



# 減肉配管の平面状/非平面状欠陥に適用可能な破裂内圧式の提案

## 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  
 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

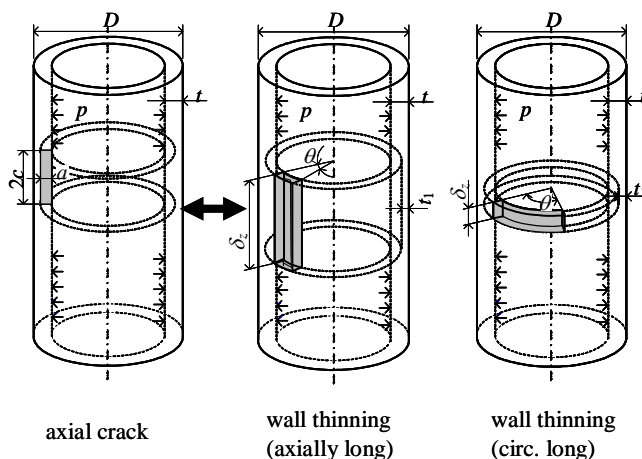
### 1. 緒言

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（平面状欠陥）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（非平面状欠陥）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含め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破裂内圧評価式（た

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にした上で、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。



	crack	wall thinning
flaw depth	$a$	$t-t_1$
axial length	$2c$	$\delta_z$
circ. length	$\times$	$\theta$

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  $p$  はハイドロ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、破裂内圧  $p_r$  は実験時の到達最大内圧の前後1秒、200データの平均値として定義した（例外として、最大内圧到達後1秒以内に破壊が起こった以下の試験体については、破裂直前までのデー

タを使用している：06-09、07-11、12、19、33、08-05、09、11)。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  $p_f$  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  $t_{1Measured}$  も併記した（溝状の減肉をもつ試験体については、肉厚計測が行えなかったものがあるが、それらについては表中では斜線で示す）。試験体の材料は炭素鋼 STPT 370 であり、試験体の化学成分および引張試験結果を表5に示す。ここで  $\sigma_{YS}$ ：降伏応力、 $\sigma_B$ ：引張強さ、 $\epsilon_B$ ：破断伸びである。

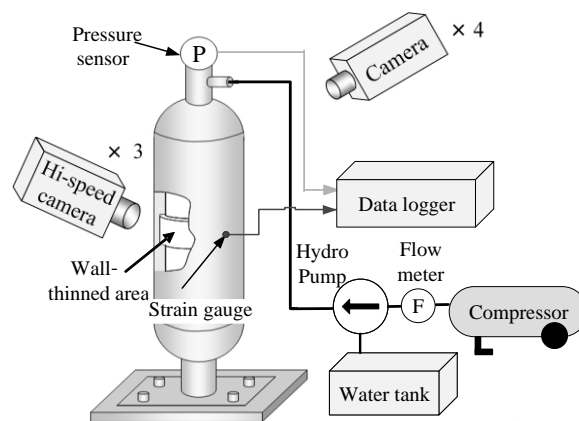


Fig.2 Wall-thinned pipe burst test system diagram

Table 1 Dimensions of the artificial flaws (200A)

$\theta/2\pi$	$t_1$ mm ( $t_1/t$ )	$t_{1Measured}$ mm	$\delta_z$ mm	$\frac{\delta_z}{\sqrt{R_m t}}$	$\frac{\delta_z}{(\theta R_m)}$	$P_f$ MPa	Ser. #
1	6 (0.75)	6.02	178	6.20	0.275	30.58	07-22
		4.01	290	10.10	0.448	19.42	06-10
	4 (0.5)	4.01	200	6.96	0.309	21.20	06-11
		4.02	146	5.08	0.225	23.03	07-23
		4.02	100	3.48	0.154	24.94	06-12
	2 (0.25)	2.02	103	3.59	0.159	14.80	07-24

Table 2 Dimensions of the artificial flaws (100A  $\theta=2\pi$ )

