75	
07-26		100	0.970	2	2.237	60	24.11
07-27		50	0.485	(0.5)	2.053	360	26.94
07-28		6	0.058	1		360	21.34
07-29		145	1.406	(0.25)		60	12.64
07-30		145	1.406	2 (0.5)		60	
07-31		145	1.406		2.291		
07-32		100	0.970		2.433	120	
07-33		50	0.485		2.518		
07-34		145	1.406		2.267	240	
07-35		100	0.970		2.376		
07-36		50	0.485	2.581			

Table4 Dimensions of the artificial flaws (FY'09)

Ser. #	Size (R _m mm)	δ _z mm	δ _z /2R _m	t ₁ mm (t ₁ /t)	t ₁ Measured mm	θ deg	p _r MPa
09-01	100A (51.55)	6	0.058	2 (0.5)	2.095	23.3 (20 mm)	31.21
09-02					1.968	60	31.31
09-03					1.91	240	29.60
09-04		10	0.097		2.012	6.94 (6 mm)	30.13
09-05					2.027	11.6 (6 mm)	31.09
09-06					13	0.126	2
09-07		20	0.194		2.025	6.94 (6 mm)	28.79
09-08					2.047	23.3 (20 mm)	31.15
09-09		30	0.291		2.144	35.2 (30 mm)	28.31
09-10		50	0.485		2.034	6.94 (6 mm)	23.32
09-11					2.055	60.6 (50 mm)	24.39
09-12					2.299	60	21.31
09-13		145	1.406		2.053	120	18.58

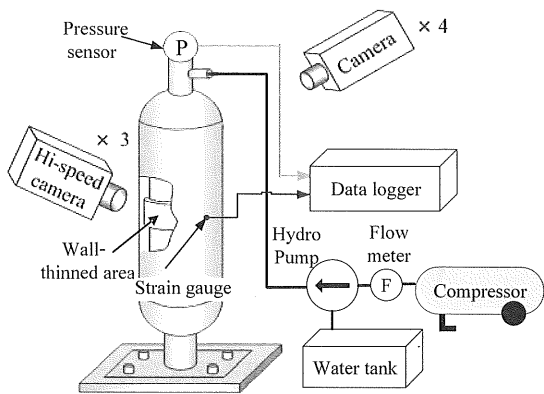


Fig.2 Wall-thinned pipe burst test system diagram

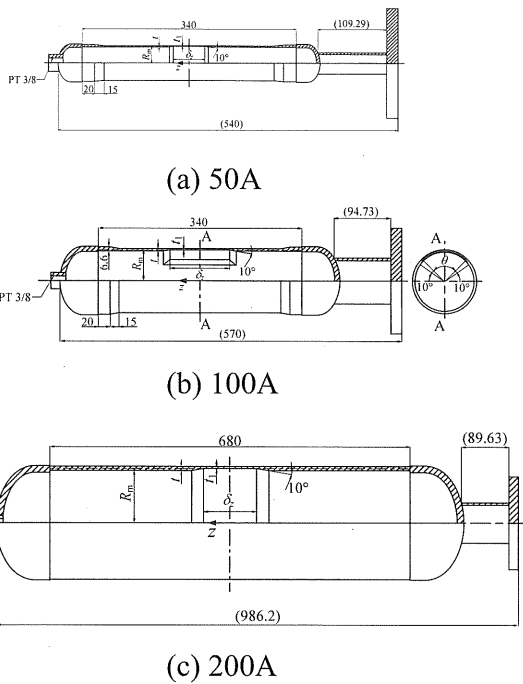


Fig.3 Test specimen configuration

2.1 試験結果:破壊モード

まず、100A配管、 $t_1/t = 0.5$ の場合につき、図4に示すように、 δ_z が十分に大きい場合にはたとえ全周にわたって減肉していても ($\theta = 360$ deg) 軸方向に割れることが確認できた。一方、 $\theta = 360$ degの場合には、 δ_z が50mm程度となると、まだまだ周方向の溝とはみなし難いにも関わらず、周方向に割れが発生することが確認できた。

