



減肉配管の平面状/非平面状欠陥に 適用可能な限界曲げ荷重式の提案

PROPOSAL OF LIMIT MOMENT EQUATION APPLICABLE TO PLANAR/NON-PLANAR FLAW IN WALL THINNED PIPES UNDER BENDING

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, limit bending moment equation applicable to all types of planar and non-planar flaw in wall thinned straight pipes under bending 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: Limit Moment, Limit Moment Equation, Bending, Wall-Thinned Pipes, Experimental Stress Analysis, Fracture Mode, Fracture Criterion, Size Effect

1. 緒言

従来、減肉配管の限界曲げ荷重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 Kanninen 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。

1) の破壊モードについては、Miyazaki ら[2]が STS410 100A、STS370 90A（いずれも Sch80、内圧なし）で減肉長さ（図 1 中 $\delta_z = 100$ mm）を一定とし、リガメント厚さ（図 1 中 t_1 ）、減肉角度（図 1 中 θ ）を変化させた実験を行い、 t_1 と θ により破壊モードが崩壊（オーバル変形）から割れに変わりうることを指摘している。一方、 δ_z が破壊モードに及ぼす影響については十分な検討が行われていない。

また、2) についてはき裂の強度評価式では考慮されていない δ_z が限界曲げ荷重 M_c に及ぼす影響について Han [3]、Zheng [4]、Kim [5] らが弾完全塑性体を仮定し検討を行っているが、いずれも δ_z の増加に伴い M_c が減少し、 $\delta_z / (R_m t)^{0.5} > 1.5$ (R_m : 平均半径、 t : 減肉のない部分の肉厚) で一定値に収束するとして

いる。これは、破壊モードを常に崩壊として、解析を行っているためだと思われるが、き裂の M_c がいわゆる減肉の M_c より大きいということを意味しており、これを受け入れるならば、き裂の M_c 評価式を減肉に適用することが必ずしも保守的ではないということになる。

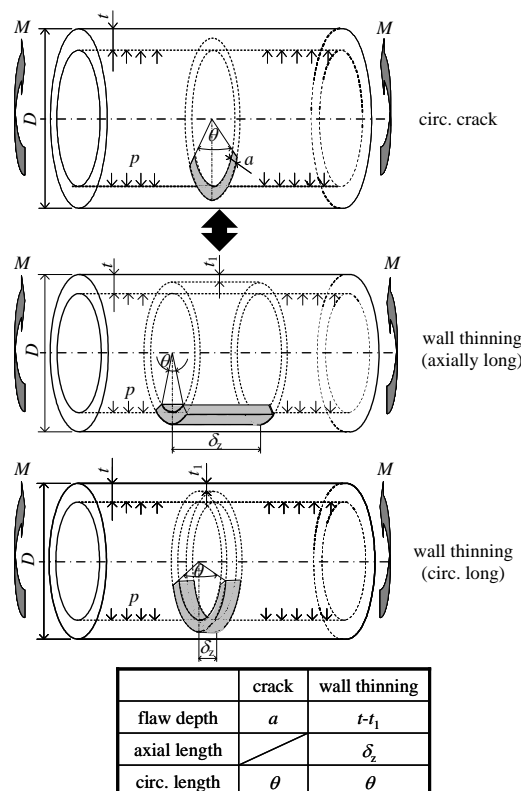


Fig.1 Circumferential planar flaw and non-planar flaws (axially and circumferentially long) in a cylinder

本研究では、き裂の M_c 評価式を減肉欠陥に適用する場合の保守性を確認することを念頭に置き、上記の2点に着目した検討を行うことにした。このために、直管について各種模擬減肉を挿入した内圧+曲げ試験と弾塑性解析を系統的に行った。そして、減肉形状から最小肉厚管理を行うことによる強度余裕を明らかにし、配管の破壊モードを予測できるようにすることにした。その際減肉形状については、軸方向長さ δ_z およびアスペクト比 $\delta_z/(\theta R_m)$ に着目し、 δ_z が破壊モードおよび限界曲げ荷重 M_c に及ぼす影響について検討した。最後に、以上の検討結果をまとめ、周方向に長いき裂 (図1上) の評価式を、非平面状欠陥を有する配管に対し、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、破壊モードに対応した新しい限界曲げ荷重評価式を提案した。ここで本研究では第1段階として、まずは減肉部に引張応力が加わる図1のようなケースを対象とした。また、周方向角度が $\theta \leq \pi$ の場合を対象としている。

