

石連・石化の主張への反論

2021. 11. 15

供用適性評価規格委員会委員長 鴻巣真二

目次

番号	項目	ページ
1	欠陥周辺健全部の幅	2
2	Maxey (Kiefner) の Ms の定義	4
3	破壊評価線図と Mt の考え方	7
4	減肉評価に特化した評価規格：き裂と減肉を区別するための寸法制限規定、RSFa=0.9 で安全は担保	9
5	FAD 線図の横軸の議論—欠陥前方の残余領域にかなりの塑性域を許容できるのか	11
6	FFS 規格における基準としては、破壊（破裂）か全断面降伏か	15
7	API 法の考え方の概要 (2)	16
8	減肉容器崩壊圧/健全容器崩壊圧の減肉の深さ依存性	18
9	塑性崩壊は降伏点だけでは決まらない	20
10	p-M 法に対する疑問点 (1) Folias 提案の貫通欠陥へのバルジングファクターMt (2) Chell 提案の非貫通欠陥へのバルジングファクターMs	22 23 29
11	p-M 法の問題点 ① 縦軸 (Kr) の Mt の考え方で横軸 (Lr) を議論 ② 独特の Ms の定義/解釈をしている	37 37 38
12	石連/石化協からの質問に対する p-M 法側回答概要-SF ₁ による影響	39
13	石連/石化の p-M 法に対する見解	43
14	平板における両端健全部の影響の例-試験片板幅の影響	44
15	Lmsd 及び塑性域長さ p と内径の関係	47
16	破壊試験と合格値の関係	48
17	温度依存性の考慮	49
18	Folias による破壊応力と塑性域長さの記述箇所	51
参 1	ネット応力概念	55
参 2	Rt-λ 関係における温度の影響	56
参 3	Chell 論文の解釈	59
参 4	FFS 規格策定における留意事項	62

注) 以下に掲載された図で業界の資料から引用された図に対してはピンクの枠を付けて識別した。

1. 欠陥周辺健全部の幅

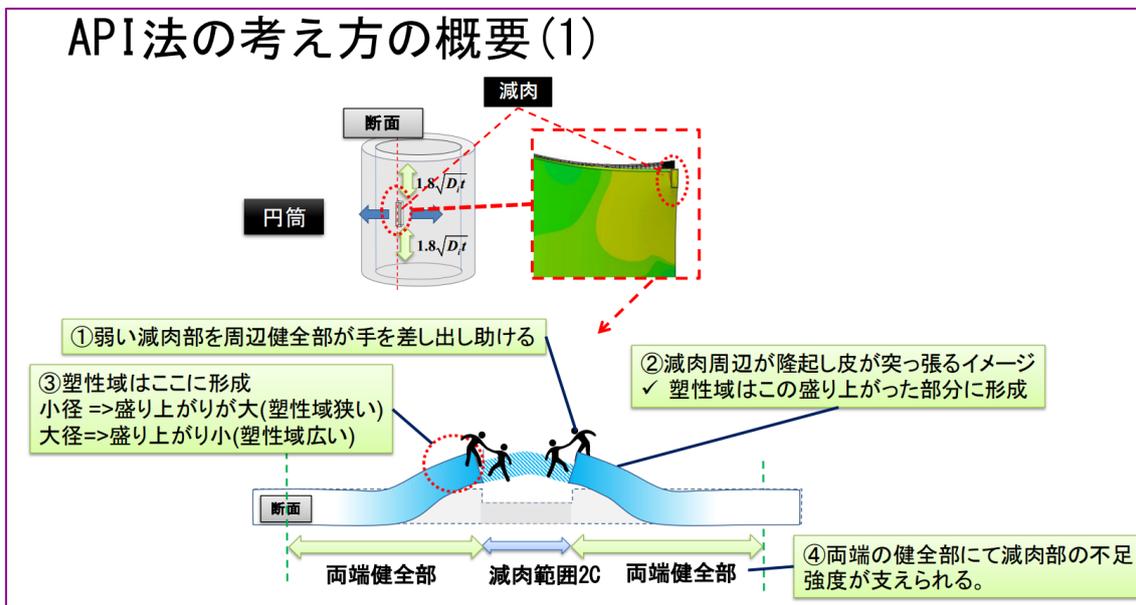


図 H. 1. 1

API 規格では、両側の健全部の範囲として図 H. 1. 1 で示すような $1.8\sqrt{Dit}$ といった値を使っておらず間違いである。平板に対する両側の健全部の範囲としては、API 規格 (D. 3. 4) では肉厚 t (欠陥の両側にそれぞれ t で全体で $2t$) を考えている。具体的に示すと以下である。

D.3.4 Plate – Surface Crack, Semi-Elliptical Shape, Through-wall Membrane And Bending Stress (RPSCE1)

D.3.4.1 The Reference Stress is [D.14.3], [D.14.18]:

With bending restraint:

$$\sigma_{ref} = \frac{gP_b + \left[(gP_b)^2 + 9P_m^2(1-\alpha)^2 \right]^{0.5}}{3(1-\alpha)^2} \quad (D.30)$$

With negligible bending restraint (e.g. pin-jointed):

$$\sigma_{ref} = \frac{P_b + 3P_m\alpha + \left[(P_b + 3P_m\alpha)^2 + 9P_m^2(1-\alpha)^2 \right]^{0.5}}{3(1-\alpha)^2} \quad (D.31)$$

where

$$g = 1 - 20 \left(\frac{a}{2c} \right)^{0.75} \alpha^3 \quad (D.32)$$

$$\alpha = \frac{\frac{a}{t}}{1 + \frac{t}{c}} \quad \text{for } W \geq (c+t) \quad (D.33)$$

$$\alpha = \left(\frac{a}{t} \right) \left(\frac{c}{W} \right) \quad \text{for } W < (c+t) \quad (D.34)$$

ケース 1: $2W \geq 2c + 2t$ (または $W \geq c+t$)

$$\frac{a \cdot 2c}{t(2c+2t)} = \frac{a_{eff}(2c+2t)}{t(2c+2t)} \quad \text{より}$$

$$\alpha = \frac{a_{eff}}{t} = \frac{a \cdot 2c}{t(2c+2t)} = \frac{ac}{t(c+t)} = \frac{\frac{a}{t}}{1 + \frac{t}{c}} \quad (D.33)$$

ケース 2: $2W < 2c + 2t$ (または $W < c+t$)

$$\frac{a \cdot 2c}{t \cdot 2W} = \frac{a_{eff} \cdot 2W}{t \cdot 2W} \quad \text{より}$$

$$\alpha = \frac{a_{eff}}{t} = \frac{a \cdot c}{t \cdot W} = \left(\frac{a}{t} \right) \left(\frac{c}{W} \right) \quad (D.34)$$

図 H. 1. 2

図 H. 1. 2 から、API 規格の平板での欠陥を補強する健全部幅は、上記から Willoughby 提案通りに欠陥の両端にそれぞれ t の幅を考えている (Willoughby, A. A. and Davey, T. G., " Plastic collapse in Part - Wall Flaws in Plates," ASTM STP 1020,

1989, pp. 390-409)。この考え方は p-M 法でも採用されているのと同じである。ただし、p-M 法では a/t が大きくなるに従い、補強する健全幅を狭く補正していることが大きな違いであり、その結果、原子力容器に対する減肉評価 (ASME Sec. XI Code Case N-597-2) と良い一致を見ている。結論的には、API 規格で使用する Maxey (Kiefner) の Ms が大径管で非安全側の評価を与えることを言い逃れるために欠陥を補強する健全幅として石連・石化協がき裂先端の降伏域長さ Ce や 応力集中の影響を受けない距離 Lmsd を持ち出したようなことを API 規格ではしていない。

欠陥周辺の補強する健全幅として、き裂先端の降伏域長さ Ce や 応力集中の影響を受けない距離 Lmsd を考えている FFS 規格は、世の中に存在しないし (API 規格、BS 規格、p-M 法など)、論理的におかしい。