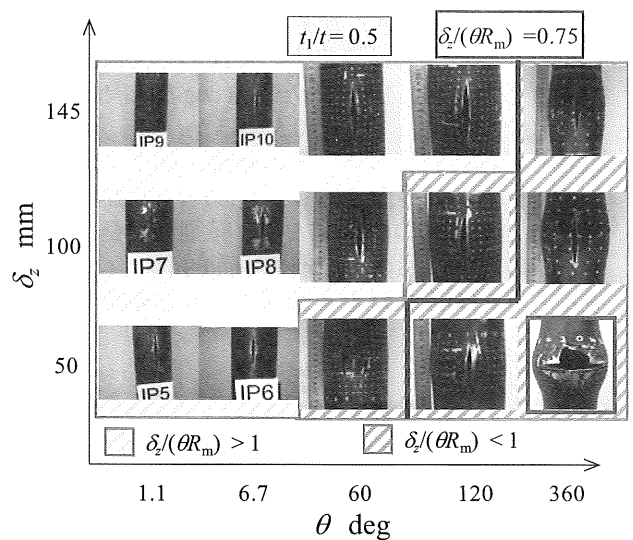


Fig.4 Fracture mode under internal pressure (100A, $t_1/t = 0.5$)

そしてこの100A配管と相似な50A, 200A配管についての検討を行い、この周割れが発生する現象に一般性があり、基本的に減肉形状により破壊モードが予測可能であることを確認した ($t_1/t = 0.5$, $\theta = 360$ deg; 図5, 図6)。

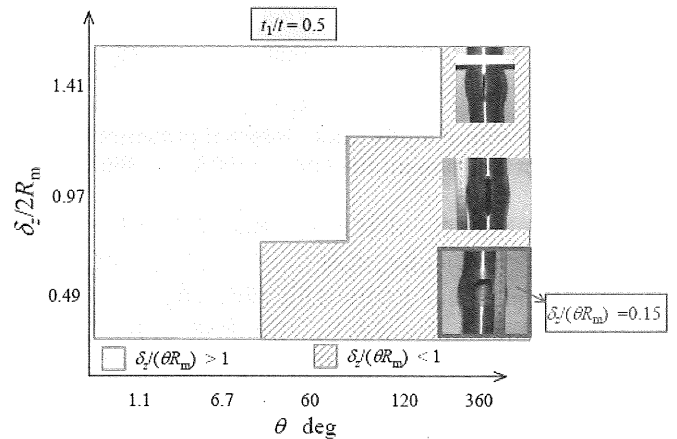


Fig.5 Fracture mode under internal pressure burst (50A, $t_1/t = 0.5$)

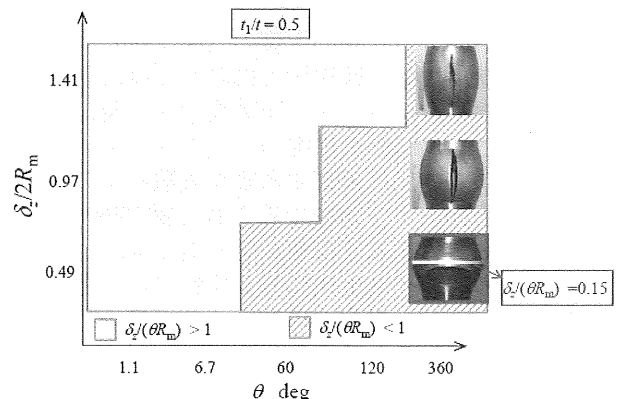


Fig.6 Fracture mode under internal pressure burst (200A, $t_1/t = 0.5$)

その後、 δ_z が小さくなることにより破壊モードが軸割れから周割れに変化する現象への肉厚の影響を検討するために、100A、 $\theta=360$ degの減肉配管の t_1/t をこれまで実施してきた0.5のほか、0.25、0.75と変化させた検討を行った。その結果、図7に示すように $\delta_z=50$ mmの場合であっても、 $t_1/t=0.25\sim 0.5$ では周割れとなるものの、0.75では軸割れが発生しており、この意味において減肉の平面的形状(δ_z , θ)のみならず、肉厚も影響を及ぼすことを確認した。

