欠陥評価の方法について

		頁
1.	WES2805:2011 に基づく溶接欠陥評価の適用検討 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2
2.	実機タンクで使用する鋼板の破壊靱性値δ _{cr} の推定 ······	23
3.	初期不整又は局部沈下を有する底板への適用 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	31
4.	高レベル地震時のタンク隅角部への適用 ・・・・・・・・・・・	61
5.	まとめ ・・・・・	94

1. WES2805:2011 に基づく溶接欠陥評価の適用検討

1.1 適用範囲

一般に、溶接構造物における脆性破壊の多くは、構造的不連続部などの局部的に応力集中を生じている 箇所から起こっている(図 6.1)。

この規格(WES2805:2011)は、一般溶接構造物に用いられる鋼材を対象として、溶接継手の割れ(又は平面状欠陥)からの脆性破壊,及び各種欠陥より生じた疲労亀裂の進展による損傷と脆性破壊への移行に対する評価方法について規定している。

尚、最終的な損傷形態として脆性破壊を取る場合には、評価対象となる欠陥は構造要素の応力集中部 (周囲を弾性応力場で囲まれるような位置)に存在する欠陥に限定する。

ここでは、屋外貯蔵タンクへのWES2805:2011に基づく溶接欠陥評価法の適用について検討する。図 6.2 には、WES2805:2011に基づく溶接欠陥評価フローを示す。



図 6.1 構造的応力集中を有する継ぎ手



図 6.2 WES2805-2011 に基づく溶接欠陥評価フロー

1.2 疲労亀裂進展特性

1.2.1 亀裂進展特性を表す材料定数

表面亀裂の疲労亀裂進展速度dl/dNは、疲労亀裂進展則(Paris 則)に基づき次式により評価する。

 $dl/dN = C(\Delta K)^m \qquad \Delta K > \Delta K_{th} \tag{6.1a}$

$$dl/dN = 0$$
 $\Delta K > \Delta K_{th}$ (6.1b)

ここに、C,m: 亀裂進展特性を表す材料定数, ΔK_{th} : 下限界応力拡大係数範囲 ($MPa\sqrt{m}$) を示す (表 6.1)。 尚、表中には残留応力の影響を考慮した「最安全側」の値と、応力比 $R(\sigma_{min}/\sigma_{max}) = 0$ で引張残留応力が 存在しない場合の安全側の値も与えられており、評価対象に応じて選択できる。

	C值	m値	ΔK _{th}
最安全側	2.60 × 10 ⁻¹¹	2.75	2.00
残留応力なし	4.34 × 10 ⁻¹²	3.30	3.50

表 6.1 材料定数(WES2805)

図 6.3 には、疲労亀裂が溶接引張残留応力場を進展する場合の試験結果との比較を示す。同図より、 「最安全側」の材料定数 C, m, Δ*K*_{th}を用いれば各種試験結果と比較して安全側の評価を与える。



図 6.3 WES2805:2011 の疲労亀裂進展速度表示

1.2.2 疲労亀裂進展寿命の算定

半楕円表面亀裂(図 6.4)の疲労亀裂進展計算には、次の二つの方法がある(添付資料-1)。



図 6.4 半楕円表面亀裂

(1) 最深部/板表面の亀裂進展速度に関する微分方程式を数値積分して算定する方法

最深部 (A 点) :
$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m$$
 (6.2a)

板表面 (C 点):
$$\frac{dc}{dN} = C(\Delta K)^m$$
 (6.2b)

(2)簡易算定法 ※ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec.XI, Appendix A

亀裂の深さ方向への進展は、パリス則を数値積分することにより求め、亀裂の板表面での進展は亀裂 形状変化に基づく以下の関係式に亀裂深さを代入することにより求める。

最深部(A 点):
$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m$$
 (6.2a)

板表面(C点):初期亀裂の板表面での半長c₀,深さa₀とし、
 亀裂形状変化に基づく関係式(表 6.2)に亀裂深さを代入する。

表 6.2 板表面の 亀裂進展 (ASME)

1)
$$\frac{a_0}{c_0} \le A - B \cdot \frac{a_0}{t} \mathcal{O}$$
場合

$$c = a \left[\left(A - B \cdot \frac{a}{t} \right)^{-n} + e \left(\frac{a}{t} \right)^{-n} \right]^{1/n}$$

$$e = \left(\frac{c_0}{t} \right)^n - \left(A \cdot \frac{t}{a_0} - B \right)^{-n}$$
2) $\frac{a_0}{c_0} > A - B \cdot \frac{a_0}{t} \mathcal{O}$ 場合

$$c = \frac{a}{A[1 - f(a/t)^{-n}]^{-1/n} - B \cdot a/t}$$

$$f = \left(\frac{a_0}{t} \right)^n - \left(\frac{A}{t/c_0 + B} \right)^n$$

$$A = 0.92 + 0.03R_b, \quad B = 0.10 + 0.80R_b$$

$$R_b = \frac{\Delta\sigma_b}{\Delta\sigma_t + \Delta\sigma_b} \qquad n = 2.8$$

上記の2法(数値積分法、ASMEの簡易算定法)は、応力集中の無い「平滑材」では亀裂進展解析結果 に大差を生じないが、後述する溶接継手部近傍の応力集中係数のうち、板表面側(C点)を考慮する場 合には、上記(1)の数値積分法による必要がある。

尚、半楕円表面亀裂の最深部(A点)及び板表面(C点)の応力拡大係数(K)は、表 6.3 による。

$K = (\sigma_t \cdot F_t + \sigma_b \cdot F_b) \sqrt{\pi a}$	
$\Box \Box \mathcal{T}, \qquad F_t = F_0 / \Phi, F_b = H \cdot F_0 / \Phi$	
$F_0 = \left[M_1 + M_2 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{t}\right)^4 \right] f_\phi \cdot g \cdot f_w$	
$H = H_1 + (H_2 - H_1)sin^p\phi$	
$f_{W} = \left[\sec\left[\frac{\pi c}{W}\left(\frac{a}{t}\right)^{1/2}\right]\right]^{1/2}$	
1) 0 < $a/c ≤ 1$, 0 < $a/t ≤ 1$, 2 c/W < 0.5,0 ≤ $φ < π$ 𝔅 場合	w t
$f_{\phi} = \left[\sin^2\phi + \left(\frac{a}{c}\right)^2 \cos^2\phi\right]^{1/4}$	
$M_1 = 1.13 - 0.09 \left(\frac{a}{c}\right), M_2 = -0.54 + 0.89/(0.2 + a/c)$	+ v
$M_3 = 0.5 - 1.0/(0.62 + a/c) + 14(1.0 - a/c)^{24}$	$\begin{array}{c} A \\ X = c \cos \phi \\ y = a \sin \phi \end{array}$
$g = 1 + \left[1 + 0.35 \left(\frac{a}{t}\right)^2\right] (1 - \sin \phi)^2$	
p = 0.2 + a/c + 0.6(a/t)	
$H_1 = 1 + 0.34 \frac{a}{t} - 0.11 \frac{a}{c} \left(\frac{a}{t}\right), H_2 = 1 + G_1 \frac{a}{t} + G_2 \left(\frac{a}{t}\right)^2$	
$G_1 = -1.22 - 0.12 \frac{a}{c}, G_2 = 0.55 - 1.05 \left(\frac{a}{c}\right)^{0.75} + 0.47 \left(\frac{a}{c}\right)^{1.5}$	半楕円表面亀裂
$\Phi = \left[1 + 1.464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1.65}\right]^{1/2}$	(Raju-Newmann モデル)
2) $1 < a/c \le 2$,	
$0 < a/t \le 1, 2c/W < 0.5, 0 \le \phi < \pi$ の場合→省略	