2. Maxey (Kiefner) の Ms の定義

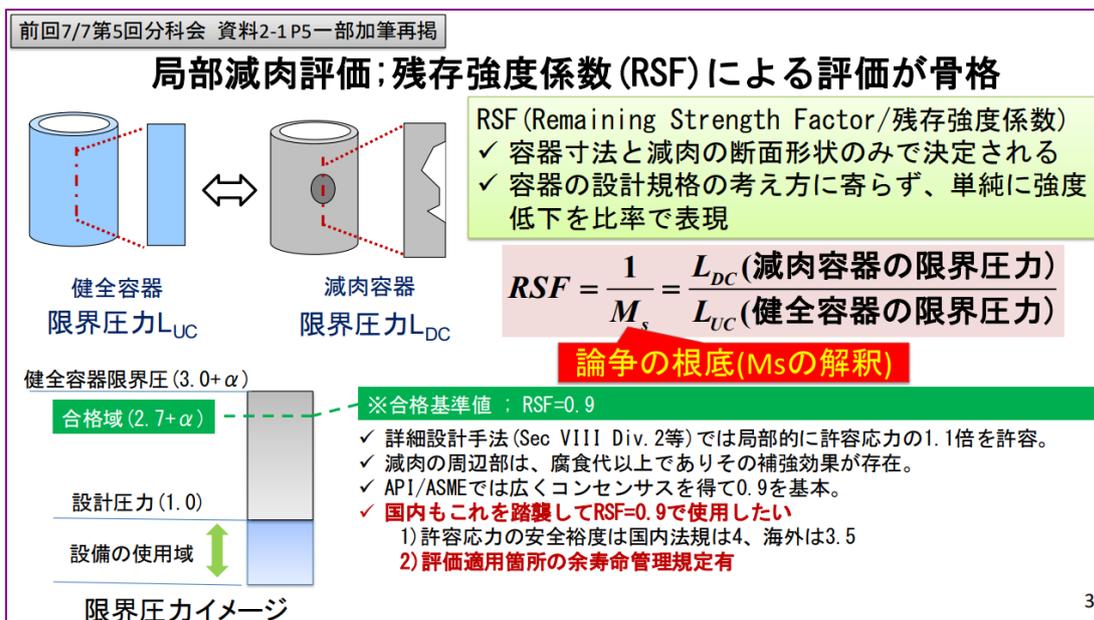


図 H. 2. 1

Ms の導出過程として Maxey (Kiefner) のモデルを示しているが、この導出過程からは欠陥の断面減少効果 (正確ではないが) を示している。更に図 H. 2. 1 の式 (あるいは下の図 H. 2. 2 の (4.6) 式) のように $M_s = L_{uc} / L_{dc}$ で定義すると、右辺の値は実験から求めることになり、欠陥による断面減少効果 + バルジング効果の双方が入ることになる。したがって、図 H. 2. 2 の (4.6) 式で定義された Maxey (Kiefner) の Ms が「バルジング効果」であるとする図 H. 2. 3 で示す API 579 規格の 9C. 1. 4 での定義と Maxey (Kiefner) の Ms の式との間に整合性がない。(Chell の Ms をこの定義に従い平板の参照応力 (Willoughby) に導入すれば p-M 法の式となる。→ 言ってみれば、API の 9C. 1. 4 と p-M 法は整合していると言える)

$$M_S^{Kiefner} \left(\frac{1 - C \left(\frac{a}{t} \right) \left(\frac{1}{M_t} \right)}{1 - C \left(\frac{a}{t} \right)} \right) = \frac{\text{健全な部材の崩壊荷重}}{\text{キズのある部材の崩壊荷重}} \quad (4.6)$$

左辺の幾何学形状のみで定まる $M_{S_Kiefner}$ 値が右辺の材料特性である破断荷重の比で定義されるという主張は力学的に成立しない。幾何学形状で定まる M_S 値をもって円筒での塑性崩壊を取り扱おうということは、材料強度学的にはありえない考え方をしている。左辺と右辺の両者が一致するという事は、Kiefner が実験的に求めたときの限定された材料と条件（ラインパイプ材料、室温、管径、減肉形状など）の僅かな範囲内でのみ一致するだけで、それ以外の一般の場合には、論理的に合うはずがない。

図 H. 2. 2

9C.1.4 Reference Stress Solutions – Approximations for Shells
The reference stress solutions for plates can be used to approximate the solutions for cylinders and spheres by introducing a surface correction (Folias or bulging) factor. This is an approximation that is supported by experimental results.

図 H. 2. 3

$M_S^{Kiefner}$ 等の修正係数は、API 規格の 9C. 1. 4 で” approximation” であると述べているよう

にあくまでも近似的取り扱いである。この近似的取り扱いをする係数が、材料強度を決めるクライテリアンとして考えるのは「材料強度学的にあり得ない考え方」である。

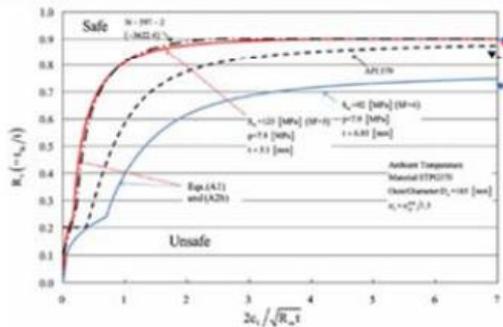
図 H. 2. 1 で「1) 許容応力の安全裕度は、国内表記は 4、海外は 3.5」と書いているが、許容応力を決める際の引張応力に対する安全裕度 SF_1 が異なれば、肉厚は当然異なるが、許容される減肉欠陥寸法の肉厚比も違うはずである。同じことを API 規格の減肉欠陥評価を作成した Osage も 8. で記しているように安全裕度 SF_1 が異なることにより RSFa は変わるべきと述べている。

すなわち、引張応力に対する安全裕度 SF_1 が異なれば、それに応じて図 H. 2. 4 のように許容される減肉欠陥寸法の肉厚比は変わるべきである。

p-M法 (HPIS Z101-2)における利点

1. p-M法 (HPIS Z101-2)では、基幹とする参照応力解の導出およびクライテリオンが明確である
 2. 圧力容器の設計には、規格によって許容応力 S_m を決める設計係数 SF_1 が異なるが、その設計係数 SF_1 によって欠陥の許容限界は当然異なるはずであるが、その違いをp-M法 (HPIS Z101-2)では示すことが出来る
- 現状の日本の設計では $SF_1=4.0$ が使われているが、今後 SF_1 が4.0以下 (例えば3.0や3.5など) で製作された圧力容器が使われてきた場合にも対応できる

$$S_m = \min\left(\frac{\sigma_{ys}}{1.5}, \frac{\sigma_{ult}}{SF_1}\right)$$



常温での $SF_1=3.0$ ではp-M法とASME N-597は完全に一致する

$SF_1=4.0$ で $SF_1=4.0$ でAPIとp-M法を比べるとp-M法の方がAPIに比べて許容される欠陥深さが大きい

図の見方：図中の線より上の領域 (欠陥深さが小さい) 場合に継続使用ができると判定

p-M法の方が利用者に有利

Fig. 13 Allowable wall thickness for a single longitudinal flaw determined by p-M diagram based on $\sigma_{ys} = 355$ MPa compared with that per ASME N-597-2-3622-4 (safety factor = 3) and that per API 1579.1/ASME (safety factor = 4)

Konosu, S. et al., "Assessment of Overlapped Internal and External Volumetric Flaws in p-M Diagram", ASME, J. Press. Ves. Technol., 133, p.031208, (2011).