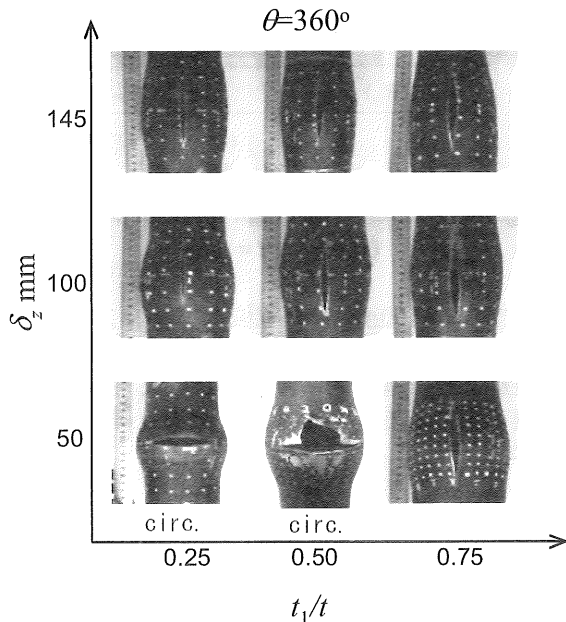


Fig.7 Fracture mode under internal pressure burst; effect of ligament thickness (100A, $\theta=360$ deg)

以上、破壊モードに対する検討結果をまとめると、明らかな周方向溝状減肉ではない(たとえば、100A, $\delta_z=50$ mm, $t_1/t=0.25\sim 0.5$) 減肉欠陥であっても周方向に割れる場合があり、この意味において、軸方向に長いき裂 δ_z の内圧破裂評価式を減肉欠陥に適用する場合には、減肉形状に対する適用限界を明示する必要があると思われた。

2.2 試験結果: 破裂内圧に対する欠陥形状の影響

次に、軸方向に長いき裂の(図1左)内圧破裂評価式を減肉欠陥に適用するに際しては、き裂にはない周方向長さ θ (図1右)が破裂内圧に及ぼす影響が小さいことが暗黙の前提の一つとなっていることから、 θ が破裂内圧に及ぼす影響を実験により検討した。整理に当たって、実験で得られた破裂内圧 p_f と以下のKiefner式による予測値 p_{FK} との比を取り、これを減肉形状のアスペクト比に対し比較することにした。この比 p_f/p_{FK} は、軸方向に長いき裂モデルからの乖離を表現していると考えられる。

$$p_{FK} = \frac{2t}{\sqrt{3}R_m} \sigma_f \cdot \frac{\left(\frac{\delta_z}{t} \right) \left(\frac{a}{t} \right)}{\left(1 - \frac{a}{tM_t} \right)} \quad (1)$$

ここに

$$M_t = \sqrt{1 + 1.61 \frac{c^2}{4 m t}} R \quad (2)$$

はバルジング係数と呼ばれている。

100A, $t_1/t=0.5$ に対する結果を図8に示す。この図より、軸方向に長いき裂に対して予測した破裂内圧では考慮されていない θ の影響が無視できないことがわかる。また、 $\delta_z/(\theta R_m) < 0.75$, すなわち周方向に若干長い減肉となると p_f/p_{FK} の傾向が不連続となる、すなわち軸方向に長いき裂で想定している破壊モデルと異なることがわかる。このような、周方向に長い減肉形状に対し軸方向に長いき裂の内圧破裂評価式を適用することは、考えてみれば当然だが、適切ではないということであろう。

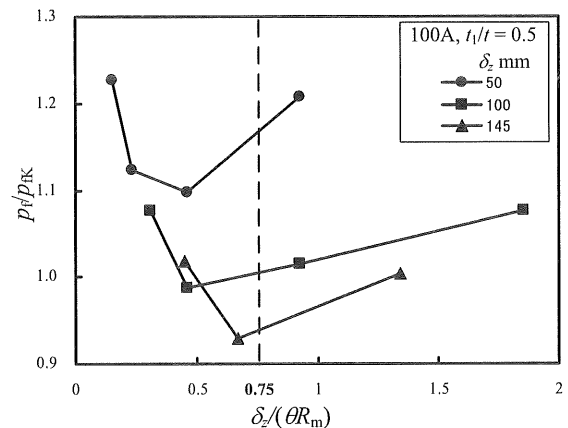


Fig.8 Effect of flaw configuration on burst pressure (100A, $t_1/t=0.5$)

最後に、 $\delta_z/(\theta R_m) \rightarrow 0$ の場合には当然周方向き裂の特性が表れると考え、 $\delta_z/(\theta R_m)$ が0に近い減肉形状に対する知見を拡充した。選定した試験体の形状は表3に、結果を図9、図10に示す。