$\theta/2\pi$	$t_1$ mm ( $t_1/t$ )	$t_{1Measured}$ mm	$\delta_z$ mm	$\frac{\delta_z}{\sqrt{R_m t}}$	$\frac{\delta_z}{(\theta R_m)}$	$P_f$ MPa	Ser. #			
1	3 (0.75)	2.97	145	10.10	0.448	26.58	07-01			
		2.99	100	6.96	0.309	27.62	07-02			
		2.96	95	6.62	0.293	27.76	07-03			
		2.95	85	5.92	0.262	27.88	07-04			
		2.90	75	5.22	0.232	28.17	07-05			
		2.96	50	3.48	0.154	30.25	07-06			
	2 (0.5)	2.00	145	10.10	0.448	16.50	06-01			
		2.01				16.48	06-02			
		1.94				16.44	06-03			
		2.02				18.42	07-07			
		2.03				19.00	07-08			
		2.02				20.23	07-09			
		1.99				18.35	06-04			
		2.03				21.04	07-10			
		1.99				80	6.96	0.309	21.01	07-11
		2.07				70	4.87	0.216	22.99	07-12
		1.98				60	4.18	0.185	22.69	07-13
	1.96	50	3.48	0.154	22.33	06-05				
	2.00				22.17	06-06				
	1.98				26.51	07-14				
	1.95				40.42	08-04				
	1	1	1	0.07	0.003	40.08	08-02			
	1 (0.25)	1.05	145	10.10	0.448	9.39	07-15			
		1.06	100	6.96	0.309	10.49	07-16			
		1.02	60	4.18	0.185	13.32	07-17			
		1.04	50	3.48	0.154	14.12	07-18			
		0.95	40	2.79	0.123	14.43	07-19			

Table 3 Dimensions of the artificial flaws(100A others)

$\theta/2\pi$	$t_1$ mm ( $t_1/t$ )	$t_{1Measured}$ mm	$\delta_z$ mm	$\frac{\delta_z}{\sqrt{R_m t}}$	$\frac{\delta_z}{(\theta R_m)}$	$P_f$ MPa	Ser. #		
0.667	2	2.44	145	10.10	0.672	22.62	07-34		
		2.20	100	6.96	0.463	21.78	07-35		
		2.12	50	3.48	0.232	26.39	07-36		
		1.91	6	0.42	0.028	29.48	09-03		
		2.30	145	10.10	1.343	22.85	07-31		
		2.05				16.95	09-13		
		0.333	2.21	100	6.96	0.926	23.60	07-32	
			2.12	50	3.48	0.463	27.01	07-33	
			2.06	50	3.48	0.917	24.38	09-11	
		0.168	2 (0.5)	2.30	145	10.10	2.686	21.37	09-12
		2.24		100	6.96	1.852	23.17	07-26	
		2.05		50	3.48	0.926	26.25	07-27	
2.17	6	0.42		0.111	40.46	08-03			
1.97	1	0.07		0.019	31.21	09-02			
0.167	2.14	30		2.09	0.947	38.82	08-01		
	2.05	20		1.39	0.954	28.37	09-09		
	2.10	6		0.42	0.286	29.55	09-08		
0.098	2.10	6		0.42	0.286	31.09	09-01		
0.065	2.03	10		0.70	0.960	30.96	09-05		
0.032	2.04	145		10.10	23.36	25.53	08-10		
	2.03	100		6.96	16.11	26.07	08-08		
	2.03	50	3.48	8.054	23.23	09-10			
	2.03	20	1.39	3.222	28.78	09-07			
	2.00	13	0.91	2.094	29.90	09-06			
	2.01	10	0.70	1.611	30.09	09-04			
	0.019	145	10.10	145.2	25.41	08-09			
		100	6.96	100.1	25.76	08-07			
		26.90	08-05						
		35.24	08-12						
		18.70	08-11						
		0	4	3.96	0	0	0	34.44	07-25