(2021. 7. 7 第5回高度化検討分科会 参考資料 1-5 p. 22 再掲載) ←

図 6. 7

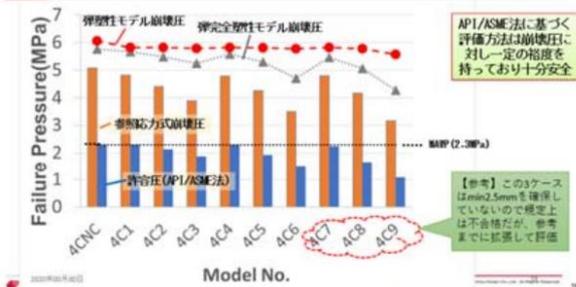
図 H. 2. 4

API 規格の図 H. 2. 2 の Maxey (Kiefner) の M_s (4. 6) 式がどのような場合でも成立つと考えることは間違っている。例えば、図 H. 2. 2 の (4. 6) 式で、左辺と右辺が一致すると定義しておきながら、鋼によっては、図 H. 2. 5 の右下の図で示されるように左辺と右辺が全く一致しないことから明らかである。

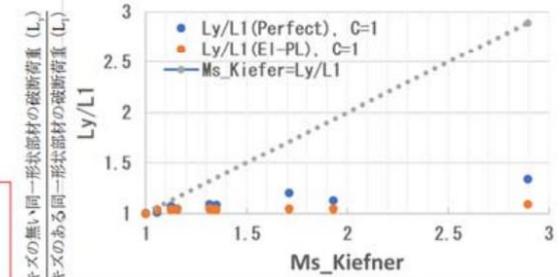
減肉欠陥評価に使用する Maxey (Kiefner) の M_s ($M_s^{Kiefner}$) の定義は、幾何学形状と破壊特性比との関係を示しており、限定された材料と条件で合うだけで、多様な条件下 (材質、温度、管径、欠陥形状など) において普遍的に成立する関係ではない。

PVP2020-21086のFEM結果による $M_s^{Kiefner}$ の検証

石崎氏 回答スライド#28
安全裕度の確認



Design Pressure p _d	2c(mm)	a(mm)	Mt	C=1		Failure Pressure(MPa)		Ms=Ly/Ll	
				Ms_Kiefn	Perfect	PIE-PL	Perfect	PIE-PL	Perfect
4CNC	0	0	1.00995	1	5.77	6.06	1	1	
4C1	50	4	1.091892	1.056106	5.67	5.82	1.017637	1.041237	
4C2	100	4	1.30359	1.155259	5.53	5.817	1.0434	1.041774	
4C3	200	4	1.898878	1.315582	5.28	5.784	1.092803	1.047718	
4C4	50	6	1.091892	1.126238	5.39	5.82	1.070501	1.041237	
4C5	100	6	1.30359	1.349332	5.33	5.814	1.082552	1.042312	
4C6	200	6	1.898878	1.71006	4.81	5.777	1.199584	1.048987	
4C7	50	8	1.091892	1.336635	5.49	5.82	1.051002	1.041237	
4C8	100	8	1.30359	1.931551	5.13	5.776	1.124756	1.049169	
4C9	200	8	1.898878	2.893493	4.31	5.576	1.338747	1.086801	



$$M_s^{Kiefner} = \frac{\text{キズの無い同一形状部材の破断荷重 (L₁)}{\text{キズのある同一形状部材の破断荷重 (L₂)}$$

$$= \frac{1 - C \left(\frac{a}{t} \right) \left(\frac{1}{M_t} \right)}{1 - C \left(\frac{a}{t} \right)}$$

APIによる $M_s^{Kiefner}$ の定義は左式としているが、FEM結果からは右図のように全く成り立たない

$$M_s^{Kiefner} = \frac{1 - C \left(\frac{a}{t} \right) \left(\frac{1}{M_t} \right)}{1 - C \left(\frac{a}{t} \right)}$$

20

図 4.7 (2021. 7. 7 第 5 回高度化検討分科会 参考資料 1 - 5 p. 20 再掲載)

図 H. 2. 5

3. 破壊評価線図と Mt の考え方

破壊評価線図 (FAD) と Mt の考え方

「き裂の進展」

A-A断面及びき裂先端の応力状態 (円筒)

A-A断面及びき裂先端の応力状態 (平板)

破壊評価曲線 (FAD) の縦軸の議論

塑性崩壊; 減肉は縦軸 (Kr) が関係しないので横軸 (Lr) の議論

A-A断面及びき裂先端の応力状態 (円筒)

A-A断面及びき裂先端の応力状態 (平板)

※ Lr軸上で Mt を用いて次式が成立

$$M_s = \frac{\text{健全な円筒の崩壊荷重}}{\text{キズのある円筒の崩壊荷重}}$$

参考) Lr軸上ではスリット幅有無にかかわらず同じ崩壊モード(キズと垂直方向に破壊)

横軸無しスリット

横軸有りスリット

根拠出典: E.S.Folias, ON THE THEORY OF FRACTURE OF CURVED SHEETS, Engineering Fracture Mechanics, 1970, Vol. 2, pp. 151-164

図 H. 3. 1

2021.7.7 第5回高度化分科会議事録における FAD 線図に関するコメントの抜粋を以下に示す。

話しを聞く限りで感じるのは、 M_s と M_t の定義が両者で違っている。それと、崩壊の定義が必ずしも両者で一致していない。一部、FAD 線図の縦軸と横軸の話がごっちゃになっている。そこで、一度、両者の違いについて KHK で整理していただき、何が違うのかということを確認していただかないと恐らく水掛け論になってしまう。まずは両者で違いの確認をしていただきたい。

図 H. 3. 2

高度化分科会参加者からの図 H. 3. 2 で示すコメントは、業界が図 H. 3. 1 でダグデールモデルを使って塑性崩壊を説明しようとしていることから来ていると考えられる。その理由は、ダグデールの式は FAD 線図の縦軸の議論であり、横軸の L_r の議論とは別のものであるからである。したがって、図 H. 3. 1 のようにダグデールの式を出して塑性崩壊の議論をすることは、FAD 線図の縦軸と横軸とを混乱して扱っていることに他ならない。

○FEMの欠陥のサイズが変われば、当然破裂の圧力も小さくなる。欠陥のサイズによって変わる話であり、今のFEMの結果だけみてそのように断定するのはおかしいと思う。もっと根本的な話で、石崎さんの資料2-1のP7で、Kiefnerの式、Kiefnerの実験結果から良いとっているが、この式はダグデールモデルといって、き裂の先端に塑性域が大きく出たときの破壊を言っている。塑性変形や塑性崩壊ではなく、破壊である。もし延性破壊の塑性崩壊を考えるのであれば、ネット応力概念というのが通常である。ネット応力概念とは、平板に対して何か欠陥があった場合、残った残断面の応力がある値以上になったら延性破壊しますという考え方である。このダグデールのモデルはそうではなく、延性的な応力をかけると塑性域が広がるが、そのときにどれくらいで破壊するかという考え方である。この考え方をういてFAD曲線を描いている。FAD曲線においては、破壊靱性と応力荷重という2パラメーターで出している。資料2-1のP7では横軸が K となっており、き裂の破壊の方を考えている。延性破壊とは全く関係ない話である。
→おっしゃっていることが理解できない。弾塑性モデルで書いて、き裂の先端が降伏して広がっていきました、これで破壊している話をしているの、塑性崩壊でよいと我々は考えている。

図 H. 3. 3

FAD 線図の縦軸と横軸とを混乱して考えていることは、図 H. 3. 3 での 2021.7.7 第5回高度化分科会の業界側の発言で、「弾塑性モデルで書いて、き裂の先端が降伏して広がっていきました、これで破壊している話をしているの、塑性崩壊でよいと我々は考えている。」との発言から明らかである。さらに、2021.7.7. 高度化検討分科会の議事録に、一学識経験者による発言で、図 H. 3. 4 に示すように「ダグデールモデル（き裂）による塑性崩壊の解釈は非常に正しい」と述べている点も同様であり、認識が間違っている。

この式は我々破壊力学を勉強している人にとっては極めて当たり前の式で、2パラメーター法破壊評価線図というのがあって、破壊力学で応力拡大係数で評価しますという問題と、今ここで話題になっている塑性崩壊という問題。き裂というモデル化にたいしてはこの両方が起きる。それをうまく使い合わせましょうというのがこの式。この式の横軸を見ると今の減肉の塑性崩壊ということになっていて、この資料の解釈は非常に正しいことを言っている。問題はその次のペー

(2021. 7. 7. 第5回高度化検討分科会の議事録より)

図 H. 3. 4

すなわち、FAD 線図の横軸の $L_r (= \sigma_{ref}/\sigma_y)$ の議論 (すなわち塑性崩壊条件) については、参照応力と降伏応力の比で与えられており、図 H. 3. 1 に示すようなダグデールモデル (K, K_G などが入った式) とは全く関係がない。