図9により、周方向に長い減肉の中でも $\delta_z/(\theta R_m) < 0.15$ にて軸割れではなく、周割れや貫通割れが発生するようになることが読み取れる。そして、この破壊モードの変化に対応するかのよう、 p_f/p_{FK} の傾向が $\delta_z/(\theta R_m) = 0.15$ を境に変化していることが読み取れる(図10)。これは、 $\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.15$ ではいわゆる周方向き裂として扱うことが適切であるということを示唆しているであろう。

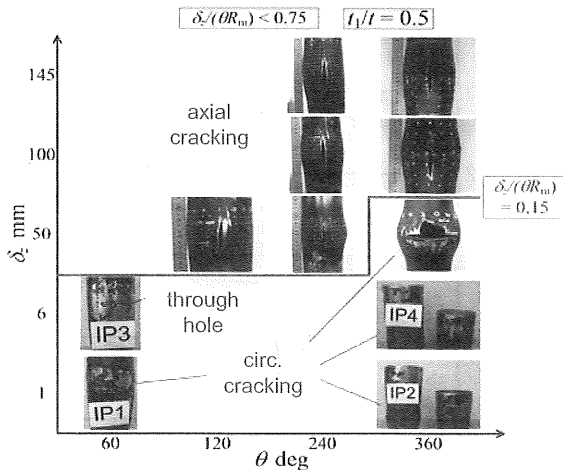


Fig.9 Fracture mode under internal pressure : case of small aspect ratio (100A, $t_1/t = 0.5$)

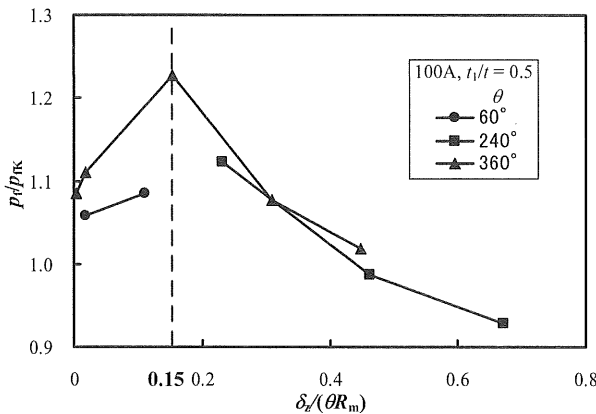


Fig.10 Effect of flaw configuration on burst pressure (100A, $t_1/t = 0.5$)

3. 減肉配管の平面状/非平面状欠陥に適用可能な内圧破裂式の提案

以上、本研究では減肉直管の内圧下破壊モードに対し、「明らかに周方向溝状減肉ではない(たとえば、100A, $\delta_z = 50$ mm) 減肉欠陥であっても周方向に割れる場合があり、この意味において、軸方向に長いき裂の内圧破裂評価式を減肉欠陥に適用する場合には、減肉形状に対する適用限界を考慮する必要がある」ことを指摘した。そして軸方向に長いき裂の内圧破裂評価式を減肉に適用する場合の問題点、具体的にはき裂にはないパラメータである θ が破裂内圧に及ぼす影響を検討した結果を次のようにまとめた。

- 軸方向に長いき裂の内圧破裂評価式を減肉に適用する場合には、当然と言えば当然だが、減肉形状の適用限界が存在する
- 減肉形状を適切に仕分けした上で、そのすべての減肉形状に対して適用可能な内圧破裂評価式が必要である
- 減肉形状の仕分け案は
 - $\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.15$: 周方向き裂
 - $0.15 < \delta_z/(\theta R_m) < 0.75$: 周方向に長い減肉

— $0.75 \leq \delta_z/(\theta R_m)$: 軸方向に長い減肉及びき裂

以上の検討結果を基に、すべての減肉欠陥形状に対し適用可能なSTPT370 減肉直管破裂内圧評価式を以下のように提案する。この際、日本では必要最小肉厚管理を行っていることを念頭に置き、もっとも薄い位置の肉厚 t_1 に対する基本強度に形状関数 $f(\Theta = \theta/2\pi, \Delta = \delta_z/(R_m t)^{1/2})$ を乗じることでの整理を行った。減肉欠陥の周方向寸法 θ を考慮したものになっている点、そして破壊モード等を考慮した減肉欠陥のアスペクト比 $\delta_z/(\theta R_m)$ による仕分けを行っている点に特徴がある。

$$p_{FU} = \frac{2t_1}{\sqrt{3}R_m} \sigma_f \cdot f \left(\Theta = \frac{\theta}{2\pi}, \Delta = \frac{\delta_z}{\sqrt{R_m t}} \right) \quad (3)$$