Table 4 Dimensions of the artificial flaws (50A)

$\theta/2\pi$	$t_1$ mm ( $t_1/t$ )	$t_{1Measured}$ mm	$\delta_z$ mm	$\frac{\delta_z}{\sqrt{R_m t}}$	$\frac{\delta_z}{(\theta R_m)}$	$P_f$ MPa	Ser. #
1	1.5 (0.75)	1.48	44	6.02	0.262	28.27	07-20
		0.99	75	10.25	0.446	17.17	06-07
	1 (0.5)	1.01	52	7.11	0.309	19.22	06-08
		0.98	36	4.92	0.214	21.09	07-21
		0.99	26	3.55	0.155	23.60	06-09

Table 5 Chemical composition and tensile strength of the specimen

Size	Ser. #	C	Si	Mn	P	S	$\sigma_{ys}$ MPa	$\sigma_B$ MPa	$\epsilon_B$
100A	06-01~06	0.15	0.19	0.48	0.017	0.008	311	441	0.38
	07-01~19, 25, 27, 28, 30, 32, 33, 35, 36	0.17	0.20	0.67	0.017	0.007	324	483	0.41
	07-26, 29, 31, 34	0.20	0.22	0.55	0.023	0.010	310	465	0.42
	08-01~12	0.22	0.19	0.69	0.015	0.002	333	487	0.38
	09-01~13	0.15	0.19	0.48	0.018	0.006	255	416	0.45
50A	06-07~09	0.16	0.20	0.50	0.017	0.011	318	449	0.40
	07-20, 21	0.20	0.20	0.73	0.017	0.010	321	495	0.60
200A	06-10~12	0.19	0.22	0.57	0.020	0.006	309	477	0.46
	07-22~24	0.18	0.21	0.63	0.016	0.007	296	481	0.48

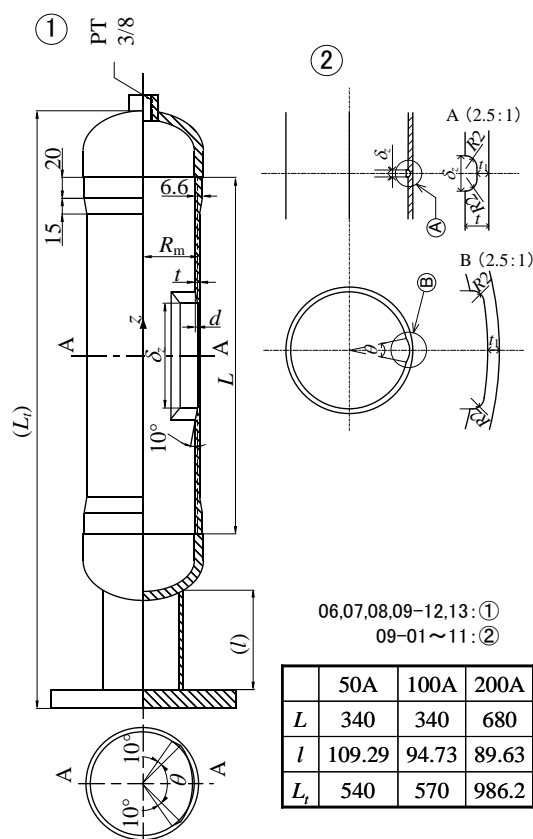


Fig.3 Test specimen configuration

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、 $\delta_z$  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 ( $\theta = 2\pi$ ) 軸方向に割れることが確認できた。一方、 $\theta = 2\pi$  の場合であっても、 $\delta_z$  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。

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 ( $t_1/t = 0.5$ ,  $\theta = 2\pi$ ; 図5、図6)。

その後、 $\delta_z$  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、 $\theta = 2\pi$  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 ( $\delta_z$ ,  $\theta$ ) のみならず、肉厚も影響を及ぼすことを確認した。

