

3.0 ASME Sect.1 PG-56 のよる方法

ASME Sect.1 PG-56 はボイラ構造規定の一部で、ボイラチューブを支承するためにチューブに取付けられるイアタイプのラグピースとチューブとの溶接接合の強度をチェックするものである。この規定の特徴は、管軸直交方向フォースと長手方向モーメントの作用のみを対象にしており、周方向モーメントとせん断力が含まれていないことである。これはボイラのチューブバンドルの吊り構造を考えたものと思われるが、配管の支持装置にもこの種の吊り構造のサポートが用いられることがある。そこで配管適用を前提に ASME Sect.1 PG-56 の適用を考えてみる。

3.1 ラグ(イアタイプ)接合部強度規定

(1) 直管部分にラグを溶接して配管支承する場合は下記による。

$$[L = |W_r/l \pm 6We/l^2|] \leq [L_a = Kb(L_f)S_t] \rightarrow \text{強度 OK}$$

$$\text{圧縮荷重) } L_f = 1.618X^{Y_c} \quad \text{但し } Y_c = -1.02 - 0.014\log_{10}X + 0.005(\log_{10}X)^2 \quad \text{----(a)}$$

$$\text{引張側) } L_f = 49.937X^{Y_t} \quad \text{但し } Y_t = -2.978 + 0.898\log_{10}X - 0.139(\log_{10}X)^2 \quad \text{----(b)}$$

(L_f は Fig.56.2 から得られる。)

ここで L = 作用単位荷重(N/mm)、 L_a = 許容単位荷重(N/mm)、

L_f = 圧縮/引張荷重係数(-)、 X = パラメータ(-) (= bD/t^2)、

W_r = 管軸直交方向荷重(N)(引張+/圧縮-)、 W = ラグの偏心荷重(N)(絶対値)、

l = ラグ長さ(mm)、 e = W の偏心量(mm)、 b = 単位ラグ幅(25.4mm)、

D = 管外径(mm)、 t = 管(チューブ)厚さ(mm)、 θ = ラグ角度($^\circ$)

K = ラグ幅設計係数(-)(ラグ角度に対し Table PG-56.2 から得られる)、

S_t = ラグ荷重に有効な許容応力分(MPa)、

S_a = 許容応力(MPa)(Sect. II Part D Subpart 1 Table 1A あるいは JIS 該当)(*1)

S = 圧力による周方向平均応力(MPa) [= $P(D-t)/(2t)$] (*1)

なお 荷重係数 L_f は Fig.PG-56.2 から求めてもよい。

(2) 曲管(バンド/エルボ)部分にラグを溶接して配管を支承する場合は下記による。

$$[L = |W_r/l \pm 6We/l^2|] \leq [L_a = Kb(L_f + \Delta L_f)S_t] \rightarrow \text{強度 OK}$$

ここで、 ΔL_f 以外は上記(1)と同様に計算し設定する(同じ記号定義とする)。 ΔL_f は L_f に加算される増分で次式から求める

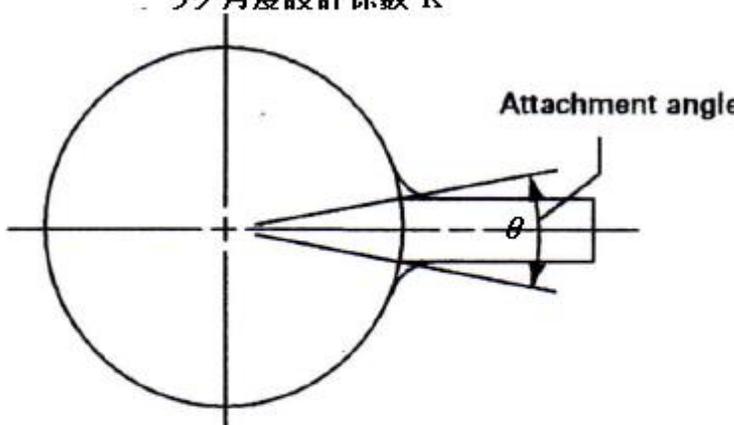
圧縮側) $\angle L_{fc} = 1.618X_b^{Y_c}$ 但し $Y_c = -1.02 - 0.014\log_{10}X_b + 0.005(\log_{10}X_b)^2$ ----(a)

引張側) $\angle L_{ft} = 49.937X_b^{Y_t}$ 但し $Y_t = -2.978 + 0.898\log_{10}X_b - 0.139(\log_{10}X_b)^2$ ----(b)

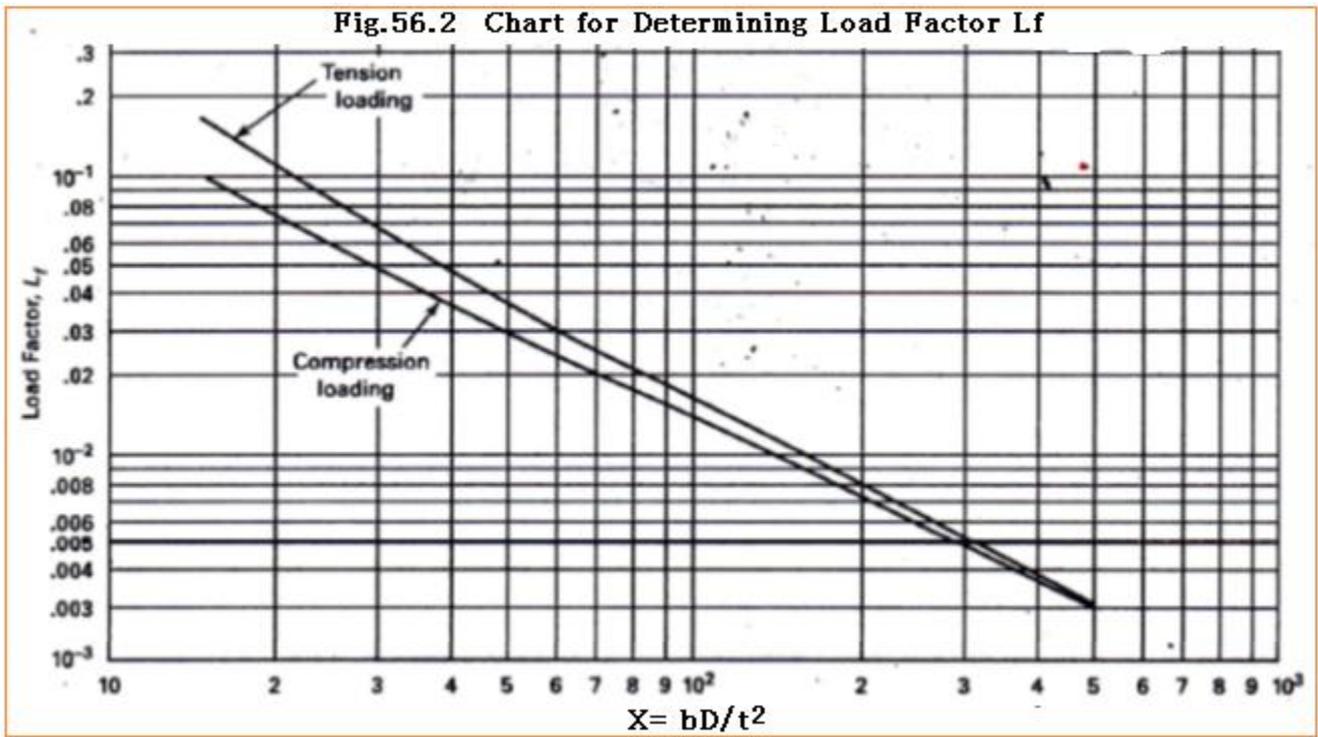
但しパラメータ $X_b = b(2R)/t^2$ なお R=曲管の曲げ半径(mm)