2. 実験

実験システムの概略を図2に示す。この実験ではポンプにより一定の内圧を与えながら荷重 W を加え、到達最大荷重 W_c を測定し、限界曲げ荷重 $M_c = W_c a/2 = 0.1525 W_c \text{ kNm}$ とした。ここで、 W は実験時の到達最大荷重の前後1秒、200データの平均値として定義した。

試験体の概略を図3に、模擬減肉の寸法および限界曲げ荷重 M_c を表1に示す。ここで減肉部肉厚 t_1 は、設計値と共に測定値 $t_{1\text{Measured}}$ 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)。試験体に用いるのは80A、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それぞれ表2、3に示す。ここで σ_{YS} : 降伏応力、 σ_B : 引張強さ、 σ_f : 流動応力 ($= (\sigma_{YS} + \sigma_B)/2$)、 ϵ_B : 破断伸びである。

なお、この実験はすべて室温で行い、内圧は日本機械学会の設計・建設規格[6]に基づき、 t_1 を最小肉厚として計算された本試験体における最高使用圧力 $p_{\text{max}} = 6.4 \text{ MPa}$ を与えた。

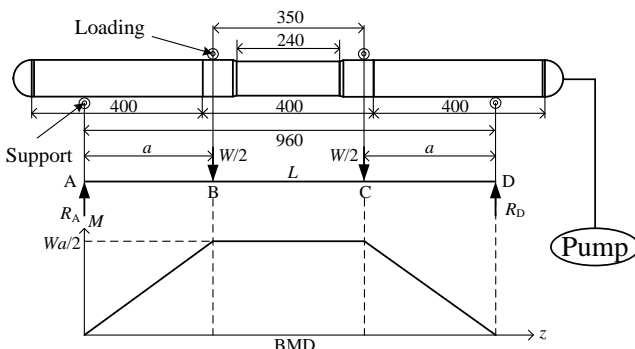


Fig.2 Four-point bending test and bending moment

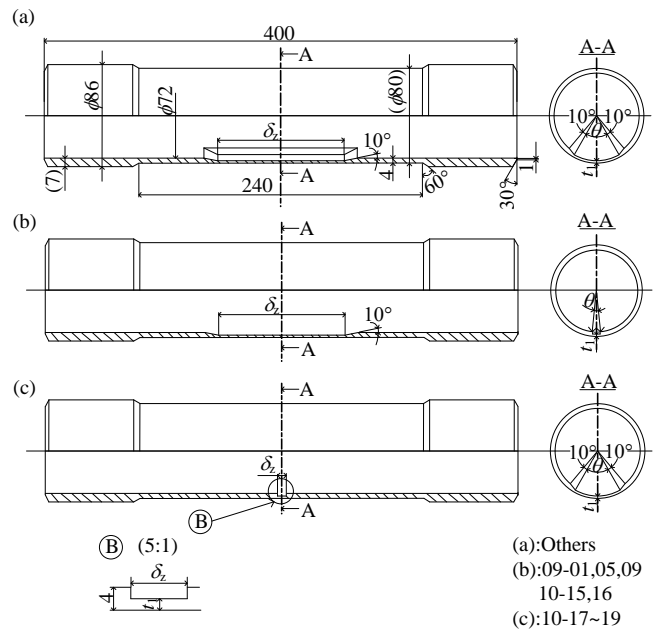


Fig.3 Test specimen configuration

Table1 Dimensions of the artificial flaws

$\theta/2\pi$	t_1 mm (t_1/t)	$t_{1\text{Measured}}$ mm	δ_z mm	$\frac{\delta_z}{\sqrt{R_m t}}$	$\frac{\delta_z}{(\theta R_m)}$	M_c^{Exp} kNm	Ser. #	
2/3	2	(0.5)	2.13	107	8.68	0.672	7.11	09-08
			2.03	37	3.00	0.232	7.44	09-07
			2.00	20	1.62	0.126	7.73	10-02
1/2	2	(0.5)	1	0.08	0.006	7.15	09-05	
			2.08	140	11.36	1.173	6.85	10-03
			2.18	107	8.68	0.896	7.21	09-04
			2.10	37	3.00	0.310	7.67	09-03
			1.96	20	1.62	0.168	7.51	10-04
			1	0.08	0.008	6.86	09-01	
1/3	2	(0.5)	2.08	107	8.68	1.344	7.52	10-05
			1.95	20	1.62	0.251	8.31	10-07
			2.04	10	0.81	0.126	8.46	10-08
			1.96	1	0.08	0.013	6.68	10-15
1/6	2	(0.5)	2.09	74	6.00	1.860	8.62	10-11
			2.04	40	3.24	1.005	8.75	10-12
			2.00	10	0.81	0.251	8.81	10-13
			1.97	6	0.49	0.151	8.70	10-14
1/20	2	(0.5)	2.05	1	0.08	0.025	8.10	10-16
			2.11	12	0.97	1.005	9.73	10-10
			2.08	6	0.49	0.503	9.40	10-19
1/200	2	(0.5)	2.03	20	1.62	16.75	9.56	10-17
			2.04	10	0.81	8.377	9.24	10-18