以上、破壊モードに対する検討結果をまとめると、明らかに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、軸方向に長いき裂の破裂内圧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る。

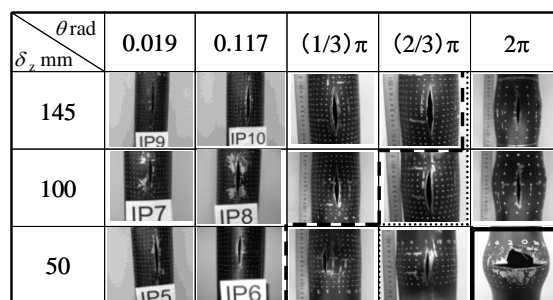


Fig.4 Fracture mode under internal pressure (100A,  $t_1/t = 0.5$ )

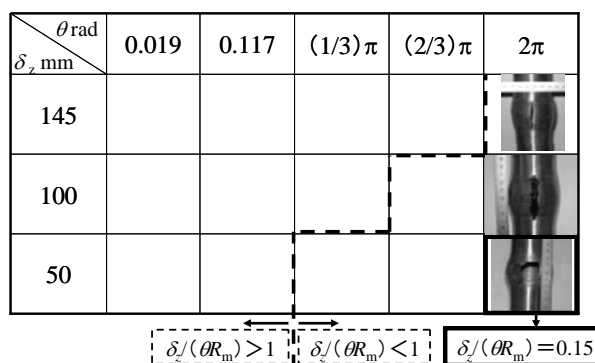


Fig.5 Fracture mode under internal pressure burst (50A,  $t_1/t = 0.5$ )

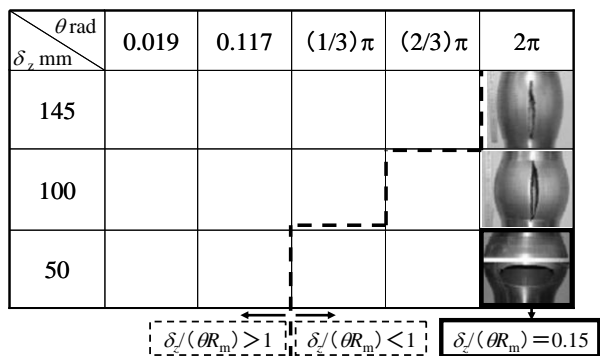


Fig.6 Fracture mode under internal pressure burst  
(200A,  $t_1/t=0.5$ )

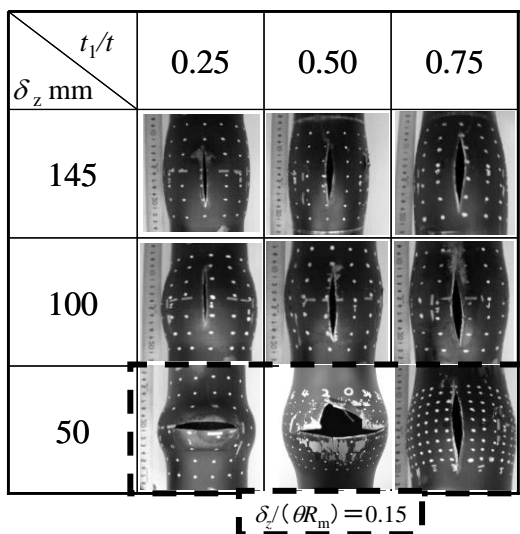


Fig.7 Fracture mode under internal pressure burst;  
effect of ligament thickness (100A,  $\theta=2\pi$ )

## 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)破裂内圧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 $\theta$ (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、 $\theta$ 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[1]による予測値 $p_{PK}$ 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 $p_f/p_{PK}$ 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。

$$p_{PK} = \frac{2t}{\sqrt{3}R_i} \sigma_f \cdot \left[ \frac{(t-a)/t}{1-a/(tM_t)} \right] \quad (1)$$