表 6.3 半楕円表面亀裂の応力拡大係数(K)

図 6.5 に、 疲労亀裂進展寿命の算定フローを示す。



図 6.5 疲労亀裂進展寿命の計算フロー

1.2.3 検証(疲労試験結果との比較)

ここでは、既往の調査検討「新技術を活用した石油タンクの検査・判定方法に関する調査検討 (JOGMEC 委託)」で実施した底板突合せ継ぎ疲労亀裂進展性試験のうち、曲げ疲労試験結果との比較検 討を行って、当該疲労進展解析手法の妥当性を検証する。

(1) 設計疲労亀裂伝播曲線

太田ら¹⁾は引張残留応力場にある各種溶接継手の疲労亀裂試験を行い、設計疲労亀裂伝播曲線を求めている(図 6.6)。同図は、定荷重振幅試験で求めた応力除去焼鈍を施していない溶接継手試験 38 本について、応力比Rが 0.5, 0, -1 で求めた亀裂伝播特性データ 3, 335 点の回帰計算に基づいて描かれている。これより、回帰曲線(中間値)の定数 C=1.45×10⁻¹¹, m=2.75, $\Delta K_{th} = 2.40$ に対し、99.5%信頼限界(C=2.60×10⁻¹¹, m=2.75, $\Delta K_{th} = 2.00$)を「設計疲労亀裂伝播曲線」として提案している。

表 6.4 には、これら 99.5% 信頼限界、回帰曲線(中間値)の他に、参考としてグラフより読み取った 下限側の値を示している。WES2805:2011 における「最安全側」は、この太田ら¹⁾の試験結果のうち 99.5% 信頼限界に相当している。

尚、疲労亀裂進展速度の算定における適用制限として、図 6.6の応力拡大係数範囲が∆K ≤

 $100 \text{MPa}\sqrt{m}$

であることに留意する必要がある。





表 6.4 材料定数(試験結果¹⁾)

	C値	m値	ΔK_{th}
99.5%信頼限界	2.60 × 10 ⁻¹¹	2.75	2.00
回帰曲線	1.45 × 10 ⁻¹¹	2.75	2.40
(下限側)	(0.8 × 10 ⁻¹¹)	2.75	(3.0)

(2) 既往の曲げ疲労試験

既往の調査検討では、疲労亀裂の初期欠陥(人工的な欠陥)として、図 6.7 に示す「放電加工+疲労 予亀裂」による半楕円表面亀裂を再現し、初期亀裂を有する底板突合せ継手の4点曲げ疲労試験を実施 している(図 6.8)。



図 6.7 初期欠陥 (人工欠陥)



図 6.8 4 点曲げ試験片

表 6.5 には、既往の疲労試験で製作した初期欠陥(半楕円表面亀裂)を有する疲労試験片と、歪制御負 荷を示す。

No.	板厚(mm)	材質	初期亀裂 ^(深さ×長さ)	数量	歪制御(%)	備考
			3.0 × 6.0	2	0.2, 0.28	
1		\$\$400	3.0 × 9.0	2	0.2, 0.30	*
\cup	U	33400	3.0 × 12.0	2	0.2, 0.24	
			3.0 × 18.0	2	0.2, 0.30	*
		SS400		4	0.12~0.70	
2	12		1.5 × 3.0	4	0.12~0.75	
			3.0 × 6.0	4	0.12 ~0.625	
3	12	\$\$400	3.0 × 12.0	2	0.12, 0.50	*
9	12	33400	3.0 × 18.0	2	0.12, 0.26	*

表 6.5 疲労試験片

尚、既往の調査検討においては「"低温タンクの耐久性委員会報告書"の空満繰返し回数 18.5 回/年 等より、<u>底板に対する荷重繰返し回数を 1000 回(設計寿命 50 年)」に設定</u>している。

(3) 計算結果との比較

疲労亀裂進展解析では、解析モデルの板幅を W=100mm とし、亀裂進展速度に関する微分方程式(6.2)の 解法として 4 次の Runge-Kutta 法(間隔ΔN=10)を用い、

表 6.5 の疲労試験片のうち、No.①に示す板厚 6mm で初期亀裂(3mm×9mm)の試験結果を図 6.9 に、同 じく初期亀裂(3mm×18mm)の試験結果を図 6.10 に示し、解析結果と比較した。図中には、試験結果(■ 印)のうち最深部(A点)を青色、板表面(C点)を赤色で示す。

一方、疲労進展解析では、太田ら¹⁾の試験結果を基にして、前出の表 6.4 に示す回帰曲線(中間値) を〇印で、99.5%信頼限界(WES2805:2011の最安全側)と下限側の値を用いた結果を点線(……)で示 した。

図 6.9 及び図 6.10 の試験結果は、疲労進展解析において、表 6.4 の回帰曲線(中間値)又は下限側の材料定数を用いた場合と良く一致している。更に、表 6.5 の 99.5%信頼曲線の材料定数を用いた場合には、全て安全側の結果を示すことが明となった。



※歪制御 0.3% (-0.04%~0.26%), 回帰曲線

【結果】破断回数 $N_f \ge 15,000$ 回(破断せず)

図 6.9 板厚 6mm、初期亀裂(3mm×9mm)の解析結果



※歪制御 0.3% (-0.08%~0.22%), 回帰曲線

【結果】破断回数 $N_f \ge 15,000$ 回(破断せず)

図 6.10 板厚 6mm、初期亀裂 (3mm×18mm)の解析結果

同様にして、表 6.5の疲労試験片のうち、No.③に示す板厚 12mm で初期亀裂(3mm×12mm)の試験結果 を図 6.11 に、同じく初期亀裂(3mm×18mm)の試験結果を図 6.12 に示し、解析結果と比較した。図中に は、試験結果(■印)のうち最深部(A点)を青色、板表面(C点)を赤色で示す。

図 6.11 より、当該試験では突合溶接継手の溶接止端部より、荷重繰返し回数N_f = 13,050 回で破断したとしている。図 6.11 及び図 6.12 の試験結果は、疲労進展解析において、前出の表 6.4 に示す回帰曲線(中間値)又は下限側の材料定数を用いた場合と良く一致している。更に、表 6.5 の 99.5%信頼曲線の材料定数を用いた場合には、全て安全側の結果を示すことが明かとなった。



※歪制御 0.5% (-0.1%~0.4%), 回帰曲線

【結果】破断回数N_f = 13,050 回(溶接止端部で破断)

図 6.11 板厚 12mm、初期亀裂(3mm×12mm)の解析結果



※歪制御 0.26% (0.0%~0.26%), 回帰曲線

【結果】破断回数 $N_f \ge 15,000$ 回(破断せず)

図 6.12 板厚 12mm、初期亀裂(3mm×18mm)の解析結果

以上より、WES2805:2011の適用に際しては、後述する疲労亀裂進展検討では、99.5%信頼限界 (WES2805:2011の最安全側)の材料定数を用いることにより、疲労破壊に対して十分な安全性を確保で きるものと判断される。

1.3 評価に用いる亀裂寸法と歪

1.3.1 K 値等価則による亀裂特性寸法の設定

CTOD の力学的関係は2次元の板厚貫通亀裂に対するものであるのに対し、構造物で問題となる欠陥 は、3次元の板厚非貫通亀裂(表面亀裂・埋没亀裂)が多い。線形破壊力学による『K値の等価則』を 用いて、板厚非貫通亀裂を力学的に等価な2次元貫通亀裂に置き換える。