(3) 上記の式は ASME Sect. I の PW-16.2 に規定されるような溶接あるいは相当する溶接で管にラグが溶接される場合に使用できる(実質、CC-318-5 に規定される溶接であれば OK)。

Table PG-56.2
Tube Attachment Angle Design Factor, K
ラグ角度設計係数 K



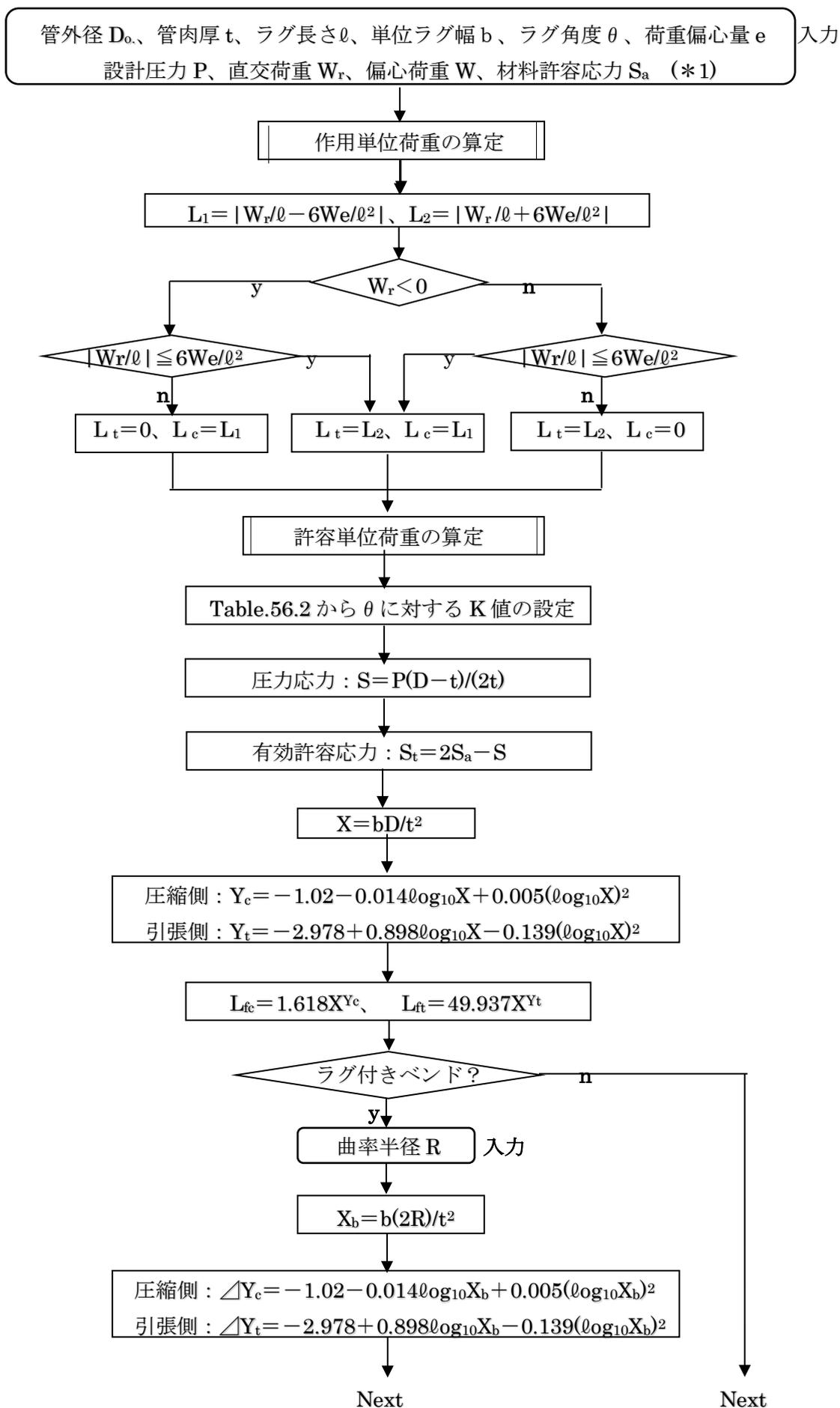
Angle of attachment, deg	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45
Design factor, K	1.000	1.049	1.108	1.162	1.224	1.290	1.364	1.451	1.545	1.615
Angle of attachment, deg	50	55	60	65	70	75	80	85	90	
Design factor, K	1.730	1.836	1.949	2.076	2.221	2.341	2.513	2.653	2.876	