Table2 Chemical composition of the specimen

STPT370	C	Si	Mn	P	S	Fe
SPEC.MIN	—	0.10	0.30	—	—	—
MAX	0.25	0.35	0.90	0.035	0.035	bal.
specimen	0.21	0.23	0.48	0.008	0.004	—

Table3 Tensile strength of the specimen

STPT370	σ_{YS} MPa	σ_B MPa	σ_f MPa	ϵ_B
SPEC.MIN	215	370	—	0.30
specimen	301	463	382	0.39

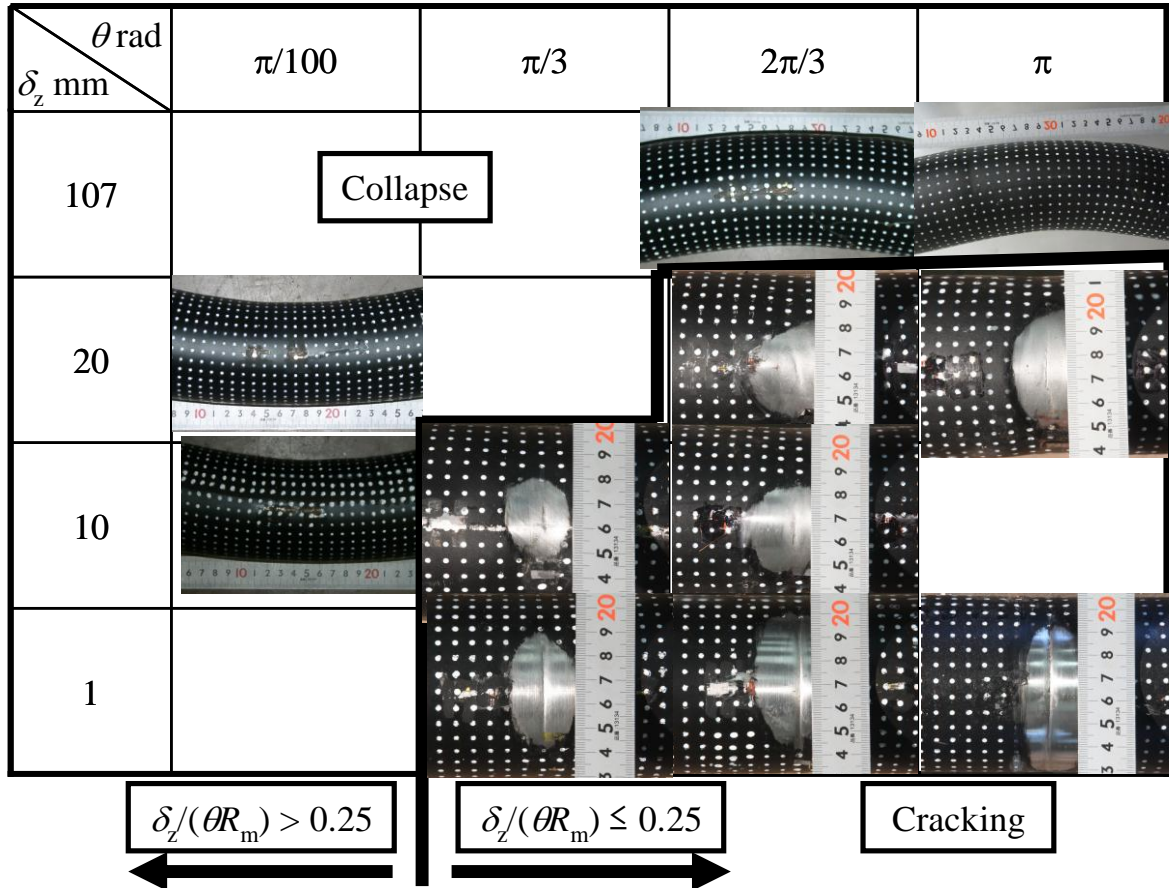


Fig. 4 Fracture mode under bending (80A, $t_1/t = 0.5$)