図 6.13 K 值等価則

ここでは、一律に半楕円表面亀裂の最深部(A 点)における K 値が等しくなるように亀裂特性寸法 c を決定している。

$$K = F_{tA}\sigma_t\sqrt{\pi a}$$

$$K = \sigma_t\sqrt{\pi c}$$

$$K = \sigma_t\sqrt{\pi c}$$

$$K = \sigma_t\sqrt{\pi c}$$

$$K = \sigma_t\sqrt{\pi c}$$

$$(6.3)$$

ここに、a:半楕円表面亀裂の深さ、係数Ftは表 6.3による。



図 6.14 亀裂特性寸法(表面亀裂)

1.3.2 評価歪み(ε)の算定

亀裂の評価に用いる歪 に、溶接残留応力の有無、歪集中部の有無を考慮して設定する。

$$\varepsilon = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 \tag{6.4}$$

ここに、 ϵ_1 :境界力(外力)による歪

 $\epsilon_2: 残留応力による歪$

ε₃:応力集中による歪

(1)外力による歪(ε₁)

屋外貯蔵タンクの場合、内容液の受入れ・払出しによるタンク構成部材に発生する応力、高レベル地 震動時のタンク隅角部に発生する応力を評価する場合、一般に、有限要素法(FEM)による数値解析が用 いられる。図 6.15 に、軸対称シェル要素解析による一例を示す。



図 6.15 軸対称要素による解析モデルの一例

(2)溶接残留応力による歪(ε₂)

溶接部に存在する欠陥には溶接残留応力が作用することから、破壊強度を評価する場合には、残留応 力の影響を考慮する必要がある。

一般的に、残留応力は溶接継手の方向によって、その最大値と分布が異なる(図 6.16)。即ち、溶接 線方向には、ビード付近で室温の降伏応力σ_Yにほぼ等しい引張残留応力が生じる。一方、溶接線に垂直 方向の残留応力は、その方向の拘束状態に影響され、熱収縮が拘束されない自由な状態では小さな値と なる。



図 6.16 溶接継手の残留応力分布

実機の既設屋外貯蔵タンクの溶接継手部に生じる残留応力の大きさ・分布を知るためには、有限要素 法による熱弾塑性解析等の適用が考えられるが、対象となる溶接継手の拘束度が残留応力の評価に大き く影響することから、事前にタンクの組立て方法、溶接手順、熱履歴などの解析条件を、タンク個々の 溶接継手部について明かにする必要がある。この様に、大型溶接構造物である屋外貯蔵タンクに熱弾塑 性解析等を適用するには不確定要素が多く、計算に多大な労力を必要とすることからも現実的でない。

ここでは、WES2805:2011 に示されている残留応力の取扱い方法に従って、残留応力下での表面亀裂進 展特性及び脆性破壊発生の評価を行うものとする。

溶接残留応力による歪(ϵ_2)は、鋼板の降伏歪み(ϵ_Y)に対する比(α_R)を用いて、次のように定義する。

$$\varepsilon_2 = \alpha_R \cdot \varepsilon_Y \tag{6.5}$$

ここで、突合せ及び隅肉溶接継手において、係数a_Rは亀裂の種類、溶接線と亀裂の長さ方向との関係 (図 6.17 参照)で、次表のような数値となる。

亀裂の種類	溶接線と平行	溶接線と直角
貫通亀裂	0	0.6
埋没亀裂	0	0.6
表面亀裂	0.36	0.6

表 6.6 α_Rの値

表 6.6 において溶接線に直角な亀裂では $\alpha_R = 0.6$ となっているが、これは溶接線近傍で溶接線方向に 材料の降伏応力レベルの残留応力が存在した場合、その残留応力場に存在する亀裂の CTOD は、残留応 力の無い平板が $0.6\varepsilon_V$ の作用歪を遠方で受ける場合の CTOD にほぼ等しいことによる。



図 6.17 表面亀裂を有する底板溶接継手(突合せ)

(3)応力集中による歪(ε₃)

継手形状の不連続による応力集中部に存在する亀裂に対しては、歪集中を考慮しなければならない。 平均的歪集中係数を \overline{K}_{ϵ} とすれば、歪集中による歪増分 ϵ_3 は次式のように定義される。

$$\varepsilon_3 = (\overline{K}_{\varepsilon} - 1)\varepsilon_1 \tag{6.6}$$

① タンク底板相互の溶接継手(突合せ)

表面亀裂を有するタンク底板相互の突合せ溶接継手では、溶接線と亀裂長さ方向との関係で、次の3 種類の形態が考えられる。このうち、表面亀裂が溶接線に直角(図 6.17 の②)に存在する場合には、 余盛りによる応力集中の影響は無いもの($\overline{R}_t = 1$)としている。



図 6.17 表面亀裂を有する底板溶接継手(突合せ)

一方、表面亀裂が溶接線に平行(図 6.17 の①, ③)に存在する場合には、余盛り幅 L と亀裂深さ a と に応じて、弾性応力集中係数を算定する(図 6.19)。



① 底板相互(平行)

(平行)(単純化)図 6.18 余盛り幅と亀裂深さ

【曲げ負荷】 **※WES2805**:2011 の表 13.4 参照



	a/t	α	β
I /+ ~ 1	$\leq 0.03 [L/t]^{0.55}$	$0.45[L/t]^{0.21}$	-0.31
$L/l \leq 1$	$> 0.03 [L/t]^{0.55}$	0.68	$-0.19[L/t]^{0.21}$
1/4 > 1	≤ 0.03	0.45	-0.31
L/l > 1	> 0.03	0.68	-0.19

表 6.7 定数 α、β



図 6.19 突合せ溶接止端部の応力集中係数*K*_t

ここで、API Standard 650 Appendix M「Requirements for Tanks Operating at Elevated Temperatures」で は、アニュラ板相互の突合せ溶接止端部の応力集中係数をK = 2.0と規定しており、図 6.19の板表面(C 点)の値とほぼ一致している。

K = stress concentration factor for the bottom plate at the toe of the inside shell-to-bottom fillet weld

- = 4.0 for shell-to-bottom fillet welds and lap-welded bottom plates
- = 2.0 for butt-welded annular plates where the shell-to-bottom fillet welds have been inspected by 100% magnetic particle examination (see 8.2). This magnetic particle examination shall be performed on the root pass at every 13 mm of deposited weld metal while the weld is being made and on the completed weld. The examination shall be performed before hydrostatic testing

② タンク隅角部近傍の溶接継手

表面亀裂を有するタンク隅角部近傍の溶接継手では、側板×アニュラ板の隅肉溶接継手とアニュラ板 相互、アニュラ板×底板の3種類の形態が考えられる(図6.20)。このうち、アニュラ板相互(直角) 及びアニュラ板×底板(平行)は前出のタンク底板相互の溶接継手と同じ(図6.17の①,②参照)。



①側板×アニュラ板(平行)
 ③ アニュラ板相互(直角)
 ③アニュラ板×底板(平行)
 図 6.20 タンク隅角部の溶接継手形式

一方、側板×アニュラ板の隅肉溶接継手では、隅肉脚長Lと溶接止端部の角度θに応じて、弾性応力 集中係数を算定する(図 6.22)。



図 6.21 隅肉溶接継手

【曲げ負荷】※WES2805:2011の表 13.8,表 13.10参照





ここで、前出の API Standard 650 Appendix M「Requirements for Tanks Operating at Elevated Temperatures」では、側板×アニュラ板相互の隅肉溶接止端部の応力集中係数をK = 4.0と規定しており、図 6.22 の板表面(C 点)の値と概ね一致している。但し、隅肉溶接止端部の曲率半径に制限($0 \le \rho/t \le 0.1$)があることに留意する必要がある。