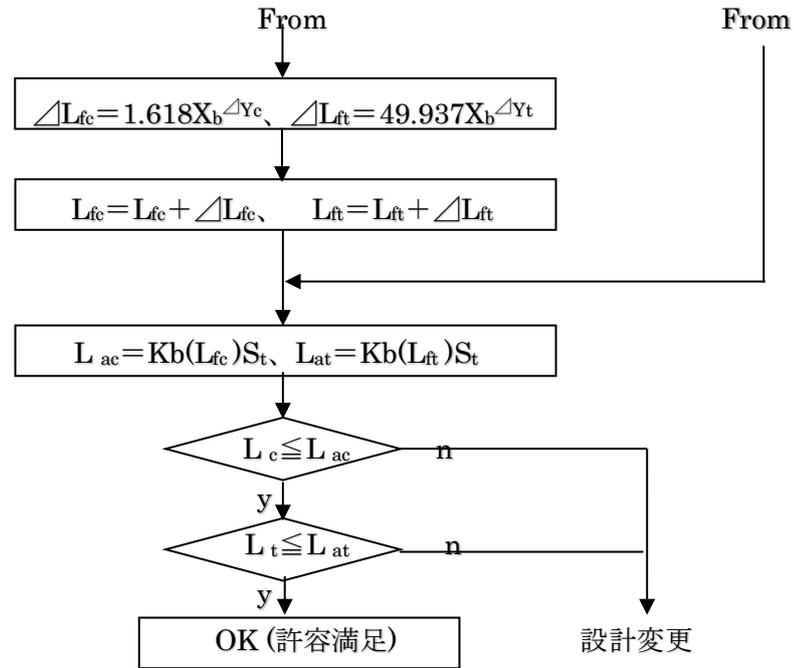


3.2 ラグ(イアタイプ)接合部強度の評価手順(案)

前節の規定は計算式が複雑で、評価が圧縮側と引張側に別れるため多少わかりにくい。そこで接合部強度の評価手順(案)を以下に示してみる。

チャート 2. ラグ(イアタイプ)接合部強度評価手順(案)





3.3 ラグ(イアタイプ)の計算例

ここでは、ASME の PG-56 規定に記載の Fig.A-71～A-74 の 4 つのラグ構造ケースについてラグ荷重評価の例を紹介する。

A-71) チューブは Fig.A-71 のように溶接アタッチメント(ラグ)で吊り下げられる。この場合チューブにはダイレクトな半径方向荷重(引張)が作用する。計算条件は次の通り。

$$D=4\text{in} \quad \text{材料}=\text{SA-213-T22}, \text{設計圧力 } P=2258\text{psi}, T=800^{\circ}\text{F}, t=0.30\text{in}, \\ \theta=7^{\circ}, S=15000\text{psi}(*1), S_a=15000\text{psi}, S_t=2.0S_a-S=15000\text{psi}$$

Table PG-56.2 から $K=1.07$ 、また Fig.PG-56.2 あるいは PG-56.2 の(a),(b)式から

$$X=bD/t^2=44.4 \rightarrow \text{圧縮 } L_f=0.0326, \text{引張 } L_f=0.0405$$

$$L_a=Kb(L_f)S_t \rightarrow \text{圧縮 } L_a=1.07 \times 1.0 \times 0.0326 \times 15000=523 \text{ lb/in.}$$

$$\text{引張 } L_a=1.07 \times 1.0 \times 0.0405 \times 15000=650 \text{ lb/in.}$$

作用荷重は 1500lb(引張)なので $L=1500/3\text{in}=500 \text{ lb/in} < 650 \text{ lb/in.}$ OK

(*1)ここでは ASME Sect I PG27.2.1 で計算している。制作公差が含まれ少し大きくなる。

A-72) Fig.A-72 のようにチューブはラビングストリップで拘束される。この場合、荷重はラグ中心からずれているので半径方向荷重(圧縮)とモーメント荷重が作用する。なお計算条件は A-71 と同じとする。

許容単位荷重は、

$$\text{圧縮 } L_a=1.07 \times 1.0 \times 0.0326 \times 15000=523 \text{ lb/in.}$$

$$\text{引張 } L_a=1.07 \times 1.0 \times 0.0405 \times 15000=650 \text{ lb/in.}$$

作用荷重 $W=860 \text{ lb}$ なので、作用単位荷重は、

$$L=|860/4 \pm (6 \times 860 \times 0.875)/4^2| = |215 \pm 282.19| = 497.19 \text{ lb/in.} / 67.19 \text{ lb/in.}$$

$$< 523 \text{ lb/in. or } 650 \text{ lb/in.} \quad \text{OK}$$

A-73) Fig.A-73 のように垂直チューブはブラケットで支持される。この場合、荷重は半径方向には作用しないが偏心荷重として作用する。計算条件は下記の通り。

$$b = 1\text{in.} \quad D = 3.25\text{in.} \quad \text{材料} = \text{SA-213-T22}、\text{設計圧力} = 3722\text{psi}、T = 800^\circ \text{F}、$$

$$t = 0.375\text{in.}、\text{ラグ厚さ} = 1/4\text{in.}、\theta = 10^\circ$$

$$S = 15000\text{psi}、S_a = 15000\text{psi}、S_t = 2.0S_a - S = 15000\text{psi}$$

Table PG-56.2 から $K = 1.108$ 、

また Fig.PG-56.2 あるいは PG-56.2 の(a),(b)式から

$$X = bD/t^2 = 23.11 \rightarrow \text{圧縮 } L_f = 0.0637、\text{引張 } L_f = 0.090$$

故に許容単位荷重 $L_a = Kb(L_f)S_t$ は、

$$\text{圧縮 } L_a = 1.108 \times 1.0 \times 0.0637 \times 15000 = 1058 \text{ lb/in.}$$

$$\text{引張 } L_a = 1.108 \times 1.0 \times 0.0900 \times 15000 = 1495 \text{ lb/in.}$$

作用単位荷重は $L = 6We/\ell^2 = 6 \times 440 \times 1.5/2^2 = 990 \text{ lb/in.} < 1058 \text{ lb/in.}, 1495 \text{ lb/in.} \quad \text{OK}$