ここに

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

はバレルング係数と呼ばれており、直管の基本寸法(減肉の

ない部分)は、 $R_m$ :平均半径、 $R_i$ :内半径、 $t$ :肉厚、であり、軸方向き裂の寸法は、図1に示すように $a$ :き裂の深さ、 $2c$ :軸方向長さ、そして $\sigma_f$ :流動応力( $=(\sigma_{YS} + \sigma_B)/2$ )と定義した。

100A、 $t_1/t=0.5$ に対する結果を図8に示す(なお、図中に実験点を直線でつないでいるが、これはマーカーの種類別の傾向把握を容易とするためのものであり、当然のことではあるが、線の折れ曲がり点が厳密な意味での極値に対応するものではない。また、同一ロットの試験体のみを選定し直線でつないでいる。図10においても同様である)。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 $\theta$ 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、 $\delta_z/(\theta R_m)$ の減少に対する $p_f/p_{PK}$ の傾向が、減少するだけでなく増加にも転じた。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破裂内圧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。

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。100A、 $t_1/t=0.5$ の場合に対し選定した試験体の形状を表2、3に、結果を図9、10に示す。

図9により、 $\delta_z \rightarrow 0$ となると $\theta=2\pi$ ではなくても、 $\delta_z/(\theta R_m) < 0.15$ の範囲では軸割れではなく、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、図10にて $\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.15$ の範囲内にある同一の $\delta_z$ に対する隣り合う2つの実験点をつなぐと、 $\delta_z/(\theta R_m)$ の増加に対し $p_f/p_{PK}$ が常に増加する傾向を示す一方で、 $0.15 < \delta_z/(\theta R_m)$ では $p_f/p_{PK}$ が減少する傾向が読み取れる。これは、 $\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.15$ ではKiefner式で対象としている軸方向き裂ではなく、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のであろう。

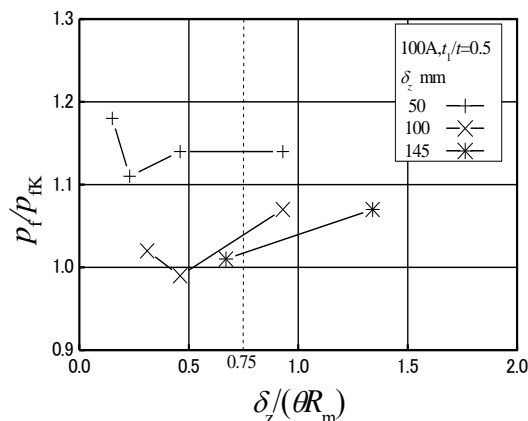


Fig.8 Effect of flaw configuration on burst pressure  
(100A,  $t_1/t=0.5$ )

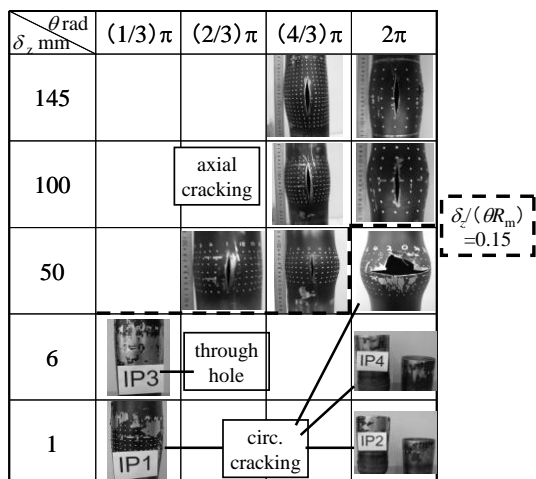


Fig.9 Fracture mode under internal pressure : case of small aspect ratio (100A,  $t_1/t=0.5$ )