- K = stress concentration factor for the bottom plate at the toe of the inside shell-to-bottom fillet weld
 - = 4.0 for shell-to-bottom fillet welds and lap-welded bottom plates

^{= 2.0} for butt-welded annular plates where the shell-to-bottom fillet welds have been inspected by 100% magnetic particle examination (see 8.2). This magnetic particle examination shall be performed on the root pass at every 13 mm of deposited weld metal while the weld is being made and on the completed weld. The examination shall be performed before hydrostatic testing

1.4 破壊パラメータδの力学算定式(CTOD 設計曲線)

一般に、構造物で欠陥評価の対象となる塑性変形は応力(歪み)集中部に限定され、その周囲は弾性 状態にある。この歪み集中部に欠陥が存在する場合、歪み集中域に本来要求さている変形能力に見合う だけの亀裂の開口(CTOD)が耐えられればよいと考える。



図 6.23 応力集中部の歪と亀裂の変形

無限平板の板厚貫通亀裂(長さ2*ī*)に特性化された亀裂の破壊駆動力は、多くの数値解析と大型実験の結果をもとに、次式の CTOD 設計曲線で評価される。

$$\delta = \varepsilon_{y} \bar{c} \left(\frac{\pi}{2}\right) \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{Y}}\right)^{2} \qquad \varepsilon/\varepsilon_{Y} < 1.0 \qquad (6.7a)$$
$$= \varepsilon_{Y} \bar{c} \left(\frac{\pi}{8}\right) \left[9 \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{Y}}\right) - 5\right] \qquad \varepsilon/\varepsilon_{Y} \ge 1.0 \qquad (6.7b)$$

ここで、歪み ϵ は亀裂の存在しない場合に亀裂想定部に働く局所歪みを示す。これより、応力集中部に作用する局所歪(Overall Strain) ϵ が求まれば、当該箇所に存在する亀裂の開口変位 CTOD δ が評価できる。



図 6.24 CTOD 設計曲線(WES2805-2011)

1.5.1 限界 CTOD (平均值 δ_c)

 $V / ッチシャルピー試験片の衝撃試験結果から、次式により限界 CTOD(平均値<math>\delta_c$)を推定する。

$$\delta_c(T) = \frac{1}{250} \cdot {}_{\nu} E(T + \Delta T) \tag{6.8}$$

$$\Delta T = 87 - 0.10\sigma_{Y0} - 6\sqrt{t} \tag{6.9}$$

ここに、 *δ_c(T)*:評価温度*T(*[•]C)における限界 CTOD の平均値(mm)

 $_{v}E(T + \Delta T)$:温度T + ΔT (℃)におけるシャルピー吸収エネルギーの平均値(J)

- σ_{Y0}:室温における材料の降伏応力(MPa)
 - t:対象とする鋼板の厚さ(mm)



解説図 11.8 シャルピーと CTOD の遷移温度差ΔTと降伏応力σ_{Y0}の関係

1.5.2 評価に用いる破壊靱性値 δ_{cr}

上記の相関式(6.8)は、シャルピー値の平均値と、限界 CTOD の平均値の相関式である。従って、評価 に用いる際には、3本の最低値に相当する限界 CTOD である破壊靭性値 δ_{cr} に換算する必要がある。

$$\delta_{cr} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\delta_c(T) + 0.01 \cdot \left(\sqrt{3} - 1\right) \right]$$
(6.10)

尚、『3 箇の試験片の最低靱性値を用いる』ということは、統計的観点からは『87.5%の確率で母集団靱 性分布の中央値を下回る値を評価する』ということを意味する。

1.6 許容判定

亀裂特性寸法 \bar{c} と評価歪 ϵ から得られる破壊パラメータ δ と、材料の破壊靭性値 δ_{cr} が、次式を満足するならば、その欠陥は許容される。

$$\delta_{cr} > \delta(\bar{c}, \varepsilon) \tag{6.11}$$

<u>尚、当該WES2805:2011 では、評価の各段階における種々の不確実要因に関して安全側になるように</u> 配慮されている。従って、この規格による評価の各過程に安全係数を設定する必要はない。

2. 実機タンクで使用する鋼板の破壊靱性値δ_{cr}の推定

WES2805:2011 の解説 11.4 に『相関式構築に用いた基礎データ』(添付資料-2) として、シャルピー遷 移曲線の数式近似結果が示されている。ここでは、実機タンクの底板及びアニュラ板に使用される一般 構造用鋼板 SS400、圧力容器用鋼板 SPV490Q 及び溶接構造用鋼板 SM490B について、シャルピー衝撃試験 の結果より破壊靱性値δ_{cr}を推定する。

ここで、WES2805:2011 ではシャルピー遷移曲線の数式近似として、次のように示している。

$${}_{v}E(T) = \frac{{}_{v}E_{shelf}}{exp[k_a(T - {}_{v}T_E)] + 1}$$
(7.1)

ここに、 $_{v}E(T)$:温度 T(\mathbb{C})におけるシャルピー衝撃吸収エネルギー(J)、 $_{v}E_{shelf}$:上部棚吸収エネルギー(J)、 $_{v}T_{E}$:エネルギー遷移温度(\mathbb{C})、 k_{a} :定数を示す。図 7.1 に、決定した遷移曲線の一例を示す。



図 7.1 シャルピー遷移曲線の数式近似(一例)

2.1 一般構造用鋼板 SS400

表 7.1 に、一般構造用鋼板 SS400 の機械的性質を示す。

欧	<i>a</i>	245MPa	t≦16mm
降伏点	σ _r	235MPa	t>16mm
引張強度	σ,	400MPa	

表 7.1 SS400の機械的性質

表 7.2 には、『相関式構築に用いた基礎データ』のうち、強度レベル(降伏点)がほぼ同じクラスの鋼板を抜粋した。更に、参考文献²⁾³⁾のデータを追加した。

		<u></u>		~ _ ~=			• /	
	錮種	記号		上部棚 _{vEshelf} (J)	係数 k _a	備考		
1	建築構造用鋼板	SN400	12	287	-30	240	-0. 084	文献 1)
2	"	SN400A	9	360	-30	150	-0. 070	〃 ※調査中
2	"	SN400B	9	287	-20	160	-0. 070	"
4	溶接構造用鋼板	SM41B	10	263	-31	196	-0. 084	"
5	一般構造用鋼板	SS400	10	267	-7.7	213	-0. 0571	文献 2)
6	"	SS400	22	(267)	-45	340	(-0. 08)	文献 3)

表 7.2 シャルピー遷移曲線(基礎データ)

図 7.2 に、各鋼種に対するシャルピー遷移曲線の結果を示す。このうち、建築構造用鋼板 SN400, SN400A 及び一般構造用鋼板 SS400 にはシャルピー衝撃試験値の規定が無く、シャルピー遷移曲線にばらつきが 見られる。



図 7.2 シャルピー遷移曲線

図 7.3 に、各鋼種に対して式(6.10)を用いて換算した限界 CTOD の平均値 6cを実線で示す。更に、各鋼

種に対して式(6.12)で計算した破壊靱性値 δ_{cr} のうちで最小となる値を点線で示す。



図 7.3 限界 CTOD の算定

同図より、設計メタル温度を 0℃と仮定すると、一般構造用鋼板 SS400 の破壊靱性値として、 $\delta_{cr} \cong 0.346mm$ (0℃)が得られる。