A-74) Fig.A-74 のように過熱区間は短径リターンバンドをラグで支持している。この場合半径方向荷重(圧縮)と偏心荷重がバンドチューブ部分に作用する。計算条件は次の通り。

$$b = 1\text{in.}、D = 2\text{in.}、\text{材料} = \text{SA-213-T22}、\text{設計圧力} = 5087\text{psi}、T = 700\text{F}、\text{ラグ厚さ} = 0.3\text{in.}$$

$$\theta = 15^\circ、S = 15000\text{psi}、S_a = 15000\text{psi}、S_t = 2S_a - S = 15000\text{psi}$$

Table 56.2 から $K = 1.16$

Fig.PG-56.2 あるいは PG-56.2 の(a),(b)式からチューブに対し、

$$X = bD/t^2 = 22.2 \rightarrow \text{圧縮 } L_f = 0.0664、\text{引張 } L_f = 0.0948$$

また Fig.PG-56.2 あるいは PG-56.2 の(a),(b)式からバンドに対し

$$X = b(\text{バンド径})/t^2 = 1.0 \times 6 / 0.3^2 = 66.6 \rightarrow \text{圧縮 } L_f = 0.0215、\text{引張 } L_f = 0.0257$$

許容単位荷重は、 $L_a = Kb(\Sigma L_f)S_t$ から

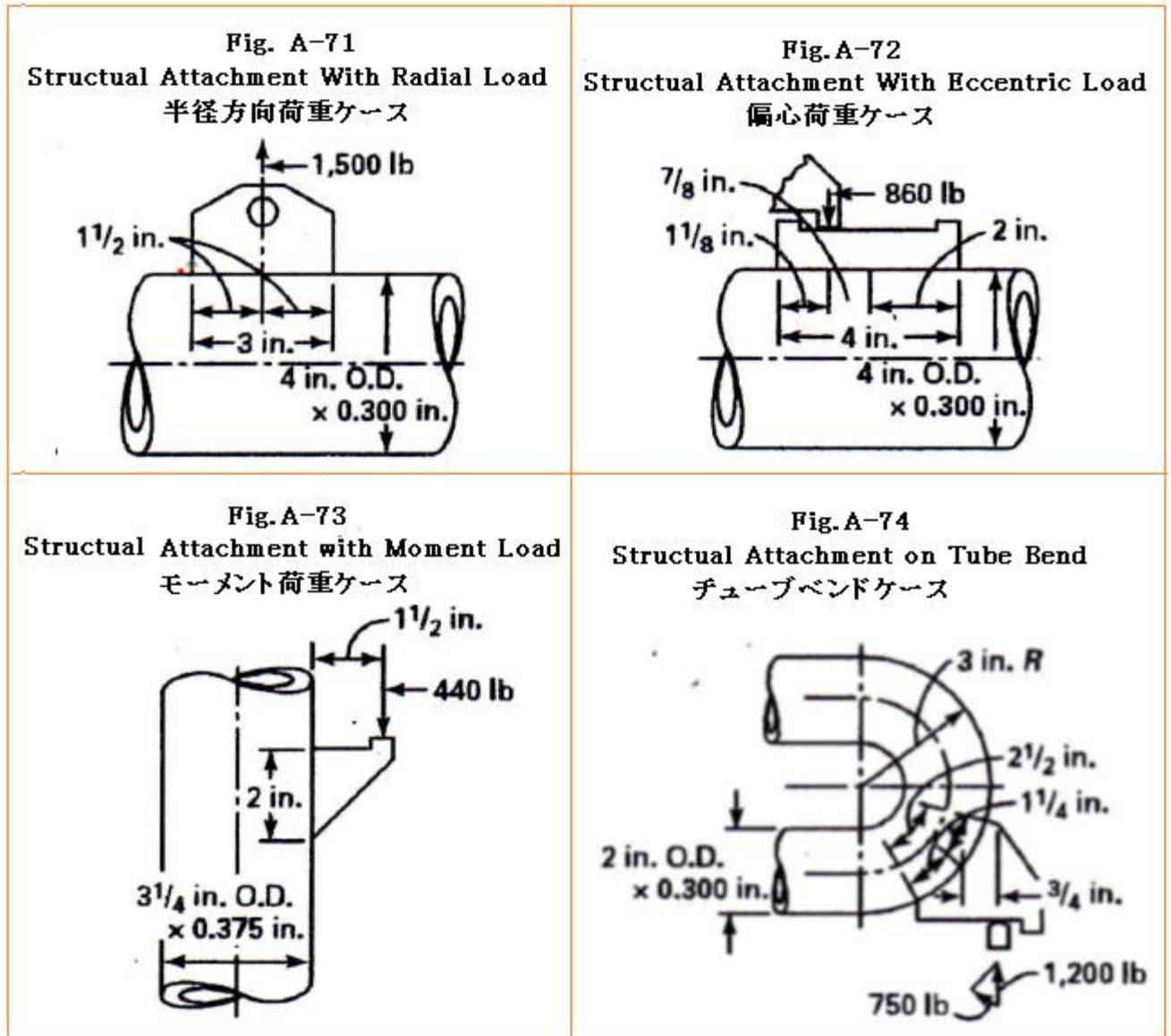
$$\text{圧縮 } L_a = 1.16 \times 1.0 \times (0.0664 + 0.0215) \times 15000 = 1529 \text{ lb/in.}$$

$$\text{引張 } L_a = 1.16 \times 1.0 \times (0.0948 + 0.0257) \times 15000 = 2096 \text{ lb/in.}$$

作用単位荷重は

$$L = |750/2.5 \pm 6 \times 1200 \times 0.75/2.5^2| = |300 \pm 864| = 1164 \text{ lb/in. (圧縮)}、564 \text{ lb/in. (引張)}$$

$$< 1529 \text{ lb/in. (圧縮)}、2096 \text{ lb/in. (引張)} \quad \text{OK}$$



3.4 ASME Sect.1 PG-56 と CC-318-5 の比較

PG-56 を CC-318-5 に較べるのは相当むずかしいが、ここでは文献(3)のやり方を踏襲して比較してみる。PG-56 式はしきい点で $W_r/l + 6W_e/l^2 = L_a$ で表わされる。許容単位荷重 L_a は Fig.PG-56.2 から略略 $L_a = 50000/(D/t^2)$ で近似できる。このしきい点の式を変形すると、

$$W_r/l + 6W_e/l^2 = 50000/(D/t^2) \rightarrow (l_1/D)(D/t)^2 (W_r/l_1 + 6W_e/l_1^2) = 50000$$