2.1 試験結果;破壊モード

まず、80A 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、たとえ周方向に広範囲 ($\theta = \pi$) にわたって減肉していても、割れは発生せず崩壊を起こすことが確認できた。一方、 δ_z が 20 mm 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、 $\theta = \pi$ および $2\pi/3$ の場合については、割れが発生することが確認できた。そして、以上の結果を減肉形状のアスペクト比 $\delta_z/(\theta R_m)$ により整理すると、今回実験を行った $t_1/t = 0.5$ の場合については、 $\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.25$ の周方向に長い減肉について割れが発生するといえる。

また、ここでは詳細を省略するが、破壊モードが変化する現象については、Miyazaki ら[2]の実験結果によって、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、すなわち t_1/t が小さくなると割れが発生しやすくなることが知られている。

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、80A、 $\delta_z = 20$ mm、 $t_1/t = 0.5$) 減肉欠陥であっても崩壊せずに割れる場合があり、この意味において、周方向に長いき裂の限界曲げ荷重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;限界曲げ荷重に対する欠陥形状の影響

次に、周方向に長いき裂の限界曲げ荷重評価式を減肉欠陥に適用する際には、き裂にはない軸方向長さ δ_z が限界曲げ荷重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、 δ_z が限界曲げ荷重に及ぼす影響を実験により検討した。整理に当たって、実験で得られた限界曲げ荷重 M_c と以下の Kanninen 式 (1) ~ (4) による予測値 M_{ck} 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 M_c/M_{ck} は、周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。

- $(\theta/2 + \beta) < \pi$ のとき

$$M_{ck} = M_0 \left[\sin \beta - \frac{t-t_1}{2t} \sin \frac{\theta}{2} \right] \quad (1)$$

$$\beta = \frac{\pi}{2} \left[1 - \frac{t-t_1}{\pi t} \frac{\theta}{2} - \frac{P}{2\pi R_m t \sigma_f} \right] \quad (2)$$

- $(\theta/2 + \beta) > \pi$ のとき

$$M_{ck} = M_0 \left[\frac{t_1}{t} \sin \beta + \frac{t-t_1}{2t} \sin \frac{\theta}{2} \right] \quad (3)$$

$$\beta = \frac{\pi t}{2t_1} \left[2 \frac{t_1}{t} + \frac{t-t_1}{\pi t} \frac{\theta}{2} - 1 - \frac{P}{2\pi R_m t \sigma_f} \right] \quad (4)$$

ここで、直管の基本寸法（減肉のない部分）は、 R_m ：平均半径、 t ：肉厚、 t_1 ：減肉部の肉厚、 θ ：周方向角度 rad、内圧を p 、内半径を r_1 として $P(=p\pi r_1^2)$ ：軸力、 $M_0(=4\sigma_f R_m^2 t)$ ：減肉のない配管に対する限界曲げ荷重である。

80A、 $t_1/t = 0.5$ に対する結果を図 5 に示す（なお、図中に実験点を直線でつないでいるが、これはメ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、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、図中の () 付記号は表 1 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、 t_1 は設計肉厚 2 mm を用いて評価したものである。図 6～8 においても同様である）。

この図より、限界曲げ荷重の予測には、Kanninen 式では考慮されていない δ_z の影響が無視できないことがわかる。また、Han らの解析[3]によると、 M_c は δ_z の増加に対し単調減少していたが、 $\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.25$ の範囲、すなわち周方向き裂に近いような溝状減肉については、 $\delta_z/(\theta R_m)$ の増加に対し M_c/M_{cK} が単調増加していた。これにより $\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.25$ において、Han らの解析で仮定した破壊モデルと異なることが予想された。そして図 4 を見ると、この M_c/M_{cK} の $\delta_z/(\theta R_m)$ に対する傾向に対応して、 $\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.25$ では、破壊モードが崩壊から割れに転じていた。これは、 $\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.25$ では Kanninen 式で対象としている周方向き裂として扱い、 $\delta_z/(\theta R_m) > 0.25$ ではいわゆる周方向に長い減肉や、軸方向に長い減肉及び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と考えられる。