尚、JIS B 8501:2013「鋼製石油貯槽の構造(全溶接製)」より、設計最低メタル温度は、設計最低使 用温度(その貯槽が設置されている地域のできるだけ長期間にわたる1日平均気温の記録の中から、最 も低い日の気温を求め、それに8℃を加算した温度)又は水張試験時の水温のうち、いずれか低い方の 温度に等しいメタル温度と規定されている。

2.2 圧力容器用鋼板 SPV490Q

表 7.3 に、圧力容器用鋼板 SPV490Q の機械的性質を示す。

表 7.3 SPV490Qの機械的性質

降伏点	β	490MPa	
引張強度	ď	610MPa	

表 7.4 には、『相関式構築に用いた基礎データ』のうち、強度レベル(降伏点)がほぼ同じクラスの 鋼板を抜粋した。

	鋼種	記号	板厚 <i>t</i> (mm)	降伏点 _{σy} (MPa)	遷移温度 _v T _E (°C)	上部棚 _{vEshelf} (J)	係数 k _a	備考
1	溶接用高張力鋼板	HW45 10		505	-40	158	-0. 057	文献 1)
2	"	HW45	20	505	-40	158	-0. 057	"
3	"	HW45	30	505	-60	201	-0. 056	"
4	"	HW45	50	505	-60	201	-0. 056	"

表 7.4 シャルピー遷移曲線(基礎データ)

図 7.4に、各鋼種に対するシャルピー遷移曲線の結果を示す。図中には、H20 年度に実施した「水張検査の合理化に関する検討業務」のうち、圧力容器用鋼板 SPV490Q のシャルピー衝撃試験結果の一例を参考として示す。尚、図中の継手要求値(×印)は JIS B 8501:2013 に規定されている「必要最小吸収エネルギー」(3 個の平均)を示す。



図 7.4 シャルピー遷移曲線

図 7.5 に、各鋼種に対して式(6.10)を用いて換算した限界 CTOD の平均値 δ_c を実線で示す。更に、各鋼種に対して式(6.12)で計算した破壊靱性値 δ_{cr} のうちで最小となる値を点線で示す。



図 7.5 限界 CTOD の算定

同図より、設計メタル温度を 0℃と仮定すると、圧力容器用鋼板 SPV490Q の破壊靱性値として、 $\delta_{cr} \cong 0.356mm$ (0℃)が得られる。

5.3 衝撃試験結果

母材及び材料劣化度合い確認用の衝撃試験結果を表 4.7、溶接継手の衝撃試験片の ノッチ導入位置概要を図 4.6 に示す(参考)。なお、試験片へのノッチ罫書き状況及び 試験後の破面状況を写真 4.2、写真 4.3 に示す。図 4.7~図 4.10 に衝撃試験の結果を 示す。補修溶接による材料劣化は観察されなかった。

	衝撃試験部位、ノッチ位置及び試験結果											(吸収エネルギー:J)								
補修	母材					Depo	中央			BOND				HAZ 1mm			HAZ 3mm			
	試賬	食温度	ŧ:−1	0°C	試驗) 温度	: -1	0°C	試願	食温度	ŧ:−1	0℃	試測) 演温度	ŧ:−1	0℃	試験温度:-10℃			
回数	個々値		Au	ſ	個々値		Arr	1	固々値	٤.	Avr	個々値		A.v.	1	固々値	t	An		
	-1	-2	-3	AV	-1	-2	-3	AV	-4	-5	-6	AV	-7	-8	-9	AV	-10	-11	-12	AV
母材部	308	304	313	308	-	—	—	—	—		—	-	-	—		-	-	_	_	-
0	-	-	—	-	157	153	171	160	171	198	184	184	263	244	258	255	249	258	249	252
1 回	_	_	_	_	153	127	140	140	202	216	198	205	249	276	281	269	263	244	239	249
3 回	—	-	—	—	144	140	114	133	207	207	<u>193</u>	202	244	239	249	244	244	244	258	249
5 回	-	_	—	-	180	166	162	169	198	198	193	196	244	263	244	250	263	244	249	252
							JISZ	23128	8 V	ノッ	チ試	験片								

表4.7 母材及び溶接継手の衝撃試験結果

(規格値 (SPV490Q):1 個の最低 28J, 3個の平均 40J[-10℃])



2.3 溶接構造用鋼板 SM490B

表 7.5 に、溶接構造用鋼板 SM490B の機械的性質を示す。

降伏点	æ	365MPa	t≦16mm
	Ο _Υ	355MPa	t>16mm
引張強度	ą	490MPa	

表 7.5 SM490Bの機械的性質

表 7.6 には、『相関式構築に用いた基礎データ』のうち、強度レベル(降伏点)がほぼ同じクラスの 鋼板を抜粋した。

	錮種	記号	板厚 <i>t</i> (mm)	降伏点 σ _Y (MPa)	遷移温度 _v T _E (℃)	上部棚 _{vEshelf} (J)	係数 k _a	備考	
1	溶接構造用鋼板	SM50B	10	345	-30	161	-0. 059	文献 1)	
2	11	SM50B	25	345	-41	175	-0. 041	"	
3	"	SM50B	50	345	-41	175	-0. 041	"	

表 7.6 シャルピー遷移曲線(基礎データ)

図 7.6 に、各鋼種に対するシャルピー遷移曲線の結果を示す。図中には、H20 年度に実施した「水張検査の合理化に関する検討業務」のうち、溶接構造用鋼板 SM400B のシャルピー衝撃試験結果の一例を参考として示す。尚、図中の継手要求値(×印)は JIS B 8501:2013 に規定されている「必要最小吸収エネルギー」(3 個の平均)を示す。



図 7.6 シャルピー遷移曲線

図 7.7 に、各鋼種に対して式(6.10)を用いて換算した限界 CTOD の平均値 δ_c を実線で示す。更に、各鋼種に対して式(6.12)で計算した破壊靱性値 δ_{cr} のうちで最小となる値を点線で示す。



図 7.7 限界 CTOD の算定

同図より、設計メタル温度を 0[°]Cと仮定すると、溶接構造用鋼板 SM490B の破壊靱性値として、 $\delta_{cr} \cong 0.364mm$ (0[°]C)が得られる。