横軸の L_r は、引張応力だけを考えたときは、「参考1) ネット応力概念」を用いて議論すべきである。そのときには、塑性崩壊荷重 N は次式で与えられる。

$$N = \sigma_y(t - 2a) \quad (\text{H. 3. 1})$$

すなわち、

$$\text{ネット応力 } \sigma_{net} = \frac{N}{t - 2a} \quad (\text{H. 3. 2})$$

塑性崩壊条件：

$$\sigma_{net} = \sigma_y : L_r = \frac{\sigma_{net}}{\sigma_y} = 1 \quad (\text{H. 3. 3})$$

ここで、 N は負荷荷重で両側に欠陥 (深さ a) がある単位厚さ t の板でネット応力 σ_{net} が降伏応力 σ_y に到達したときに塑性崩壊するという考え方である。

ただし、引張応力が単独で必ずしも作用することはないので、曲げ応力が存在するときには、曲げ応力を考慮したリミットロードアナリシスを行って導かれる参照応力 σ_{ref} をネット応力の代わりに用いて、 $L_r (= \sigma_{ref}/\sigma_y)$ がその材料の特性値に到達したら塑性崩壊するとして扱うことがなされる。この議論にダグデールモデルは全く関係ない。

減肉欠陥の塑性崩壊条件に対して FAD 線図の FAC (Fracture Assessment Curve) を与えるダグデールモデルで議論するのは本質的に間違っている。

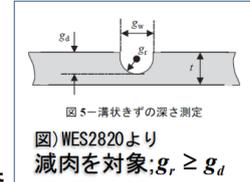
4. 減肉評価に特化した評価規格：き裂と減肉を区別するための寸法制限規定

提案する内容

貴協会技術基準策定プロセス (https://www.khk.or.jp/technical_standards/) に従い、API法に準拠した国内減肉評価規格であるWES 2820をKHKS0851 附属書の中に「WES2820最新版規定に従う」等と引用していただき、採用することを提案します。

【WES2820 圧力設備の供用適性評価方法 - 減肉評価】

1. 減肉評価に特化した評価規格 ; き裂と減肉を区別するため寸法制限規定
2. API 579-1/ASME FFS-1規格の減肉評価規定 (Part 4及びPart5) と同等
 - ✓ API579-1/ASME FFS-1減肉評価規定 ; 20年以上にわたり広く実機適用され実験検証済
 - ✓ 安全性に実績があることは明確
 - ✓ WES 2820;既に民間規格として活用、細かい日本語の規定表現等含め実運用解釈に支障がないこと検証済み。
 - ✓ RSF=0.9で運用 ; 事業者はFFS適用箇所は継続監視/管理が求められるので安全は担保
3. ISOに認められた規格 ; **著作権はISOに帰属**
 - ✓ ISOでは規格文章 (の大部分) をそのまま他の出版物に用いることは、たとえ規格作成者であっても認められないことになっています。このため「最新版に従う」等の形で引用するべきです。



WES2820をKHKS0851附属書に引用し活用するのは合理的
(著作権/コンプライアンス問題もクリア)

図 H. 4. 1

WES2820 では、減肉欠陥評価をするに当たり、き裂と減肉を区別するための寸法制限規定として、図 H. 4. 1 では、欠陥の先端半径が $g_r \geq g_d$ であることを要求している。これは、減肉欠陥を対象とするときにはき裂状欠陥は対象外であることを意味している。これまで、図 H. 3. 3 および図 H. 3. 4 で、き裂状欠陥に対するダグデルモデルで減肉欠陥の塑性崩壊評価をして良いとの主張を変えてきており首尾一貫性がない。

図 H. 4. 1 で「RSFa=0.9 で安全は担保」と書いているが、厳密には正しくないことをこれまで何度も指摘している (例えば、温度依存性、大径管での不具合、応力 (参照応力) を低く見積もるなど)、図 H. 4. 2 に示すように、欠陥の安全性を検討するには、次の2点が重要であり、両者を一緒に混同させて議論してはならない。

- (1) 材料力学的検討 : 欠陥の存在に対する正確な力学的な評価 (参照応力解)
- (2) 材料強度学的検討 : 安全限界をどこに設定するかの正しい「クライテリオン」を定める

しかし、API 規格では(1)参照応力評価が不適切であり、(2)クライテリオンとして、材料特性の入っていない欠陥形状で決まるRSFを使っており、規格として妥当性を欠いている。

安全裕度について

欠陥の安全性を検討するには、以下のそれぞれが大切である（両者を一緒に混同させて議論しないことが肝要である）

- (1) 材料力学的検討：欠陥の存在に対する正確な力学的な評価（参照応力解）
- (2) 材料強度学的検討：安全限界をどこに設定するか正しい「クライテリオン」を定める

API規格においては、

(1)の参照応力解の正しさに疑問がある

(2)のクライテリオンとして、RSFa=0.9という物理的意味が不明な条件を設けている。

このクライテリオンは、後で述べるp-M法（HPIS Z101-2）における利点での図で設計係数 $SF_1=3.0$ （ASMEの原子力規格）でシェルパラメータが大きい領域（欠陥長さが大きい領域）で $Rt (= (t-a) / t) \approx 0.9$ になることから決められていると考えられるが、円筒形状にもよるが、図から分かるように、設計係数 $SF_1=4.0$ で考えると、安全裕度が大きい。しかし、温度が高くなったり、管径が大きくなると必ずしも安全裕度が高いとは限らない。



RSFa=0.9としていることから安全裕度が高い（厳密には常にそうではない）から、(1)の参照応力解が少々正しくないとしても安全上問題ないとの主張は認められない。

あるいは、全体としての考察でなく、問題がない場合の限定されたケースに対するFEM解析の例を示して、全てのケースに対して安全だと主張することは間違っている。

19

図 H. 4. 2

$RSF(1/M_s^{Kiefner}) \geq RSFa (=0.9)$ としているから安全であるとは、厳密には言えない。RSFが正しく評価されていない（例えば、温度依存性、大径管での不具合、応力（参照応力）を低く見積もるなど）ために、危険側評価をする場合がある。

5. FAD 線図の横軸の議論—欠陥前方の残余領域にかなりの塑性域を許容できるのか $Lr (= \sigma_{ref}/\sigma_y)$ がその材料のある特性値に到達したら塑性崩壊すると述べたが、図 H. 5. 1 のような yield plateau（下降伏状態がダラダラと続く）挙動を示す材料があることを、広範囲な材料を対象とする規格としては当然考慮する必要がある。このために BS 7910:2019 や API 規格では $\sigma_{flow}=\sigma_y$ （すなわち、 $Lr=1$ ）でカットオフをしている。なお、 $Lr>1$ とすることは、構造設計規格がリミットロードアナリシスを行い、クライテリオンとして σ_y をベースで決めているので、FFS 規格といえども構造設計規格での降伏応力に対する安全裕度を割ることは許されないと考える。欠陥がないときの安全裕度に比べて欠陥が入ったときに安全裕度を大きくするのであれば理解できるが、欠陥が入った途端に切り下げることは常識的にはあり得ない考え方である。さらに、 $Lr>1$ の値を採用すると、欠陥の前方に塑性変形を許容することになり、FFS 規格として安全上認めるべきではない。

Figure 7.9 Definition of terms used in tensile testing

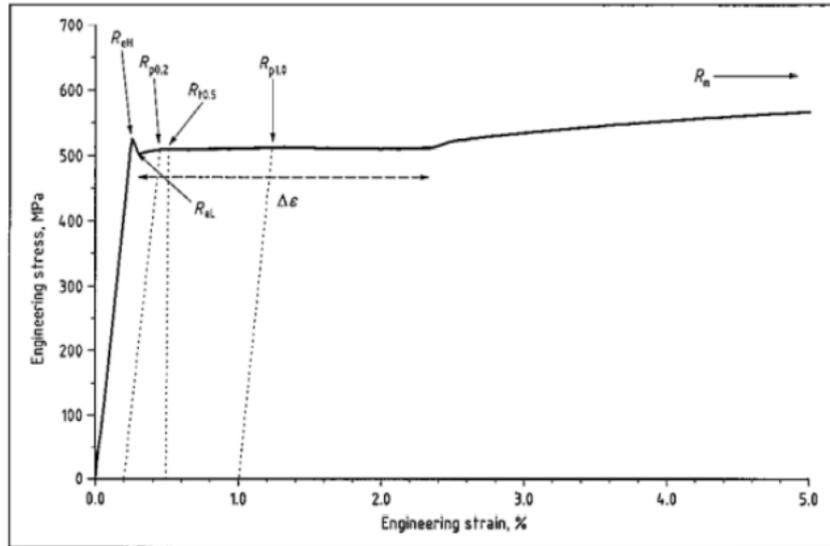


図 B.1 yield plateau の例

図 3.2 (2021. 9. 21 追加確認事項に対する回答(案)へのコメント p. 6 再掲載)