ここに、直管の基本寸法(減肉のない部分)は、 R_m : 平均半径、 t : 肉厚であり、減肉欠陥の寸法を、 t_1 : 減肉部の肉厚、 θ : 周方向角度 rad、 δ_z : 軸方向長さ、そして σ_f : 流動応力 ($= (\sigma_{YS} + \sigma_u)/2$) である。形状関数 f は、減肉欠陥のアスペクト比 $\delta_z/(\theta R_m)$ による仕分けを行うことを前提として、次の通りとした。

$$f \left(\Theta = \frac{\theta}{2\pi}, \Delta = \frac{\delta_z}{\sqrt{R_m t}} \right) = \left(\sum_{i=0}^3 a_i \Theta^i \right) \cdot \left(\sum_{j=0}^3 b_j \Delta^j \right) \quad (4)$$

- $\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.15$: 周方向き裂の場合

$$f = 2.02 + 0.16\Theta - 0.15\Theta^2 + 0.06\Theta^3 + 1.08\Delta - 1.06\Theta\Delta - 0.26\Theta^2\Delta + 1.15\Theta^3\Delta - 0.11\Delta^2 - 3.24\Theta\Delta^2 - 0.45\Theta^2\Delta^2 + 3.18\Theta^3\Delta^2 - 1.33\Delta^3 - 7.93\Theta\Delta^3 - 0.96\Theta^2\Delta^3 + 7.77\Theta^3\Delta^3$$

- $0.15 < \delta_z/(\theta R_m) < 0.75$: 周方向減肉の場合

$$f = 2.13 - 1.005\Theta + 0.591\Theta^2 + 0.40\Theta^3 - 0.21\Delta + 0.08\Theta\Delta + 0.06\Theta^2\Delta - 0.11\Theta^3\Delta + 0.002\Delta^2 + 0.01\Theta\Delta^2 + 0.004\Theta^2\Delta^2 - 0.01\Theta^3\Delta^2 - 0.0004\Delta^3 + 0.0003\Theta\Delta^3 + 0.0002\Theta^2\Delta^3 - 0.00008\Theta^3\Delta^3$$

- $0.75 \leq \delta_z/(\theta R_m)$: 正形状減肉、軸方向減肉、軸方向き裂の場合

$$f = 1.97 + 2.99\Theta - 9.53\Theta^2 + 6.86\Theta^3 - 0.38\Delta + 0.57\Theta\Delta + 0.09\Theta^2\Delta - 0.56\Theta^3\Delta - 0.03\Delta^2 + 0.03\Theta\Delta^2 + 0.02\Theta^2\Delta^2 - 0.005\Theta^3\Delta^2 - 0.0001\Theta\Delta^3 + 0.001\Theta^2\Delta^3 + 0.00008\Theta^3\Delta^3 - 0.002\Theta^3\Delta^3$$

この提案した破裂内圧評価式の妥当性を確認するために、実験による破裂内圧 p_r を提案した式により計算した p_{FU} により無次元化して図 11~13 にプロットし、これをKiefner式による予測値 p_{FK} と比較した。これらの図により、提案した式によりすべての減肉欠陥に対し、破裂内圧を精度よく予測できるようになっていることを読み取ることができる。

4. 考察

本研究では、主として $t_1/t = 0.5$ の模擬減肉を有する100Aの炭素鋼 (STPT370) 配管に対する内圧破裂実験データをまとめ、これをすべての減肉欠陥 (軸方向き裂, 軸方向減肉, 正方形減肉, 周方向き裂, 周方向減肉) に対し適用可能な破裂内圧評価式を提案した。この実験式では、平面状欠陥 (き裂) と非平面状欠陥 (減肉) の区分が減肉形状のアスペクト比により行われている。今後この実験式は他の材料や減肉形状を有する配管に対するさらなる検証が必要であるが、すべての減肉形状を包含するという意味において、検討価値があると考えられる。中でも、破壊モードに着目した平面状/非平面状欠陥分類方法については活発な議論を期待したい。

5. 結言

破壊モードと強度を考慮しながら、すべての減肉欠陥 (軸方向き裂, 軸方向減肉, 正方形減肉, 周方向き裂, 周方向減肉) へ軸方向に長いき裂の内圧破裂評価式 (たとえば, Kiefner 式) を適用する場合の限界、および減肉欠陥の形状的な分類基準を明確した上で、全ての減肉欠陥に適用できる新しい破裂内圧評価式を提案した。

謝辞

この研究の一部は経済産業省原子力・安全保安院の高経年化対策強化基盤整備事業の一環として実施された。ここに記して謝意を表す。

参考文献

- [1] Kiefner JF, Maxey WA, Eiber RJ, Duffy AR. Failure stress levels of flaws in pressurized cylinders. . Progress in flaw growth and fracture toughness testing. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 1973. p. 461-481.