表	1	6	衝撃試驗結果
24		Ο.	国手的水小山不

	補修	補修	補修	브		<u> </u>	a	화 화 왕	響部(店)	気伯川	· 執影響	部(ア	う板側)	1
継手名称	N 4	Et	です	top By	試驗법	お除い	⊐ ≣ner.∩°∩	試除出	青印代の		試除出	試験に	<u>アルス</u> 限プ	判定
	۲	INC	inter (休祝	記り	四月六	正反.00	司只	四 5 店	夏.00	武殿方	国々は	1度100	•
<u> </u>	78 4 40	(mm)	(mm)	世间		10 ~ 10	千均恒	的行为	101~110	平均恒		10 ~ 10	平均恒	A #2
	健全部	_	-	中央	32K 1~ 3	60 71 6	4 65	32K 4~ 6	98 131 127	119	32K 7~ 9	235 321 3	13 290	合格
				スタート	31R 1~3	75 82 7	1 76	31R10~12	166 153 148	156	31R19~21	286 153 1	10 183	合格
	補修1	300	3	中央	31R 4~ 6	67 67 5	3 62	31R13~15	175 161 170	169	31R22~25	60 86	98 81	合格
				エント	31R 7~9	60 71 5	3 61	31R16~18	189 189 175	184	31R26~27	157 317 3	13 262	合格
				スタート	32R 1~3	46 82 6	0 63	32R10~12	166 175 179	173	32R13~15	299 317 2	02 273	合格
	補修1	500	3	中央	32R 4~6	67 82 6	4 71	32R16~18	189 189 175	184	32R19~21	304 304 1	89 266	合格
				エント	32R 7~ 9	82 82 6	4 76	31R22~24	184 179 225	196	32R25~27	326 317 3	08 317	合格
				スタート	33R 1~3	57 71 5	7 62	33R 4~6	144 127 94	122	33R 7~ 9	308 317 3	13 313	合格
	補修1	1000	3	中央	33R10~12	82 71 6	4 72	33R13~15	94 110 64	89	33R16~18	326 204 2	313	合格
7				TVE	33R19~21	60 64 8	6 70	33R22~24	153 166 102	140	33R25~27	321 070 0	308	合格
(21+)				24-h	34P 1~ 3	119 71 0	4 04	34P10~12	281 276 207	255	34P10~21	343 000 0	30 300	日旧
(210)	28/15 0	200		A7 1	240 4-1 8	110 /1 3	100	24012-11	201 270 207	100	24022-21	343 299 3	43 320	口伯
X	竹田北学之	300	0	中 火	34R 4~ 0	100 110 9	4 123	34813~13	80 2/0 225	190	34RZZ~23	313 276 2	12 207	百倍
馬板				121	34R /~ 9	131 102 10	6 13	34R16~18	198 216 263	226	34R26~2/	263 321 3	n4 296	合恰
(12t)				スタート	35R 1~3	82 75 8	6 81	35R10~12	106 110 102	106	35R13~15	122 321 3	30 258	合格
	補修2	500	6	中央	35R 4~6	82 98 11	4 98	35R16~18	122 90 118	110	35R19~21	175 225 2	58 219	合格
(突合せ				I가.	35R 7~ 9	148 106 9	0 115	35R22~24	67 114 110	97	35R25~27	304 308 3	34 315	合格
溶接継手)				スタート	36R 1~3	78 67 6	0 68	36R 4~6	189 148 135	157	36R 7~ 9	212 244 2	76 244	合格
	補修2	1000	6	中央	36R10~12	57 64 9	4 72	36R13~15	127 135 139	134	36R16~18	313 343 3	26 327	合格
				IN.	36R19~21	94 135 11	0 113	36R22~24	131 139 118	129	36R25~28	321 308 3	13 314	合格
				スタート	37R 1~3	82 244 32	6 217	37R10~12	106 90 118	105	37R19~21	299 189 3	265	合格
	補修3 300	300	12	中央	37R 4~ 6	253 225 23	9 239	37R13~15	106 131 131	123	37R22~24	317 321 1	261	合格
		000		T'vh'	37R 7~ 9	253 326 2	3 277	37R16~18	148 144 139	144	37R25~27	189 100 0	210	会換
	補修3 500		00 10	74-k	38P 1~ 3	100 244 20	2 225	38P10~12	120 121 125	125	38P13~15	212 047 0	276	日旧
		500		^7-r	20D 4- 0	190 244 20	2007	20010-12		100	20010-01	212 317 2	99 270	口伯
		500	12	中央	38R 4~ 0	26/ 34/ 2	6 297	38K10~18	114 139 144	132	38R19~21	308 286 1	89 201	百伯
	-			IN	38R /~ 9	184 258 2	8 233	38R22~24	127 122 144	131	38R25~27	281 179 2	44 235	首倍
	健全部	-	—	中央	44K 1~3	53 57 7	5 62	44K 4~6	127 127 135	130				合格
				スタート	41R 1~3	82 64 8	2 76	41R10~12	212 114 258	195				合格
	補修1	300	3	中央	41R 4~6	82 47 8	2 70	41R13~15	272 272 281	275				合格
				IN,	41R 7~9	67 71 5	7 65	41R16~18	267 267 286	273				合格
				スタート	42R 1~3	78 82 6	4 75	42R10~12	175 179 157	170			T/	合格
	補修1	500	3	中央	42R 4~6	75 75 7	в 76	42R13~15	127 166 161	151			1/	合格
				エント	42R 7~ 9	67 67 6	7 67	42R16~18	170 179 170	173			1/	合格
				スタート	43R 1~3	71 57 4	4 57	43R 4~6	166 175 166	169			1/	合格
	補修1	1000	3	中央	43R 7~ 9	86 64 7	1 74	43R10~12	157 135 157	150			1	合格
底垢	in ise .	1000	Ň	The	43P13~15	57 52 6	57	43P16~19	148 166 153	156			/	一 山 一 山
(1.2+)		<u> </u>	<u> </u>	70-1	44D 1 - 2	140 100 1	0 162	44D10-12	140 107 100	120			<u> </u>	日旧
(12t)	1. T. A.T. O.	000		A3-F	44R 1~ 3	148 189 1	103	441010~12	148 12/ 122	102		+		百怕
X	₩1隊2	300	6	甲央	44R 4~ 6	179 144 1	154	44R13~15	153 148 106	136		+		首伯
低极				エント	44R 7~9	131 157 14	4 144	44R16~18	110 131 106	116				合格
(12t)				スタート	45R 1~3	135 166 10	6 136	45R10~12	272 267 175	238				合格
	補修2	500	6	中央	45R 4~ 6	166 82 1	6 138	45R13~15	225 249 175	216				合格
(突合せ				エント	45R 7~ 9	131 114 9	B 114	45R16~18	263 272 253	263				合格
溶接継手)				スタート	46R 1~3	71 110 10	96	46R 4~6	90 131 131	117		$r \rightarrow r$		合格
	補修2	1000	6	中央	46R 7~ 9	44 106 9	4 81	46R10~12	230 131 175	179				合格
				エント	46R13~15	78 110 12	7 105	46R16~18	175 235 189	200	/		+	合格
				スタート	47R 1~3	253 253 3	296	47R10~12	235 189 161	195	- /		+	会技
	浦悠 3	200	12	th.th.	47P 4~ 6	276 200 20	1 202	47P13~15	157 161 170	162			+	山田
	THING	300	12	+×	470 7~ 0	370 300 3	075	47016~10	005 104 005	215	\vdash /		+	日旧
		<u> </u>		20-1	400 1 - 2	364 207 23	0 060	40010-10	225 184 235	170	-/		+	日伯
	44.44	500	10	1-64	40R 1~ 3	210 368 2	202	401010~12	2/6 131 102	1/0		+ + +		日伯
	1用11念3	500	12	甲光	48R 4~ 6	395 387 29	360	48R13~15	110 131 175	139	/			百倍
144-4-	エント 48尺 7~ 9 347 395 391 378 48尺 16~18 263 216 122 200 /													
備考	1.	試験	万法	: JI	S Z 2242	金属材	料衝擊記	、 颠万法						
	2.	判定	基準	: SN	/400B: 叨	文収エネル	キーの平田	匀 21J以.	上(1個の	最低 14.	」以上)、	(試験温	[度:0℃)	
SPV490Q: // 40J // (// 28 //)、(試験温度:-10℃)														

3. 初期不整又は局部沈下を有する底板への適用

3.1 照査荷重

アメリカ石油協会規格 API Standard 653:2009「Tank Inspection, Repair, Alteration, and Reconstruction」では、図 8.1のように底板の初期不整(凸型変形, Bulge)の高さと幅、又は局部沈下(凹型変形, Settlement)の深さと幅を規定している。ここで、B:底板の初期不整("不陸"と称する)又は局部沈下("不支持"と称する)の最大値、R:底板の不陸/不支持範囲(全幅 2R)で示す。尚、API653 では、図 8.1のように不陸/不支持部を半径 R の内接円で近似している。