図 H. 5. 1

なお、仮に、ダグデールモデルで、 $\sigma_{flow} = (\sigma_{ult} + \sigma_y) / 2$ として、図 H. 5. 3 で OFC の弾完全塑性体で考えて、 $Lr_{out\ off} = \sigma_{flow} / \sigma_y > 1$ とすると、図 H. 5. 2 から明らかなように「許容される領域」が「非許容される領域」のかなり領域まで広がることになり、危険側評価となる。このことから、FAD 曲線に $Lr_{out\ off} = \sigma_{flow} / \sigma_y > 1$ の場合としてダグデールモデルを持ち出すのは間違っている。

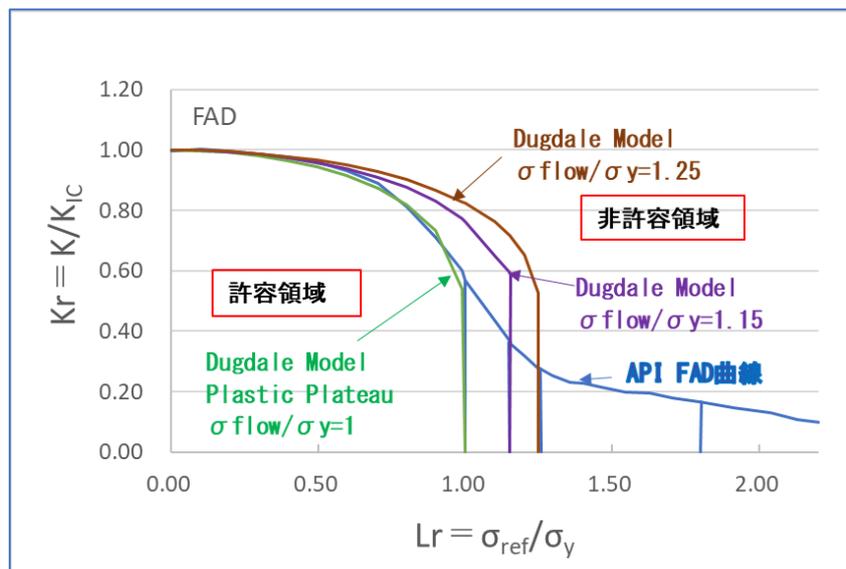


図 H. 5. 2

現行の構造設計規格においては、塑性崩壊に対しては降伏応力 σ_y に対しての安全裕度 $SF_2=1.5$ を取っている。これは、そのような安全裕度を保っていれば、構造体は大きな塑性変形を伴わずに弾性変形内で使用されることを期待して定めているからである。そのため、世界中の構造設計規格において、引張応力の安全裕度 SF_1 はこれまでに変化してきているが、降伏応力の安全裕度 SF_2 に対してはこれまで変化はなく、1.5で一定であるのは、その理由による。

仮に、 $L_r > 1$ の値を採用すると、欠陥の前方にかなりの塑性変形を許容することになり、装置に大きな変形が生じることが懸念される（地震などの曲げ負荷を受けて大きく変形して破壊するなど）。また、装置を長期間問題なく使用し続けるためには、稼働中の荷重によって生じる塑性変形によって起き得る使用環境からの影響を含めた新たな損傷（例えば SCC や疲労き裂など新たなき裂の発生など）による不具合の要因を排除するためには、降伏応力への安全裕度 $SF_2=1.5$ を加味して $L_r=1$ で抑えるべきと考えられる。

図 H. 5. 1 のように図 H. 5. 3 (a) の yield plateau（降伏応力がダラダラと続く）材料に対して、本来 OPB 曲線で考えるべきところを $\sigma_{flow}=(\sigma_{ult}+\sigma_y)/2$ の弾完全塑性体と考えて、OFC のように考えて良いと考える人はいないと思われる。あるいは、極端に考えて、 $\sigma_{flow}=(\sigma_{ult})$ の弾完全塑性体と考えて、OGB のように考えて良いと考える人はいないと思われる。

仮に yield plateau を示さない材料であっても、図 H. 5. 3 (b) で OFC の弾完全塑性体で考えることから PF 間で塑性変形を認めることになるために前述のように欠陥前方にかなりの塑性変形を生じることになる。このことは、前述のように構造設計規格の塑性崩壊限界を与える降伏応力 σ_y の安全裕度 $SF_2=1.5$ を切り下げることの意味しており受け入れ難い。さらに、以下に述べるような問題が生じると考えられる。

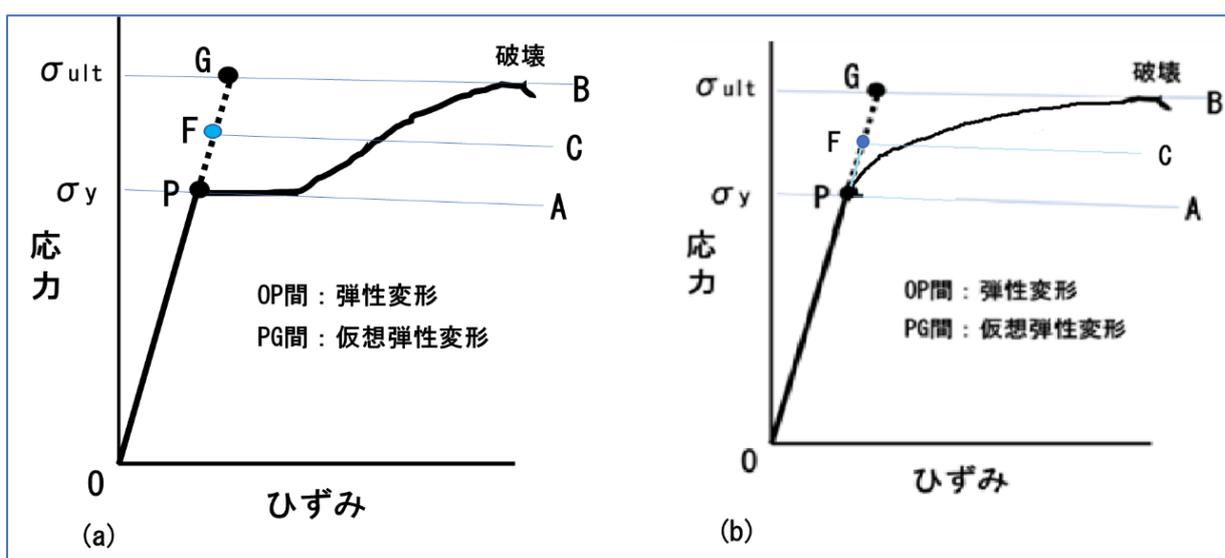


図 H. 5. 3

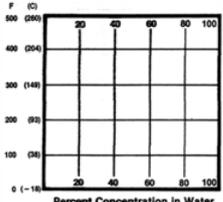
FFS 規格が対象とする機器は、多種多様な環境で使われているために、その材料選定が極めて重要である。そこで材料選定がどのように行われているかという、一例ではあるが、図 H. 5. 4 のように NACE の ” Corrosion Data Survey ” が利用されている。この選定で用いられる材料は、全て塑性変形を受けていない材料が対象であって、塑性変形を受けた場合には腐食速度や割れ発生、ピitting発生特性などが NACE 表で示される特性とは異なると考えられるので、欠陥先端の残余領域にかなりの塑性変形を有したまま継続使用することは認め難い（例えば、アミン環境での炭素鋼の応力腐食割れ (SCC) 防止としては、溶接によって塑性変形を受けた場合には PWHT (Post Weld Heat Treatment) を行って、残留応力軽減を図ることが要求されるなど、塑性変形については細心の注意を図らなければならないのが実情である)。