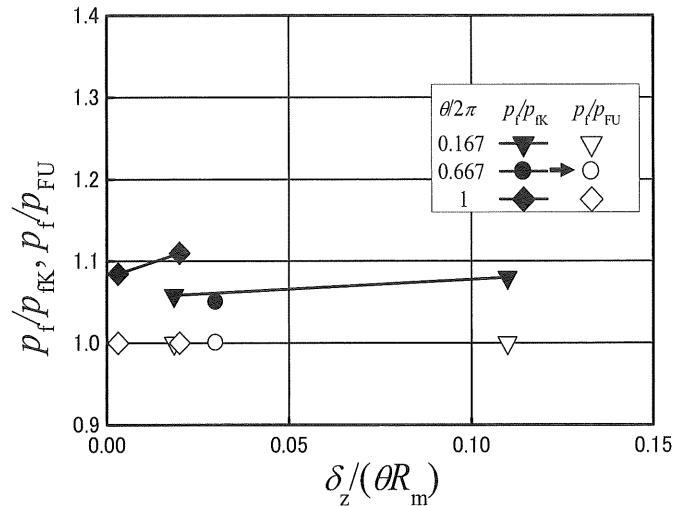


Fig.11 Validity of the proposed equation ($\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.15$)

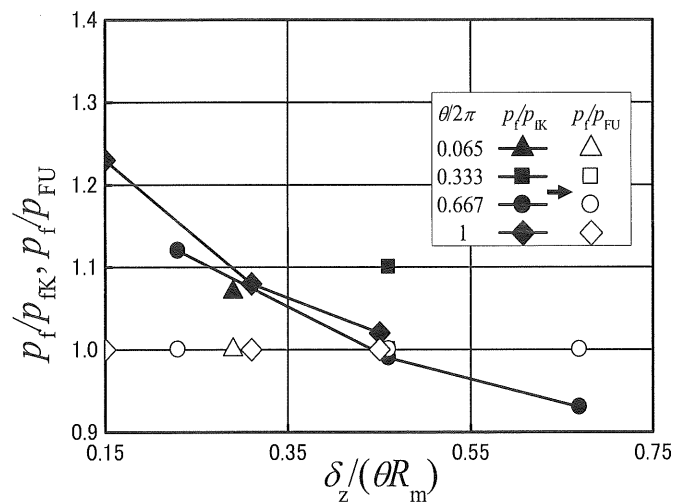


Fig.12 Validity of the proposed equation ($0.15 < \delta_z/(\theta R_m) < 0.75$)

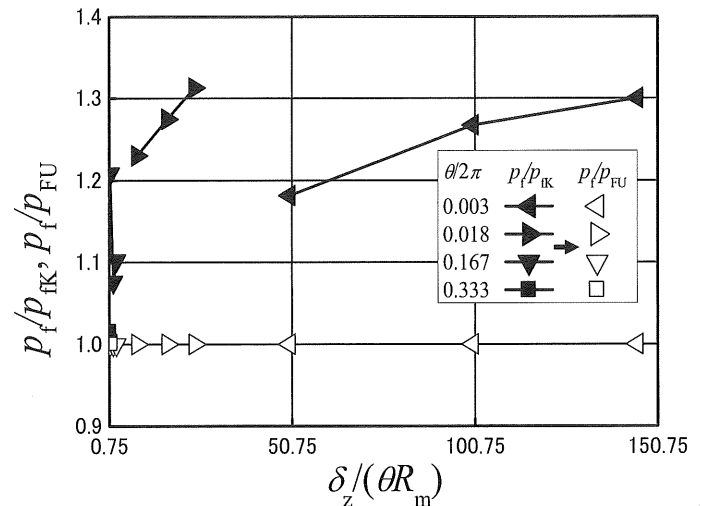


Fig.13 Validity of the proposed equation ($0.75 \leq \delta_z/(\theta R_m)$)