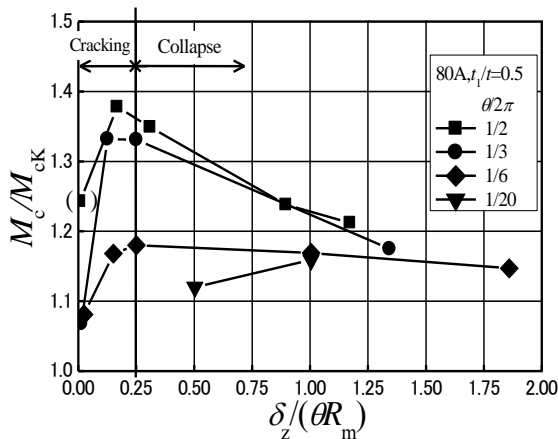


Fig.5 Effect of flaw configuration on limit moment in M_c/M_{cK} (80A, $t_1/t = 0.5$)

3. 減肉配管の平面状/非平面状欠陥に適用可能な限界曲げ荷重式の提案

以上、本研究では減肉直管の内圧+曲げ荷重下の破壊モードについて、「明らかに周方向溝状減肉ではない（たとえば、80A、 $\delta_z = 20$ mm）減肉欠陥であっても割れる場合があり、この意味において、周方向に長いき裂の限界曲げ荷重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。そして周方向に長いき裂の限界曲げ荷重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 δ_z が、限界曲げ荷重に及ぼす影響を検討した結果を次のようにまとめた。

- ・ 周方向に長いき裂の限界曲げ荷重評価式を減肉に適用する場合には、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、減肉部の長さ δ_z を考慮した限界曲げ荷重評価式が必要である
- ・ 減肉形状の仕分け案は破壊モードを考慮し
 - $\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.25$ ：周方向き裂
 - $0.25 < \delta_z/(\theta R_m)$ ：周方向に長い減肉、軸方向に長い減肉及びき裂

以上の検討結果を基に、 $0 \leq \theta \leq \pi$ の欠陥で適用可能な、STPT370 減肉直管限界曲げ荷重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 $g(\Theta = \theta/2\pi, \Delta = \delta_z/(R_m t)^{1/2})$ を乗じる形での整理を行った。減肉欠陥の軸方向寸法 δ_z 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。

$$M_{cFU} = 4\sigma_f R_m^2 t_1 \cdot g\left(\Theta = \frac{\theta}{2\pi}, \Delta = \frac{\delta_z}{\sqrt{R_m t}}\right) \quad (5)$$

$(0 \leq \theta \leq \pi)$

形状関数 g 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、図 6 のように M_c と $M_1 = 4\sigma_f R_m^2 t_1$ の比をとり g とし、80A、 $t_1/t = 0.5$ 、 $\Theta = 1/2$ および $\Theta = 1/200$ ($\Theta = 0$ 相当の実験データ) に対する g の近似式をそれぞれ作成し、この 2 式を用いて $0 \leq \Theta \leq 1/2$ の範囲を内挿した。このとき形状関数 g は、破壊モードの区分である $\delta_z/(\theta R_m) = 0.25$ 付近で実験データ上の最大値をとる。

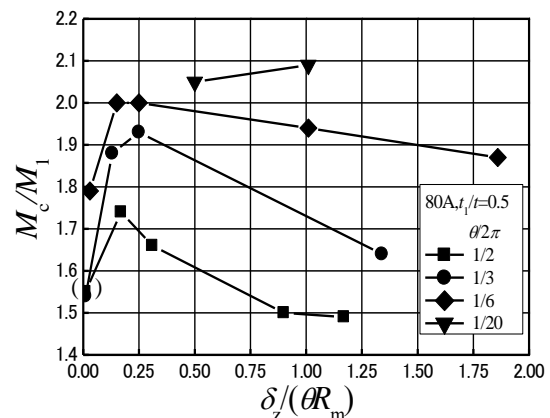


Fig.6 Effect of flaw configuration on limit moment in M_c/M_1 (80A, $t_1/t = 0.5$)

$$g \left(\Theta = \frac{\theta}{2\pi}, \Delta = \frac{\delta_z}{\sqrt{R_m t}} \right) = \left(\sum_{i=0}^1 a_i \Theta^i \right) \cdot \left(\sum_{j=0}^3 b_j \Delta^j \right) \quad (6)$$