Corrosion Data Survey - Metals Section, Sixth Edition

<https://store.nace.org/corrosion-data-survey-metal-section-sixth-edition>
Price: \$210.00



CORROSION DATA SURVEY
Metals Section Sixth Edition, NACE (1985)



Average Penetration Rate Per Year

Code	Mils	Inches	mm	
●	< 2	0.002	50	0.051mm/yr
○	< 20	0.020	508	0.51mm/yr
□	{ 20-50	{ 0.020-0.050	{ 508-1270	
X	> 50	0.050	1270	1.27mm/yr

CORROSIVE	IRON BASE									
	STEEL	CAST IRON		STAINLESS STEEL						
		GRAY	NICKEL	12 Cr	17 Cr	26-1	304	316	20-25-4.5	
CARBONIC ACID										
CARBON DIOXIDE	8x	2x	20	20	20	20	20	20	20	20

例) 炭酸ガス (Carbon Dioxide) 雰囲気に対する材料選定の例
 炭酸水腐食 (Carbon Dioxide) を防ぐには、17%以上のCr含有鋼が有効である
 炭素鋼: 1.27mm/year
 オーステナイト系ステンレス鋼 (例SUS316L): 0.051mm/year

図 H. 5. 4

減肉欠陥の前方の残余領域にかなりの塑性変形を生じることを許すようなクライテリオンを採用すると構造設計規格の塑性崩壊限界を与える降伏応力 σ_y の安全裕度 $SF_2=1.5$ を切り下げることが意味しており受け入れ難い。さらに、欠陥先端の残余領域にかなりの塑性変形を有したまま継続使用することは、対象とする機器が多種多様な環境で使われることを考える

と使用環境からの影響を含めた新たな損傷が生じる可能性が高くなるので認め難い。

6. FFS 規格における基準としては、破壊（破裂）か全断面降伏か

図 H. 6. 1 に示すように、Maxey (Kiefner) の M_s の妥当性を示すために、破壊（破裂）データと比較している。すなわち、このことから API 規格は、破壊（破裂）を基準にして考えていることを示している（図 H. 2. 1 で「API 法は破裂圧を基準として裕度を考える評価方法である」と明記している）。しかし、破壊（破裂）に至る前には、欠陥前方での残余領域で全断面降伏しているはずであり、5. で指摘しているように、非常に危険である。安全上、破壊を基準とするのではなく、破壊に至る前の残余領域での全断面降伏を基準とすべきである。

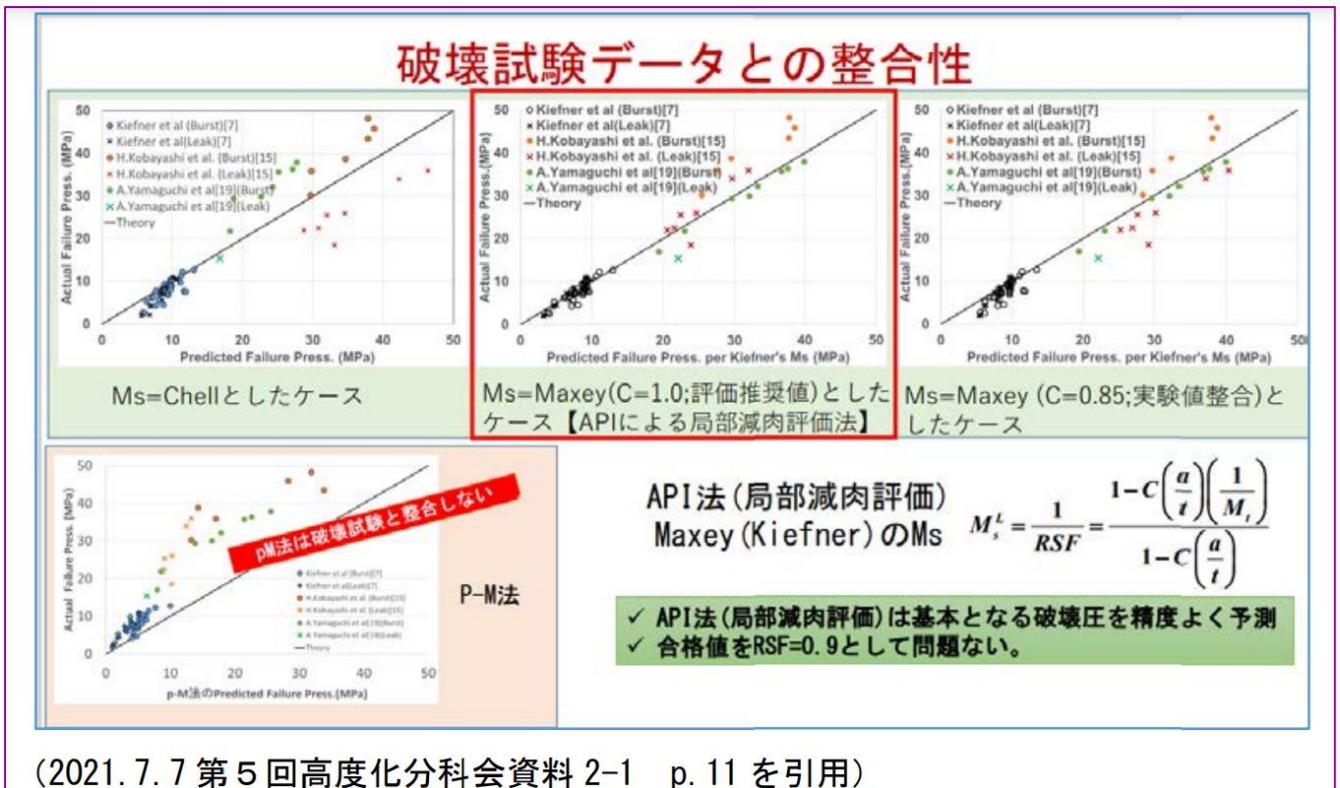


図 H. 6. 1

「API 法は破壊圧を精度よく予測できる」と記しているが、 $RSF (=1/M_s^{Kiefner})$ が多様な条件下で精度よく評価できないことと、材料特性の入っていない幾何学形状で決まる RSF だけで考えて $RSFa=0.9$ 以上を合格値としたとしても安全上の疑義が生じる。

7. API 法の考え方の概要(2)

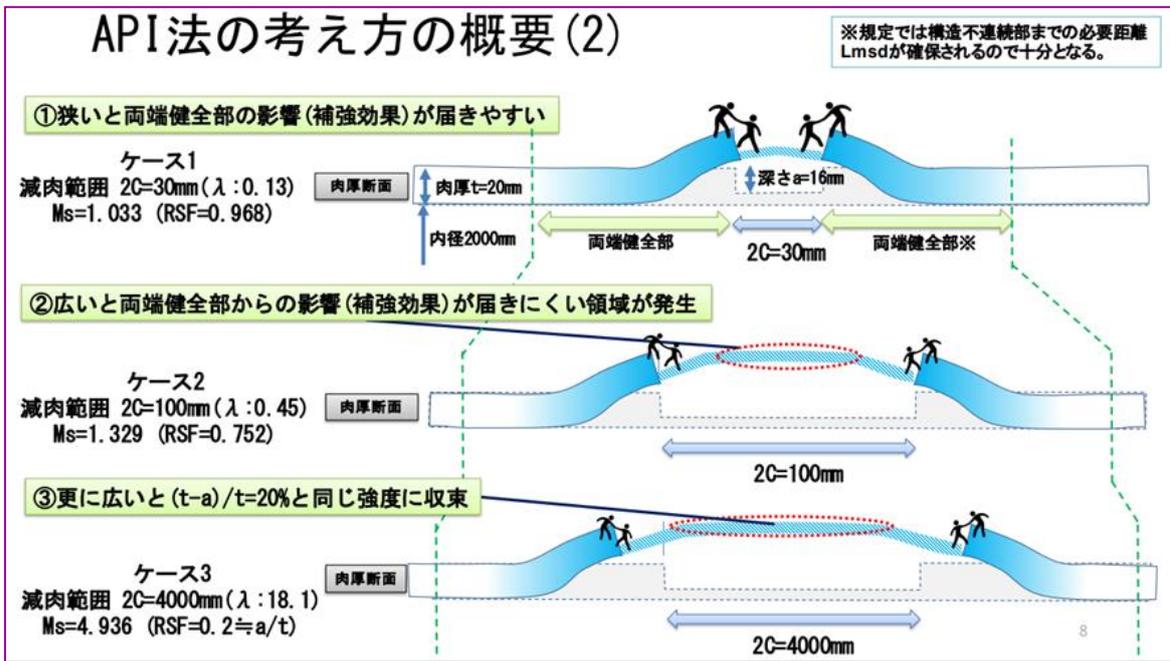


図 H. 7. 1

図 H. 7. 1 (ケース 1 : $\lambda=0.193$, $M_s=1.07$, $RSF=0.94$, ケース 2 : $\lambda=0.642$, $M_s=1.33$, $RSF=0.75$, ケース 3 : $\lambda=25.7$, $M_s=4.68$, $RSF=0.21$) からは、図 R. 4 で示されるような $Rt-\lambda$ 関係を説明していると考えられる。すなわち、欠陥長さ $2c$ が大きくなると λ