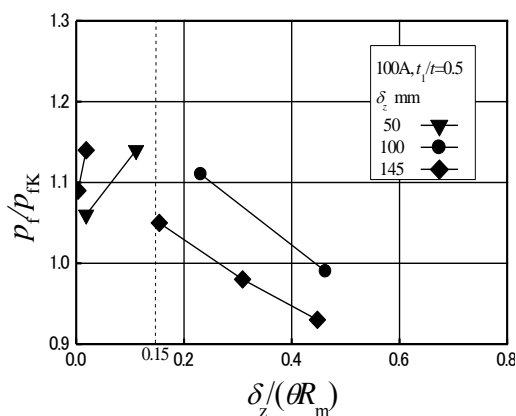


Fig.10 Effect of flaw configuration on burst pressure (100A,  $t_1/t=0.5$ )

### 3. 減肉配管の平面状/非平面状欠陥に適用可能な破裂内圧式の提案

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破裂内圧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破裂内圧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 $\theta$ 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破裂内圧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破裂内圧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 $f(\Theta) = \theta/2\pi, \Delta = \delta_z/(R_m t)^{1/2}$ を乗じる形での整理を行った。減肉欠陥の周方向寸法 $\theta$ 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、減肉欠陥の寸法を、 $t_1$  : 減肉部の肉厚、 $\theta$  : 周方向角度 rad、 $\delta_z$  : 軸方向長さとした。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、100A、 $t_1/t=0.5$ 、 $\Theta=1$  および $\Theta=0.003$  ( $\Theta=0$ 相当の実験データ) に対する近似式をそれぞれ作成し、この2式を用いて $\Theta=0 \sim 1$ の範囲を内挿した。

$$f \left( \Theta = \frac{\theta}{2\pi}, \Delta = \frac{\delta_z}{\sqrt{R_m t}} \right) = \left( \sum_{i=0}^1 a_i \Theta^i \right) \cdot \left( \sum_{j=0}^4 b_j \Delta^j \right) \quad (4)$$

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

$$f = 2.2 - 0.339546\Delta - 0.00372264\Delta^2 + 0.0080402\Delta^3 + (0.206786 - 0.125866\Delta - 0.0255243\Delta^2 + 0.009037\Delta^3 - 0.00001629\Delta^4)(\Theta - 1) \quad (5)$$

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

$$f = 1.7012 - 0.13854\Delta + 0.008189\Delta^2 - 0.0001614\Delta^3 + (-0.292012 + 0.075143\Delta - 0.0136123\Delta^2 + 0.0008354\Delta^3 + 0.0000168309\Delta^4)(\Theta - 1) \quad (6)$$

•  $0.75 \leq \delta_z/(\theta R_m)$ :

正方形状減肉、軸方向減肉、軸方向き裂の場合

$$f = 0.92 + (-1.07321 + 0.21368\Delta - 0.02180116\Delta^2 + 0.000996764\Delta^3 - 0.0000168309\Delta^4)(\Theta - 1) \quad (7)$$

### 4. 考察

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値 $p_F$ を、提案式により計算した $p_{FU}$ 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  $p_{Rk}$  と比較した。なお、図中の ( ) 付記号は表 2、3 の斜線付データに対応しており、肉厚の実測が困難であるので、 $p_{Fu}$ 、 $p_{Rk}$  を設計肉厚を用いて評価したものである。

図 11 より、( ) 付のデータが含まれてはいるが、Kiefner 式は本来の対象としているき裂 ( $\delta_z/(\theta R_m) \gg 1$ ) のみならず、軸方向に長い減肉 ( $\delta_z/(\theta R_m) > 1$ )、正方形に近い減肉 ( $\delta_z/(\theta R_m) \approx 1$ ) に対し、保守的な評価となることが読み取れる。これに対し、今回提案した  $p_{Fu}$  は実験値に近い値を与えるものになっている。