ここで、CC-318-5 の定義を用いて $\beta_1 = l_1/D$ 、 $\gamma = (1/2)(D/t)$ であるから、上式は

$$4\beta_1\gamma^2(W_r/l_1 + 6W_e/l_1^2) = 50000 \quad (l_1 = \text{ラグ幅})$$

また $W_r = W$ 、 $W_e = M_L$ 、 $l_1 = A_0$ 、 $l_1^2/6 = Z_0$ 、なので

$$4\beta_1\gamma^2(W/A_0) + 4\beta_1\gamma^2(M_L/Z_0) = 50000 \quad \text{----(a)}$$

右辺の 50000 の単位は lb/in²(psi) 即ち応力の単位である。CC N-318-5 ではラグ接合部応力 S_{0a} は

$$B_T(W/A_0) + B_L(M_L/Z_0) = S_{0a} \quad \text{----(b)}$$

S_{0a} はラグ接合部に許容できる応力で、CC N-318-5 によれば

圧力による軸方向応力 + ラグ接合部応力 + 配管応力 = 材料許容応力 S_a

$$\rightarrow \text{ラグ接合部応力} = S_a - \text{圧力による軸方向応力許容分} + \text{配管応力}$$

配管応力を無視すると $S_{0a} = S_a - \text{圧力による軸方向応力許容分}$ S_{ap} になる。ここで

$S_a = S_y/1.5$ 、 $S_{ap} = (1/2)(S_y/1.5) = S_y/3$ および $S_y = 30000 \text{ psi} (21 \text{ kgf/mm}^2)$ と仮定すれば、ラグ接合部の

許容応力は $S_{0a} = S_y/1.5 - S_y/3 = S_y/3 = 10000\text{psi}$ になる。前述の(a)式を変形すると

$$0.8 \beta_1 \gamma^2 (W/A_0) + 0.8 \beta_1 \gamma^2 (M_L/Z_0) = 10000 \rightarrow B_T'(W/A_0) + B_L'(M_L/Z_0) = 10000 = S_{0a}$$

$$\text{ここで } B_T' = B_L' = 0.8 \beta_1 \gamma^2$$

従って B_T vs B_T' 、 B_L vs B_L' の比較によって、PG-56 の評価法を位置づけることができる。比較結果を下記の表に示す。

適用コード	β_1	β_2 (指数区分)	$\gamma = 5$	$\gamma = 10$	$\gamma = 20$	$\gamma = 40$	
Sect.1 PG-56	0.1	任意 (B_T', B_L')	2.0	8.0	32.0	128.0	
CC N-318-5	0.1	0.2	B_T	1.83	5.69	17.7	55.3
			B_L	0.40	1.35	4.50	15.1
		0.3	B_T	2.25	7.00	21.9	68.0
			B_L	0.57	1.88	6.29	21.0
		0.4	B_T	2.53	7.90	24.6	76.7
			B_L	0.67	2.26	7.53	25.2

1次応力係数(B_T, B_T', B_L, B_L')の高い方が安全側と云える。半径方向荷重の B_T vs B_T' については γ が 10 以上で PG-56 が安全側、10 以下で多少非安全側である。モーメント荷重の B_L vs B_L' についてはいずれも PG-56 が安全側である。

2次応力係数(C_T, C_T', C_L, C_L')については比較していないが、 $C_L < C_L'$ なので、概して PG-56 が安全側になると思われる。

なお PG-56 ではせん断荷重が考慮されていないのが気になる。概してマージンがあるのでせん断荷重を無視してもさほどリスクはないのかも知れないが、例えば例題 A-73 ケースでは

$$|2Ws/l \pm 6We/l^2| > La \quad (\text{但し } Ws = \text{せん断力})$$

で評価すべきではないかと思う。

配管応力は 1次機械荷重に対しては無視しても問題ないと思うが、2次の変位拘束荷重については少し不安が残る(警戒すべき)。

以上かなり粗い見積りであるが、PG-56.2 は概ね安全側で適用できると思われる。

【 添付 A CC N-318-5 の規定内容/その背景 】

文献(3)は CC N-318 初版作成の際、米国研究機関 ORNL/BCL でスタディされた結果をまとめたものである。CC N-318 の内容を理解する上で有効であるためその要点を以下に紹介しておく。

(1) スラスト/モーメント荷重による応力

ラグに働くスラスト荷重(半径方向荷重)とモーメント荷重による応力には応力集中があり通常最も大きな応力成分になる。これに対し CC N-318-5 は、ラグアタッチメントに関するバイラード法による Dodge の解析結果(下記)をベースにした応力指数法を用いて応力をカウントしている。

$$\sigma_T = C_T^*(W/A_p), \quad \sigma_L = C_L^*(M_L/Z_p), \quad \sigma_N = C_N^*(M_N/Z_p)$$

$$C_T^* = 12(r/t)^{0.64} \eta^{1.54}, \quad C_L^* = 1.2(r/t)^{0.74} \eta^{4.74}, \quad C_N^* = 1.8(r/t)^{0.64} \eta^{1.54},$$

この場合、ラグ接合部応力 σ は直管の断面性能 A_p, Z_p で表わされているので、ラグの断面性能 A_0, Z_0 を用いて扱いやすくするため、 $\sigma_T = C_T(W/A_0)$ 、 $\sigma_L = C_L(M_L/Z_{0L})$ 、 $\sigma_N = C_N(M_N/Z_{0N})$ とおくと

$$C_T = C_T^*(A_0/A_p), \quad C_L = C_L^*(Z_{0L}/Z_p), \quad C_N = C_N^*(Z_{0N}/Z_p),$$