($=1.428c/\sqrt{R_1 a}$) が大きくなって、欠陥周りの健全部の補強効果は小さくなるために、

許容される欠陥寸法が小さくなることを説明していると考えられる。

API 規格で使用している Maxey (Kiefner) の M_s を使用すると、図 H. 7. 1 の例示に従えば、 $R_i/t=50$ の場合には、 $2c=100\text{mm}$ のケース 2 では $RSF=0.75 < RSF_a (=0.9)$ でこの $a/t=0.8$ の深い欠陥は許容されないと判定されるが、仮に大径管で例えば $R_i/t=500$ 、 $2c=100\text{mm}$ のときには、 $RSF=0.93 > RSF_a (=0.9)$ となり、 $a/t=0.8$ の深い欠陥であっても許容されると判定されることになる。すなわち、Maxey (Kiefner) の M_s は、石連・石化が主張するような理論式ではなく (理論式であれば、大径の場合も正しく評価される)、小径管に対して経験的 (empirical) に導かれた式であり、その妥当性 (特に汎用性) に問題がある。

API 規格において用いられている、API 規格の Maxey (Kiefner) の M_s による大径管での不具合は、図 H. 7. 2 および図 H. 7. 3 で示される。その特性は欠陥長さに依存するが、例示として $2c=30\text{mm}$ の場合の参照応力 σ_{ref} の負荷応力 σ_m との比の a/t 依存性を示したのが、図 H. 7. 2 である。大径 (R_i/t 大) になると、API 規格の Maxey (Kiefner) の M_s を使用した参照応力 σ_{ref} には a/t 依存性が現れなくなり、本来 R_i/t が大きい場合は平板と見做せる場合に比べても参照応力 σ_{ref} が極めて小さく評価されて危険側の評価を与える。なお、図

H. 7. 2(a)のように径が大きいときには、バルジング効果によって平板の参照応力に比べて円筒の参照応力の方が僅かに増加する。しかし、 M_s は「応力の補正係数」であるので、その増加分は小さくなく、図 H. 7. 2(b), 図 H. 7. 2(c)と径が大きくなるに従い、その効果は見られなくなる。したがって、 M_s は、API 規格の図 H. 2. 2 の(4. 6)式のような安全限界をどこに設定するかといったクライテリオンのような役割はこの点からも全くない。

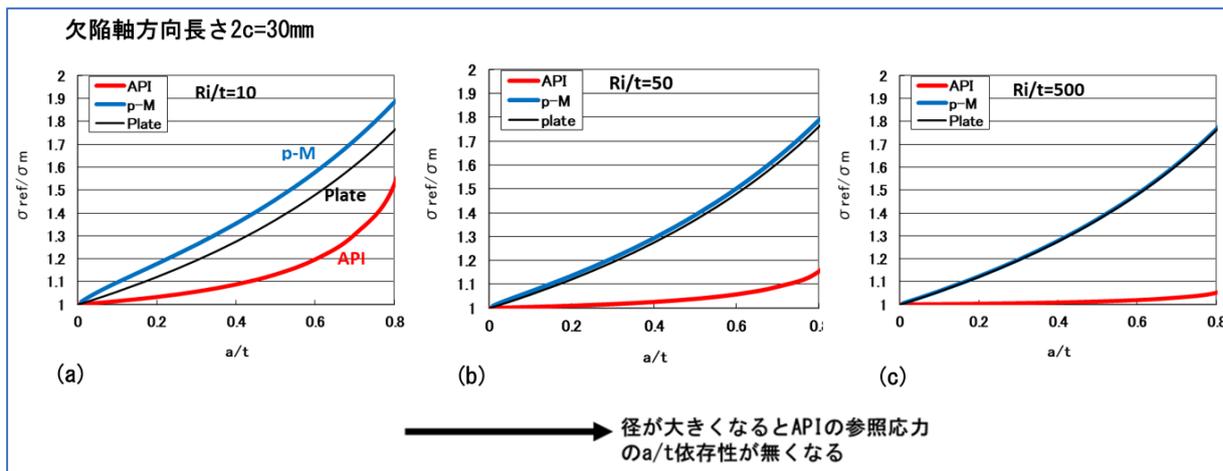


図 H. 7. 2

API 法における、減肉欠陥の許容基準は、 $RSF (1/M_s^{Kiefner}) / \geq RSFa (=0.9)$ のときに許容されると判定される (API 規格 2. 4. 2. 2 (2. 3) 式)。したがって、 $a/t=0.8$ での図 H. 7. 3 の例で示されるように、大径管になると $RSF (1/M_s^{Kiefner}) / \geq RSFa (=0.9)$ の条件を満たす減肉欠陥の長さは大きくなり、極めて危険側の判定を与える。同じく大径管 (D が大きい管) では、図 H. 7. 4 に示すように API 法は、欠陥があつて (噴破している欠陥であつて) も応力は欠陥がないときの値となり危険サイドの評価となることから、受け入れ難い。

API 法では、大径管で仮に板厚貫通して噴破しているような欠陥であっても、欠陥がないときの参照応力となり得る (安全であるとの判定となる) 場合があり、このような参照応力評価を欠陥評価の基礎式とする規格は到底受け入れ難い。

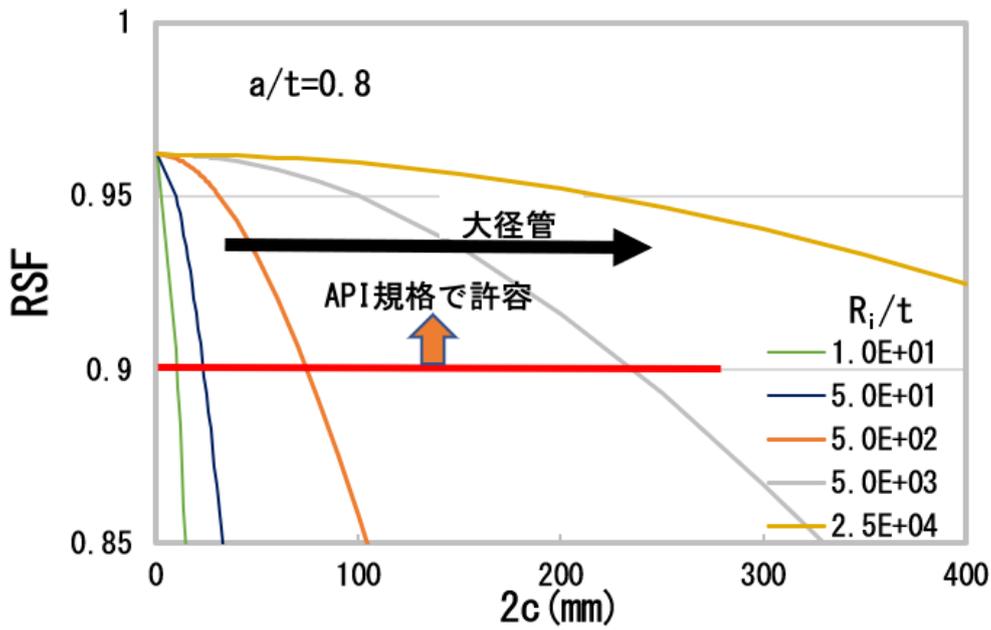


図 H. 7. 3

APIの塑性崩壊の判定基準

$$M_s^{\text{Kiefner}} (= \frac{1}{\text{RSF}_a} = \frac{1 - \frac{a}{t} \frac{1}{M_t}}{1 - \frac{a}{t}}) \leq 1.1$$