次に、周方向に長い減肉に対応する  $0.15 \leq \delta_z/(\theta R_m) \leq 0.75$  を対象とした図 12 によると、Kiefner 式  $p_{Rk}$  が実測値  $p_{Fi}$  を過小評価しているものが、今回提案した  $p_{Fu}$  により適切に予測できるように改善されていることが読み取れる。Kiefner 式は本来軸方向き裂の式なので、周方向に長い減肉の  $p_{Fi}$  を過小評価することは理屈の上ではあってもおかしくない。ただ、Kiefner 式は流動応力  $\sigma_f$  の定義を各種材料に対し個別に与えているが、STPT 370 に対し  $\sigma_f$  の定義が指定されておらず、著者等が図 11 の結果もふまえて  $\sigma_f = (\sigma_{YS} + \sigma_B)/2$  としたことをここに付記しておく。

最後に、周方向き裂として扱うべき、 $\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.15$  のデータを図 13 に示す。破壊モードの観点からすると、 $p_{Rk}$  と  $p_{Fu}$  に顕著な差が現れそうであるが、実験結果はそうようになっていない。これは、今回ここでは省略するが、全周き裂の破裂内圧式の評価値と Kiefner 式で  $c \rightarrow 0$  とした場合の破裂内圧に近いという事実に対応している。

式(5)~(7)の形状関数  $f$  は、3 章に述べたように 100A、 $t_1/t = 0.5$  のデータのうち、 $\Theta = 1$  と 0.003 の結果を用いて定めている。 $t_1/t = 0.5$ 、他の  $\Theta$  に対する減肉形状の  $p_{Fu}$  の妥当性については図 11~13 に示した通りである。なお、ここでは紙面の都合で詳細を省略するが、他の  $t_1/t$  に対しても、 $p_{Fi}/p_{Fu}$  が同程度であることを別途確認してある。

## 5. 結言

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、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破裂内圧評価式 (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.

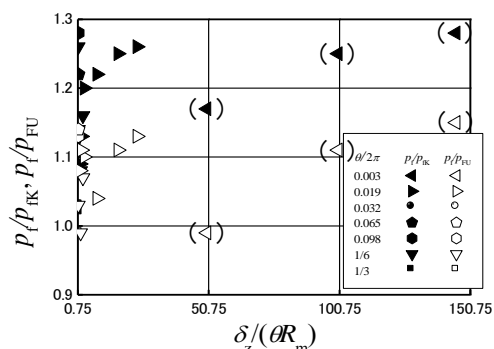


Fig.11 Validity of the proposed equation (100A,  $t_1/t = 0.5$ ;  $0.75 \leq \delta_z/(\theta R_m)$ )

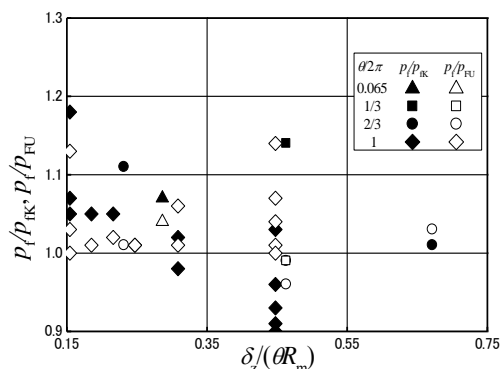


Fig.12 Validity of the proposed equation (100A,  $t_1/t = 0.5$ ;  $0.15 \leq \delta_z/(\theta R_m) \leq 0.75$ )

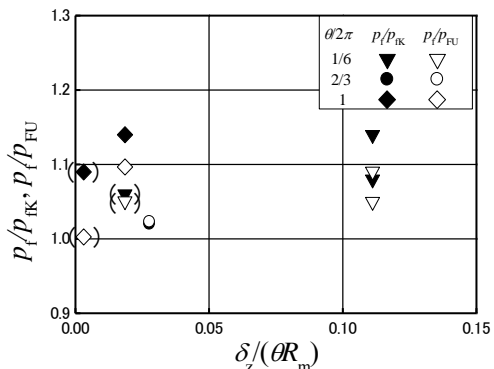


Fig.13 Validity of the proposed equation (100A,  $t_1/t = 0.5$ ;  $\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.15$ )