これに上記の C_T^*, C_L^*, C_N^* 式を代入して整理すると、CC N-318-5 の式が得られる。

$$C_T = 3.82 \gamma^{1.64} \beta_1 \beta_2 \eta^{1.54}, \quad C_L = 0.26 \gamma^{1.74} \beta_1 \beta_2 \eta^{4.74}, \quad C_N = 0.38 \gamma^{1.90} \beta_1^2 \beta_2 \eta^{3.40}$$

(Dodge の解は全振幅と表されているようなので(?), 上記の結果は 2 で割られている)

なお応力係数 C_T, C_L, C_N は場合によって 1 を下回るが、ラグ側の応力は常に $C_T = C_L = C_N = 1$ なので、規定では $C_T \geq 1, C_L \geq 1, C_N \geq 1$ になっている。

また直管に較べラグサイズが大きくなると解析結果に誤謬が大きくなるので次の制限をつける。

$$\beta_1 \leq 0.5, \quad \beta_2 \leq 0.5, \quad \beta_1 \beta_2 \leq 0.075$$

またバイラード解析の制約から、 $D/t \leq 100$ とする。さらにシェル解析の制約から他の不連続部との離隔を \sqrt{rt} 以上にとる。

スラスト/モーメント荷重による応力算定の方法としては Dodge の解以外に、

ASME Sect. I PG-56 と WRC107 による方法

がある。前者は古い材力手法によっている。周方向のモーメント荷重がカウントできないが、概ね上記の応力指数法よりも安全側の結果を与える。後者は正方形断面のアタッチメントには応力指数法と類似の結果を与えるが、長い矩形ラグについては誤った結果を与える(ラグには不適である)。

(2) せん断及び振り荷重による応力

ラグ接合部にはスラスト/モーメント荷重による垂直応力成分の他にラグ側のせん断フォース/振りモーメントによってせん断応力成分が管壁とラグ断面に発生する。管壁に生じるこれらせん断応力成分は下図(a)(b)(c)に示される。(a)(b)の場合は単純な力の均衡から、

$$\tau_1 = Q_1 / (4L_1 t), \quad \tau_2 = Q_2 / (4L_2 t) \quad (\rightarrow \text{管壁の膜せん断応力})$$

(c)の場合は振りモーメントはラグ周の対になった 2 つの膜せん断力と釣り合っていると考える。なお各せん断力の間には $2L_d t \tau' = 2L_c t \tau_3 (\rightarrow \tau' = (L_c/L_d) \tau_3)$ の関係がある。振りモーメント M_T は次式で表わせる。

$$\begin{aligned} M_T &= (2L_c t \tau_3)(2L_d) + (2L_d t \tau')(2L_c) = (2L_c t \tau_3)(2L_d) + (2L_d t)(\tau_3 L_c/L_d)(2L_c) \\ &= \tau_3 (4L_c L_d + 4L_c^2) t \quad \text{但し } L_c = \text{Min.}[L_1, L_2], \quad L_d = \text{Max.}[L_1, L_2] \end{aligned}$$

$\tau_3 > \tau'$ を考慮し、以上をまとめると

$$\begin{aligned} \tau_1 &= Q_1 / (4L_1 t), \quad \tau_2 = Q_2 / (4L_2 t) \\ \tau_3 &= M_T / [(4L_c L_d + 4L_c^2) t] = M_T / [4L_c L_d (1 + L_c/L_d) t] \quad (> \tau') \end{aligned}$$

一方、ラグ断面に生じるせん断応力は、

$$\begin{aligned} \tau_1 &= Q_1 / (4L_1 L_2), \quad \tau_2 = Q_2 / (4L_1 L_2) \\ \tau_3 &= 2M_T / (8k_2 L_c^2 L_d) \doteq M_T / [\{1.57 + 0.093(L_c/L_d)\} L_c^2 L_d] \quad [\text{by Timosenko/Goodier}] \end{aligned}$$

管壁とラグ断面の大きい方のせん断応力を選ぶと

$$\begin{aligned} \tau_1 &= Q_1 / (4L_1 L_a), \quad \tau_2 = Q_2 / (4L_1 L_b) \quad \text{但し } L_a = \text{Min.}[L_2, t], \quad L_b = \text{Min.}[L_1, t] \\ \tau_3 &= \text{Max.}[M_T / \{4L_c L_d (1 + L_c/L_d) t\}, M_T / [\{1.57 + 0.093(L_c/L_d)\} L_c^2 L_d]] \\ &\quad \text{但し } L_c = \text{Min.}[L_1, L_2], \quad L_d = \text{Max.}[L_1, L_2] \end{aligned}$$

評価に用いる直応力に等価なせん断応力をこれらのせん断応力の 2 倍にとると、

$$\begin{aligned} \tau_1 &= Q_1 / (2L_1 L_a), \quad \tau_2 = Q_2 / (2L_1 L_b) \\ \tau_3 &= \text{Max.}[M_T / \{2L_c L_d (1 + L_c/L_d) t\}, M_T / [\{0.8 + 0.05(L_c/L_d)\} L_c^2 L_d]] \end{aligned}$$

なお N-318-5 では恐らく有効断面を低く見積もって、上記で得た $M_T / [2L_c L_d (1 + L_c/L_d) t]$ の 2 倍の $M_T / [L_c L_d (1 + L_c/L_d) t]$ を採っている。