腐食によって欠陥深さが大きくなる

噴破

大径管では左の状態であっても常に安全と判定

$$M_s^{\text{Kiefner}} (= \frac{1}{\text{RSF}_a} = \frac{1 - \frac{a}{t} \frac{1}{M_t}}{1 - \frac{a}{t}}) = 1$$

常に $M_s^{\text{Kiefner}} = 1 \leq 1.1$ なのでどんな欠陥があっても塑性崩壊することはないと判定

図 B. 5 大径管での API の判定

図 6. 4 2021. 9. 21 追加確認事項に対する回答(案)へのコメント再掲載

図 H. 7. 4

8. 減肉容器崩壊圧/健全容器崩壊圧の減肉の深さ依存性

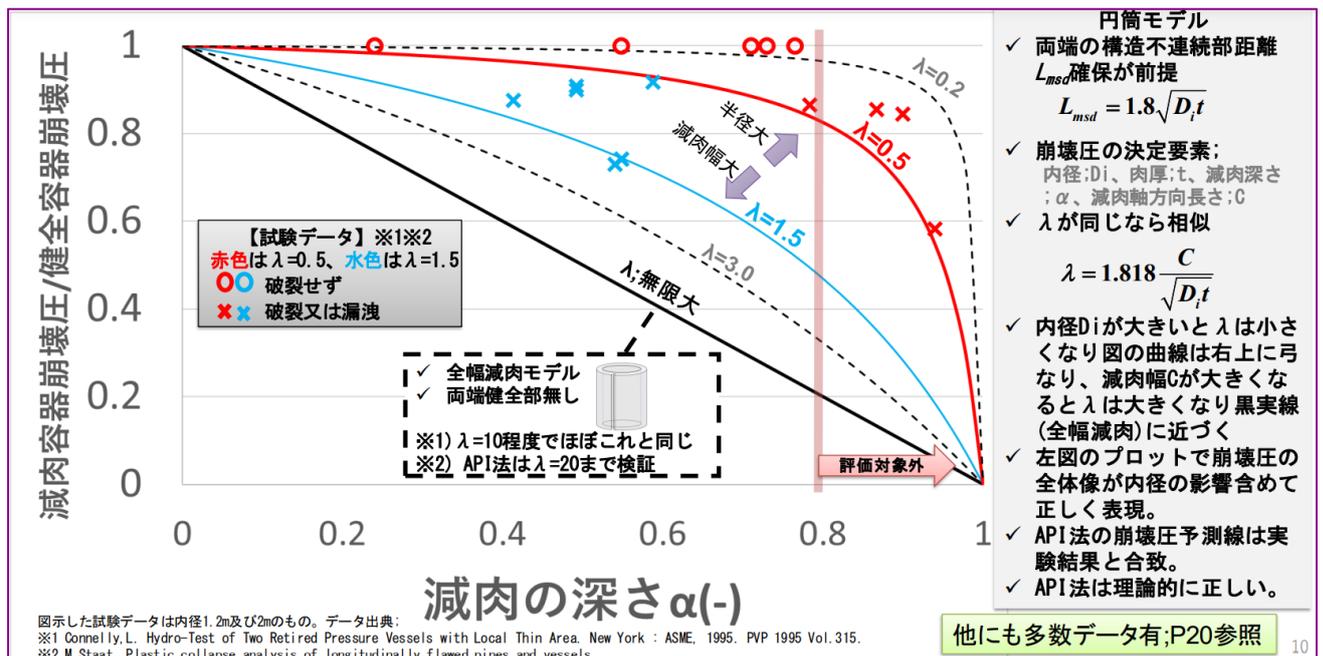


図 H. 8. 1

図 H. 8. 1 の結果は、崩壊（破裂）荷重による評価である。崩壊（破裂）荷重においては、欠陥周りのかなりの領域が塑性変形した後に生じる。この崩壊（破裂）荷重に至る前に、欠陥前方の残余領域は全断面降伏をしているので、FFS 規格としては全断面降伏条件を捉えて、全断面降伏を未然に防ぐべきである。FFS 規格として崩壊（破裂）荷重を捉える API 法のような規格を採用した場合、欠陥前方の残余領域が全断面降伏していても、そのままその欠陥は許容して継続使用してよいことになり、そのような規格は FFS 規格としては絶対に認められない。「5. FAD 線図の横軸の議論—欠陥前方の残余領域にかなりの塑性域を許容できるのか」で述べたように、そのような状態を許容して継続使用することは許されない。図 H. 8. 1 の結果は崩壊（破壊）荷重の評価であって、欠陥前方の残余領域が全断面降伏するかどうかの判定には使えない。欠陥前方の残余肉厚領域での塑性域を許容するかについての検討は力学的なつり合いに基づくリミットロードアナリシスによって行うべきである。構造設計規格（健全容器）では、リミットロードアナリシスにより、シェル部材が全断面降伏しないように設計している。弾性変形に留まる限りにおいては、安全性（装置が大きく変形することなく、適正な材料選定により使用環境からの影響を排除できる）は確保できるという思想である。これに対して、欠陥が入った途端に欠陥前方の残余肉厚領域で全断面降伏するかどうかの判定ができない API 法の式は極めて危険である。欠陥前方の残余肉厚領域のかなりの領域で塑性変形を許容することは受け入れ難い。使用中の外力（内圧）によって生じる塑性変形を欠陥前方の残余肉厚領域に許容することは、減肉欠陥によって装置に大きな変形が生じる危険性がある。そのうえ、装置を長期間使用したときに、外力（内圧）によって塑性変形を受けた状態の使用環境等からの新たな損傷

(例えば新たなき裂の発生など)を受けることによって不具合の要因となる可能性があることから到底受け入れ難い。なお、欠陥前方にこのような広い塑性変形を生じたとしても、利用者はその事実を知ることなく、装置を使用続けることを許すことになり得る API 法による評価は極めて危険である。

API 法は、破壊（破裂）条件を基準とし、そこに安全裕度（RSFa=0.9）を考えている。破裂条件も材質、管形状、欠陥形状、温度などに影響を考えると正しいとは限らない。また、破壊（破裂）条件に対して RSFa=0.9 の安全裕度を考えたとしても、欠陥前方の残余領域にかなりの塑性変形を生じることがあり、利用者はその事実を知ることなく、装置を使用続けることを許すことになり得るため極めて危険である。

9. 塑性崩壊は降伏点だけでは決まらない

塑性崩壊は降伏点だけでは決まらない

- 特定設備検査規則の許容引張応力：
降伏強さの2/3よりも高い応力を採用するケースもある
 - 例：SUS304L材/SUS316L材/SUS304HTB/SUS304TP等のCL2許容応力、STBL450、STBL690、SF340A(325°C～)、SFVC1(325°C～)等
- 降伏強さ/1.5；必須要件ではない
- 電中研報告書※；炭素鋼及び低合金鋼；室温～300°Cの引張試験実施
 - 「塑性崩壊に対する強度の指標となる流動応力を降伏応力と引張強さの平均と定義し、その温度依存性を見ると図2-2(a)-(c)のようになる。高温域における降伏応力の低下と引張強さの増加とがキャンセルされ、流動応力は温度によらずほぼ一定の値となり、また(設計降伏応力と設計引張強さ)の平均として定義される)設計流動応力に対して裕度の有ることがみてとれる。」
- 高温試験(C-0.5Mo材)や316材の実験例；参考資料P26
 - Msの比率で正しい
 - 基本は流動応力での整理

電力中央研究所. 軽水炉配管材の破壊靱性異方性の評価と維持規格の合理化に対する提言. 東京：電力中央研究所, 2006. Q05002.

13

図 H. 9. 1