• $\delta_z/(\theta R_m) \leq 0.25$
 $g = 1.275 + 0.48426\Delta - 0.147849\Delta^2 + 0.00840024\Delta^3$
 $+ (-0.7885 + 0.48426\Delta - 0.147849\Delta^2 + 0.00840024\Delta^3) \quad (7)$
 $(2\Theta - 1)$

• $0.25 < \delta_z/(\theta R_m)$
 $g = 1.9633 - 0.135608\Delta + 0.0119421\Delta^2$
 $- 0.000350552\Delta^3 + (-0.100201 - 0.135608\Delta$
 $+ 0.0119421\Delta^2 + 0.000350552\Delta^3)(2\Theta - 1) \quad (8)$

4. 考察

提案した限界曲げ荷重評価式の妥当性を確認するために、実験による限界曲げ荷重値 M_c と提案式 (5) により計算した M_{cFU} の比を図 7 にプロットし、これを Kanninen 式による予測値 M_c/M_{ck} と比較した。

() 付のデータが含まれてはいるが、Kanninen 式は周方向に長いき裂を対象としていることから期待されるように、割れが発生する場合について M_{ck} が M_c に近く、 $\delta_z/(\theta R_m)$ が大になると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 M_{cFU} は $\delta_z/(\theta R_m)$ によらず実験値に近い値を与えるものになっている。

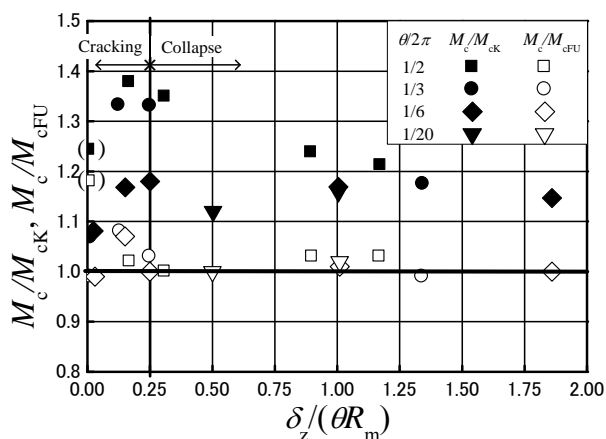


Fig.7 Validity of the proposed equation (80A, $t_1/t = 0.5$; $0 \leq \delta_z/(\theta R_m) \leq 2$)

ところで、緒言にて述べたように Han ら[3]は、弾完全塑性体を仮定して、有限要素解析を行い、解析が不安定となる荷重を限界曲げ荷重 M_c としたとき、 M_c は減肉長さ δ_z に対し単調減少し、ある δ_z で一定値になると指摘している。これはき裂より減肉が常に強度的に低いということであるが、き裂の強度評価式を減肉に適用することが非保守側の評価となることを意味する。これについては、図 5 を Han の論文に倣って、図 8 のように M_c/M_0 で整理すると、き裂 ($\delta_z/(\theta R_m) \rightarrow 0$) の M_c/M_0 が、いわゆる減肉

($\delta_z/(\theta R_m) \rightarrow$ 大) の M_c/M_0 より小さく、き裂の M_c が減肉の M_c より小さいという通念が裏付けられている。また、本実験では、Han ら[3]が指摘するように $\delta_z/(R_m t)^{0.5} > 1.5$ を超えても M_c が一定値にはならず減少をつづけ、たとえば $\theta/2\pi = 1/2$ の場合について着目すると、 $\delta_z/(R_m t)^{0.5} > 11.5$ 程度で減肉の M_c/M_0 とき裂の M_c/M_0 がほぼ同等になっていることが読み取れる。つまり、いわゆる減肉であっても $\delta_z/(\theta R_m) \rightarrow$ 大となると、き裂の評価式を適用することによる保守性が小さくなるという結果が得られており、今後の検討課題である。