図 8.1 API653 による底板局部沈下

ここで、API653における底板不陸量に対する許容値は、不陸高さ B(in),不陸範囲 R (ft)を用いて、 *B* = 0.37*R*(in)と規定している。これを、SI 単位系に換算すると、

$$B = 0.03083R \tag{8.1}$$

式(8.1)は、一層重ね隅肉溶接継手(Single Pass Welds)を有するタンク底板に適用するもので、この 要件を超える場合には、経験的に詳細解析又は補修が必要であるとしている。

ここでは、タンク底板の照査用荷重条件として、既往の調査検討と同様に、より安全を考慮して AP1653の規定値Bを2倍した不陸量を用いることとする。

$$B = 2 \times 0.03083R \tag{8.2}$$

(1) 初期不整(凸型変形)を有する底板【通常時】

不陸高さ(B)をB=2×0.03083Rとして、空~満液時の歪振幅を評価する。

$$y = B\left\{ \left(\frac{x}{R}\right)^4 - 2\left(\frac{x}{R}\right)^2 + 1 \right\}$$
(8.3)

(2)局部沈下を有する底板【通常時】

基礎の沈下深さ(B)を $B = 2 \times 0.03083R$ として、空~満液時の歪振幅を評価する。

表 8.1 に、上記の照査荷重条件を纏めて示す。



表 8.1 底板の照査荷重条件

(3)荷重の繰返し回数

既往の調査検討においては「"低温タンクの耐久性委員会報告書"の空満繰返し回数 18.5 回/年等よ り、底板に対する荷重繰返し回数を 1000 回(設計寿命 50 年)」に設定しており、今回の調査検討にお いても継続的な観点から、通常運転時の荷重繰返し回数 1000 回を採用する。

3.2 解析対象

(1)対象タンク

表 8.2 に、解析対象タンクを示す。このうち、【旧法】9,900k1 タンク及び【新法】32,000k1 タンク の底板は「重ね継手」形式を採用していることから、今回の解析対象から除外することとし、ここでは 【新法】110,000k1 タンクのみを解析対象とする。

豆八	容量	内径	高さ	液高さ	法に手		底板		准本
<u>کر</u> ک	(kl)	(mm)	(mm)	(mm)	液丘里	材質	板厚	継手	11用 方
旧法	9,900	29,000	16,730	15,000	0.92	SS400	6 mm	重ね	対象外
新法	32,000	45,000	22,000	20,000	1.0	SS400	9 mm	重ね	対象外
新法	110.000	82,000	24,000	21,000	1.0	SS400	12 mm	突合せ	検討対象

表 8.2 対象タンク

- (2) 解析条件
 - ・二次元平面ひずみ解析
 - ・4節点アイソパラメトリック要素
 - · 弹塑性大変形解析
 - ・硬化則:等方硬化則H'=E/100
 - ・基礎と底板との離間・接触を考慮
- 尚、解析に用いた一般構造用鋼板 SS400の材料定数は、表 8.3 に示すとおり。

10.0	1.1 1.1	
縦弾性係数	Е	205,939.7 N/mm ²
ポアソン比	ν	0.3
降伏応力	σ _r	245 N/mm²
引張強さ	ď	400 N/mm²
ひずみ硬化率	H'	E/100(等方硬化)※
基礎ばね定数	Kb	0.3 N/mm ³

表 8.3 材料定数 (SS400)

尚、材料の加工硬化特性については、別添資料-3 に示す「2013 ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. VII, Division 2」の算定式による応力-歪み線図を比較して、等方硬化則H' = E/100を採用した。

(3) 解析モデル

材料及び幾何学的非線形性を考慮した解析では、表 8.4 に示す 3 種類の不陸範囲 R(半幅)を設定した。

	-		-
No	不陸範囲	不陸高さ	/# *
NO.	R (mm)	B (mm)	调考
1	500	30. 83	
2	1000	61.66	
3	1500	92.49	

表 8.4 不陸高さと不陸範囲

図 8.3 に初期不整(凸型変形)を有する底板の要素分割図を、図 8.4 に局部沈下(凹型変形)を有す る底板要素分割図を示す。



図 8.3 要素分割図(初期凸型変形を有する底板)



図 8.4 要素分割図(基礎不支持域を有する底板)

3.3 残留応力場での疲労亀裂進展解析

ここでは、110,000kl タンクの底板相互突合せ溶接継手を対象にして、図 8.5 に示す位置に表面亀裂 がそれぞれ存在した場合を想定して疲労亀裂進展解析を適用する。



図 8.6 に、110,000k1 タンクの底板相互突合せ溶接継手の一例を示す。ここに、底板々厚t = 12mm(材 質 SS400)、開先角度 $\theta = 50^{\circ}$ 、ルートギャップg = 6mmとすると、突合せ溶接の余盛り幅Lは次のとおり。

$$L = g + 2t \times \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) = 17.2\text{mm} \tag{8.4}$$

(8.5)

 $\therefore L/t \cong 1.43$



溶接継ぎ手

モデル化

図 8.6 実機タンクの底板突合せ溶接継手(一例)

これより、図 6.19(突合せ溶接止端部の応力集中係数 Kt)より、表面亀裂を有する底板溶接継手の応 力集中係数は表8.5に示すとおり評価する。

記号部位		継手	亀裂の方向	応力集中係	備考	
				最深部(A)	板表面(C)	
1	底板相互	突合せ	溶接線に平行	1.2	1.9	
2	底板相互	突合せ	溶接線と直角	1.0	1.0	
3	底板相互	突合せ	3 交点	1. 2	1.9	

表 8.5 底板溶接継手の応力集中係数

これより、底板相互の突合せ溶接継手において、表面亀裂が溶接線に平行に位置する場合(記号①) が最も安全側の評価を与えることから、疲労亀裂進展解析は当該ケースについて実施するものとする。

8.3.1 初期不整(凸型変形)を有する底板の解析結果

(1) 変位履歴

図 8.7 に、不陸中央部の鉛直方向変位の履歴を示す。同図より、液の受入れ払出しによる繰返し荷重 に対して、不陸範囲 R が小さい場合には、ほぼ初期不整の形状を保持したまま線形的に変位するのに対 し、不陸範囲が大きくなるに従って、液圧の増加に応じて不陸部の接地範囲の割合が小さくなり、底板 の非線形挙動がより顕著になる。何れの場合にも不陸中央部が接地することはない。



図 8.7(a) 底板の変位履歴(不陸範囲 R=500mm)



図 8.7(b) 底板の変位履歴(不陸範囲 R=1000mm)


図 8.7(c) 底板の変位履歴(不陸範囲 R=1500mm)

(2) 応力分布

図 8.8 に、第1回液受け入れ時の最高液面高さにおけるタンク底板の応力状態を示す。同図より、何 れの場合においても、底板不陸部の外周において曲げ応力の負担が大きいことが分かる。





図 8.8(b) 底板の応力状態(不陸範囲 R=1000mm)



図 8.8(c) 底板の応力状態(不陸範囲 R=1500mm)

(3) 歪み履歴

液の受入れ・払出しに伴う底板不陸部(図8.9)の最大歪み履歴を、図8.10に示す。同図より、液の 受入れ払出しによる繰返し荷重に対して、不陸範囲Rが小さい場合には、ほぼ比例的な歪み履歴を示す のに対し、不陸範囲が大きくなるに従って、歪み履歴の非線形挙動がより顕著になる。