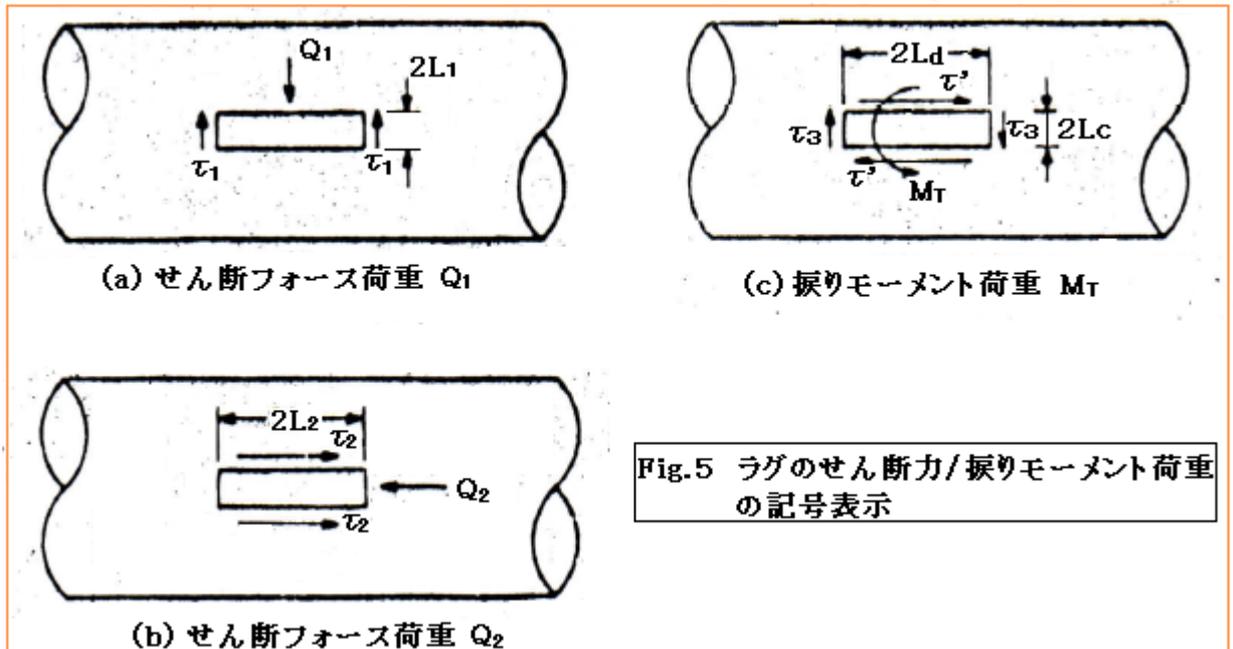


Fig.5 ラグのせん断力/振りモーメント荷重の記号表示

(3) 温度勾配による応力

ラグと管の間に温度差があるとラグ周辺の管壁に熱応力が生じる。これらはラグからごく近い距離内で収束するのでピーク応力成分として扱われる。この場合、最大の熱応力 σ_h は温度 T_w の無限平板の中に温度 T_l の長方形の剛体を挿入したものとしてカウントできる。即ち

$$\sigma_h = K_0 E \alpha |T_l - T_w| \quad (\text{ラグ材と管材が同じとして}) \quad \text{by Goodier}$$

ここで E = 材料の縦弾性係数 (N/mm^2)、 α = 材料線膨脹係数 ($^{\circ}C^{-1}$)、

T_l = 管表面から ($2x$ 管肉厚) 以内にあるラグ部分の平均温度 ($^{\circ}C$)、

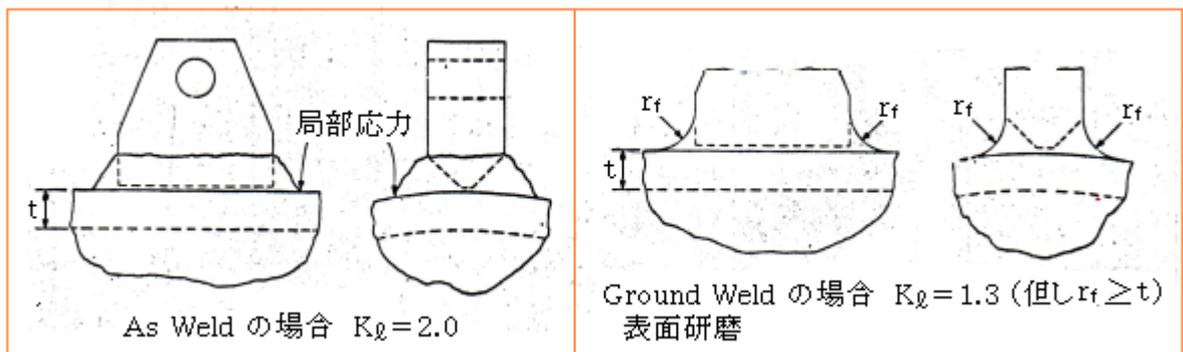
T_w = ラグ直下あるいは \sqrt{rt} 内にある管壁の平均温度 ($^{\circ}C$)、

K_0 = 応力集中係数で As weld の隅肉溶接の場合 2.0, グラインダ仕上げの隅肉溶接の場合 1.3 (ただ正確な T_l 、 T_w は熱解析によらざるをえないので結局、熱応力は解析ソフトから得られる。) なお CC N-318-5 にはこのような熱応力は考慮されていない。もし熱過渡条件を考慮する必要があるなら ($T_l - T_w$) から生じる上記の熱応力をピーク応力 S_p に加算する。即ち

$$S_p = K_0 S_{n0} + \sigma_h \rightarrow 2 \text{ 次応力分 } S_p/2$$

(4) 応力集中による局部応力

ラグ接合に関しては下図のような応力集中係数を用いて局部応力を求める。



スラスト/モーメント荷重の場合、その最大表面応力は必ずしも隅肉溶接始端にくるわけではないが安全側に溶接始端の応力集中がスラスト/モーメントによる最大表面応力に重なっているとす。

(5) コード応力制限への組み込み

ラグ接合部に ASME の Class1 応力制限式を適用すると次のようになる(但し熱応力項は除く)。

- ① 1次応力制限： $B_1PD/2t + B_2Mi/Z_p + (P_\ell + P_b)_{\ell ug} \leq 1.5S_m$
- ② 1次+2次応力制限： $C_1PD/2t + C_2Mi/Z_p + (S_n)_{\ell ug} \leq 3.0S_m$
- ③ ピーク応力強さ範囲； $S_p = K_1C_1PD/2t + K_2C_2Mi/Z_p + (S_p)_{\ell ug}$
- ④ 簡易弾塑性不連続部解析： $S_{nl}^{**} \leq 3S_m$

④を除き直管側荷重による応力とラグ側荷重による応力の単純和になる。

①の1次応力制限では、ラグ側応力 $(P_\ell + P_b)_{\ell ug}$ は次の $S_{m\ell}$ で与えられる。

$$S_{m\ell} = B_T W_m / A_\ell + B_L M_{Lm} / Z_{\ell L} + B_N M_{Nm} / Z_{\ell N} + Q_{1m} / (2L_1 L_a) + Q_{2m} / (2L_2 L_b) + \dot{M}_{Tm}$$