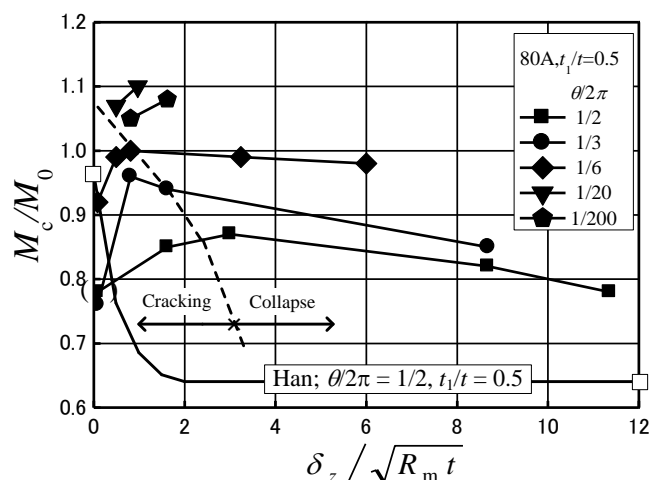


Fig.8 Effect of flaw configuration on limit moment in M_c/M_0 (80A, $t_1/t = 0.5$)

また、提案した限界曲げ荷重評価式(5)では、内圧を陽なパラメータとして考慮していない。これは、今回提案した減肉直管の限界荷重評価式については、以下の2点

- 日本の原子力発電所を対象とした規格で設計され、そこで使用されている最高使用圧力 p_{max} の範囲内で運転が行われていること
- 減肉については必要最小肉厚管理が行われている管が対象として活用されること

を前提としているためである。たとえば、式(1)に示す Kanninen 式では内圧 p が式(2)に示す β を通じて限界曲げ荷重 M_{ck} に影響を及ぼす。日本では必要最小肉厚 t_{min} については機械学会の設計建設規格 [6] に基づき選定するが、基本的には薄肉円筒理論の周方向応力成分が降伏応力以下となるよう

$$t_{min} \doteq p \frac{R_m}{\sigma_{YS}} \quad (9)$$

としていること、また通常 $t_{min}/t = 0.5$ であることを考えると、管の内半径 r_i として、式(2)中の軸力 $P = p\pi r_i^2$ とすれば、式(2)、(9)より

$$\beta = \frac{1}{2} \left\{ \pi - \left(1 - \frac{t_1}{t} \right) \theta \right\} - \frac{\pi}{32} \frac{\sigma_{YS}}{\sigma_f} \left(-2 + \frac{t}{R_m} \right)^2 \quad (10)$$

が得られ、限界曲げ荷重 M_{cK} への内圧 p の影響が消えることになる。従って、この意味において、内圧を基準として求めた必要最小肉厚管理を行う限り、内圧の影響は小さいと考え、実験では内圧 p を負荷したものの、提案した限界曲げ荷重式においては p をパラメータとしなかった。提案した曲げ荷重式の汎用性を高めるために、別途解析により p の影響を加味する検討を行う予定である。

5. 結言

本研究では、 $t_1/t = 0.5$ 、 $0 \leq \theta \leq \pi$ の模擬減肉を有する 80A の炭素鋼 (STPT370) 配管に対する内圧+曲げ実験データをまとめ、破壊モードと強度を考慮しながら、減肉部の周方向角度が $0 \leq \theta \leq \pi$ のとき適用できる新しい限界曲げ荷重評価式を提案した。

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] Kanninen M, Zahoor A, Wilkowski G, Abousayed I, Marschall C, Broek D, Sampath S, Rhee H, Ahmad J. Instability predictions for circumferentially cracked Type-304 stainless steel pipes under dynamic loading. EPRI Report Number NP-2347, April 1982.
- [2] Miyazaki K, Kanno S, Ishiwata M, Hasegawa K, Ahn S, Ando K. Fracture behavior of carbon steel pipe with local wall thinning subjected to bending load. *Nuclear Engineering and Design*. 1999;**191**:195-204.
- [3] Han L, He S, Wang Y, Liu C. Limit moment of local wall thinning in pipe under bending. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 1999;**76**:539-542.
- [4] Zheng M, Luo J, Zhao X, Zhou G, Li H. Modified expression for estimating the limit bending moment of local corroded pipeline. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 2004;**81**(9):725-729.
- [5] Kim Y, Oh C, Park C, Hasegawa K. Net-section limit load approach for failure strength estimates of pipes with local wall thinning. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 2006;**83**(7):546-555.
- [6] 日本機械学会. 発電用原子力設備規格 設計・建設規格 (2008 年版) 第 I 編 軽水炉規格. 東京: 日本機械学会, 2008.

(平成 23 年 2 月 3 日)