この場合、1次応力指数 $B_T, B_L, B_N = (2/3) \times [(1次+2次)応力指数 C_T, C_L, C_N]$ とされる。この設定は、Dodgeの解で膜応力成分がトータル応力の2/3以下であったことに由っている(なお P_b 成分は無視できる)。第4項～第6項のせん断応力相当は、いずれも膜せん断であるためそのまま合算している。

②の1次+2次応力制限では、直管側応力に次のラグ側応力 $(S_n)_{\ell ug} (\rightarrow S_{n\ell})$ を単純加算している。

$$S_{nl} = C_T W_d / A_\ell + C_L M_{Ld} / Z_{\ell L} + C_N M_{Nd} / Z_{\ell N} + Q_{1d} / (2L_1 L_a) + Q_{2d} / (2L_2 L_b) + \dot{M}_{Td}$$

③のピーク応力強さ範囲では、次の $(S_p)_{\ell ug}$ が加算される。

$$S_{pl} = (K_\ell - 1)(1.5 + 0.537 \beta_1 \beta_2 \gamma)(PD/2t) + K_\ell S_{n\ell}$$

この式の右辺第1項の圧力応力は Van Dyke の Rigid Insert モデルから得られたものである。

④の簡易弾塑性解析は疲労評価のための繰返し応力範囲 $S_{alt} = (1/2)K_e K_p = (1/2)K_e K S_n$ に係わっている。仮に過剰な変位荷重に寄り1回で破断が起きるとすれば、大変形拘束による過大応力(例えば 280 kg f/cm^2 レベル)が許容できるが、10回レベルの極低サイクル疲労(塑性サイクル)を望むならば S_{alt} 式右辺の変動応力 $S_{n\ell}$ をシェークダウンレベル $2S_y$ 程度には抑えるべきである。即ち

$$S_{n\ell}^{**} = C_T W^{**} / A_\ell + C_L M_{L}^{**} / Z_{\ell L} + C_N M_{N}^{**} / Z_{\ell N} + Q_1^{**} / (2L_1 L_a) + Q_2^{**} / (2L_2 L_b) + \dot{M}_T^{**} \leq 2S_y$$

$$Q_1^{**} / 2L_1 L_a + Q_2^{**} / 2L_2 L_b + \dot{M}_T^{**} \leq S_y$$

下段のせん断応力制限はせん断成分が1次応力的であることを考慮して上段の式を補完するもの。ここではラグ側荷重による応力のみを対象にしているのは構造的にラグ接合部を重視したためと思われる。なおこれらの式で荷重(**マーク)は同時発生最大の荷重で、事故状態(例えばレベル2地震動における液状化状態)の荷重を想定したものである。また同時発生最大荷重には機械荷重も含まれる、即ち全荷重と解釈される。

以上の議論では、熱応力項が含まれていない。熱勾配を考慮する時は直管側について

$$1次+2次応力制限 \rightarrow \{1/2/(1-\nu)\} E \alpha |\Delta T_1| \quad (\text{線形分のみ})$$

ピーク応力強さ範囲 $\rightarrow \{1/2/(1-\nu)\} K_3 E \alpha |\Delta T_1| + \{1/(1-\nu)\} E \alpha |\Delta T_2| + K_\ell E \alpha |T_\ell - T_w|$
を加算する必要がある。なお直管側には不連続部がないので $E_{ab} | \alpha_a T_a - \alpha_b T_b |$ 項は含まない。

引用文献・テキスト)

(1) ASME Code Case N-318-5 :

Procedure for Evaluation of the Design of Rectangular Cross Section Attachments on Class 2 or 3 piping Section III Division 1

(2) ASME Sect. I Rules for Construction of Power Boiler

PG-56 Loading on Structural attachment

(3) ORNL-TM-4211(May1974) “Stress Indices at Lug Supports on Piping Systems”

by R.C.Rodabaugh, W.G.Dodge. S.C.Moore

(4) 「解説・原子力設備の技術基準」通産省資源エネルギー庁編（電力新報社）

(5) KHK E012-2-1997 高压ガス設備等耐震設計指針 レベル1 耐震性能評価（配管系）編

【あとがき】

本 TS では CCN-318-5 の運用を論じているが、配管側の荷重(M_A, M_B, M_C)による応力の扱いで不明を残している。即ち [直管+ラグ]を3端配管要素と見なしトラニオンサポートの例に倣って

M_{xr} , M_{yr} および M_{zr} については下記のように設定する。

もし M_{xr1} と M_{xr2} が正負同符号なら $M_{xr}=0$ 、異符号ならば $|M_{xr1}|, |M_{xr2}|$ いずれか小さい方のモーメント(符号付き)を M_{xr} に置き換える。 M_{yr} 、 M_{zr} についてもこれと同じ方法で設定する

としているが果たしてこれが妥当かどうか… トラニオンの場合はティ分岐に近い形状で Class1 配管の考えに従いモーメント(M_A, M_B, M_C)は上記の結果を用い $(M_{xr}^2 + M_{yr}^2 + M_{zr}^2)^{0.5}$ でカウントできることは関連文献から十分理解できる。実際このやり方では主管側の応力が小さくなりトラニオン側の応力が低くなるがこれは FEM の結果と符合する(主管側の応力が小さくなるのはトラニオン接合による剛性アップがあるためと思われる)。しかしラグの場合はティ分岐と形状的に違いがあるので不安が残る。もし安全側を採るなら、次の方途を選ぶべきではないか？

$$\text{Max. } [(M_{xr1}^2 + M_{yr1}^2 + M_{zr1}^2)^{0.5}, (M_{xr2}^2 + M_{yr2}^2 + M_{zr2}^2)^{0.5}] \rightarrow (M_A, M_B \text{ or } M_C)$$

この場合、主管側の応力は高くなるのでラグ側の応力は圧迫を受ける。どれ程の影響がでるかかわからないが解析的に確認したいところです。