図 8.9 底板不陸部の外周部要素



図 8.10(a) 底板表面の歪み履歴(不陸範囲 R=500mm)



図 8.10(b) 底板表面の歪み履歴(不陸範囲 R=1000mm)





以上の歪み履歴の結果を、表 8.6 に纏めて示す。

No.	不陸範囲	不陸高さ	最大歪み	最小歪み	歪み振幅	供去
	R (mm)	B (mm)	$\varepsilon_{max}(\boldsymbol{\%})$	ε _{min} (%)	Δε(%)	脯丂
1	500	30.83	0.051	0.000	0. 051	
2	1000	61.66	0. 074	0.013	0.057	
3	1500	92.49	0. 059	0. 019	0. 040	

表 8.6 歪み履歴 (底板凸型変形)

(4) 疲労亀裂進展結果

【新法】110,000k1 タンクを対象にした疲労亀裂進展解析では、疲労亀裂が溶接引張残留応力場を進展 する場合を想定して、WES2805:2011 における「最安全側」の材料定数 C, m, ΔK_{th}を用いるものとする。

-												
	C 値	m值	ΔK_{th}									
最安全側	2. 60 × 10⁻¹¹	2. 75	2.00									

表 8.7 材料定数 (WES2805)

解析では、底板相互の突合せ溶接継手において、表面亀裂が溶接線に平行に位置する場合(記号①) が最も安全側の評価を与えることから、疲労亀裂進展解析は当該ケースについて実施するものとする。 このとき、底板相互の突合せ溶接継手止端部の応力集中係数として、半楕円表面亀裂の最深部(A点) で1.2、板表面(C点)で1.9を考慮する。

表 8.8 応力集中係数(底板×底板)

亀裂の方向	最深部(A 点)	板表面(C点)		
溶接線に平行	1.2	1.9		

解析結果(最安全側)を、表 8.9 及び図 8.11 に示す。解析結果より、初期不整(凸型変形)を有す る底板の場合、溶接線近傍の表面亀裂については、供用期間中の液の受入れ・払出しによる荷重の繰り 返しに対して、表面亀裂進展の進展は殆ど認められない。

No.	不陸範囲 R(mm)	歪振幅 Δε(%)	応力振幅 Δσ(<i>MPa</i>)	繰返し 回数	初期亀裂 (深さ×長 さ)	進展亀裂 ^(深さ×長さ)	<mark>亀裂進展量</mark> (深さ×長さ)	備考
1	FOO	0.051	105	1000	3×6	3.00×6.06	0.00×0.06	
	500	0.001	105	1000	3 × 12 3 × 18	3. 01 × 12. 06	0.01×0.08	
					3×6	3.00×6.08	0.00×0.08	
2	1000	0.057	117	1000	3×12	3. 01 × 12. 08	0. 01 × 0. 08	
					3×18	3.02×18.07	0. 02 × 0. 07	
					3×6	3.00×6.03	0.00×0.03	
3	1500	0. 040	82	1000	3×12	3. 00 × 12. 03	0.00×0.03	
					3×18	3.01×18.02	0.01×0.02	

表 8.9 解析結果(荷重繰返し 1000 回)

(備考)応力集中係数:最深部(A点)1.2、板表面(C点)1.9を考慮













図 8.11(c) 疲労亀裂進展解析結果(不陸範囲 R=1500mm)

3.3.2 局部沈下(凹型変形)を有する底板の解析結果

(1) 変位履歴

図 8.12 に、不支持中央部の鉛直方向変位の履歴を示す。同図より、液の受入れ払出しによる繰返し荷 重に対して、不支持範囲 R が大きくなるに従って底板の非線形挙動がより顕著になるが、何れの場合に も不支持中央部のタンク基礎に接地することはない。想定する不支持深さ(B)が小さい場合には、底板 がタンク基礎に接地することにより局部沈下は抑えられる。



図 8.13 に、最高液面高さ(第3回液受入れ)における不支持部周辺基礎の沈下状況を示す。同図より、不支持部以遠のタンク底板が基礎に接地している範囲では,概ね 0.7mmの一様沈下を示すが、不支持外周端に近づくにつれて、徐々に沈下量が増大して行く様子が分かる。不支持範囲 R=1500mmの場合、不支持部近傍 300mm の範囲で最大 5.5mm の沈下量となる。





(2) 応力分布

図 8.14 に、第1回液受け入れ時の最高液面高さにおけるタンク底板の応力状態を示す。同図より、 不支持範囲 R が小さい場合には、不支持外周端部の底板表面に部分的な降伏域が発生するのに対し、不 支持範囲 R が大きくなるに従って、降伏域が底板全体に拡大することが分かる。



図 8.14(a) 底板の変形と応力(不支持範囲 R=500mm)



図 8.14(b) 底板の変形と応力(不支持範囲 R=1000mm)



図 8.14(c) 底板の変形と応力(不支持範囲 R=1500mm)

(3) 歪み履歴

液の受入れ・払出しに伴う底板不支持部(図8.15)の最大歪み履歴を、図8.16に示す。同図より、液 の受入れ払出しによる繰返し荷重に対して、不支持範囲Rが小さい場合には、ほぼ比例的な歪み履歴を 示すのに対し、不支持範囲が大きくなるに従って、歪み履歴の非線形挙動がより顕著になる。



図 8.15 底板不支持部の外周部要素



図 8.16(a) 歪み履歴(不支持範囲 R=500mm)



図 8.16(b) 歪み履歴(不支持範囲 R=1000mm)



図 8.16(c) 歪み履歴(不支持範囲 R=1500mm)

以上の歪み履歴の結果を、表 8.10に纏めて示す。

No.	不支持範囲	不支持深さ	最大歪み	最小歪み	歪み振幅	/# *
	R (mm)	B (mm)	$\varepsilon_{\max}(\%)$	$\varepsilon_{\min}(\%)$	Δε(%)	1佣
1	500	30.83	0. 204	0. 036	0. 168	
2	1000	61.66	0. 604	0. 394	0. 210	
3	1500	92.49	0.896	0. 675	0. 221	

表 8.10 歪み履歴(局部沈下)

(4)疲労亀裂進展結果

【新法】110,000k1 タンクを対象にした疲労亀裂進展解析では、疲労亀裂が溶接引張残留応力場を進展する場合を想定して、前出の WES2805:2011 における「最安全側」の材料定数 C, m, ΔK_{th}を用いるものとする。

解析では、底板相互の突合せ溶接継手において、表面亀裂が溶接線に平行に位置する場合(記号①) が最も安全側の評価を与えることから、疲労亀裂進展解析は当該ケースについて実施するものとする。 このとき、解析結果(平滑材)に、応力集中係数として最深部(A点)1.2、板表面(C点)1.9を考慮 する。

解析結果(最安全側)より、疲労亀裂の進展状況を図 8.17 に、応力拡大係数範囲を図 8.18 に示す。 更に、結果の纏めを表 8.11 に示す。解析では、板表面(C点)の応力拡大係数範囲 ΔK が適用限界 (ΔK ≤ 100MPa√m)に達するまで計算を行った。これより、局部沈下(凹型変形)を有する底板の場 合、供用期間中の液の受入れ・払出しによる荷重の繰返し回数(想定 1000 回)に対して、溶接線近傍 の表面亀裂は、主に板表面方向に 1.4~3.2mm 程度の亀裂進展が認められる。一方、板厚方向には最大 0.64mm 程度の進展量に留まり、板厚 12mm に対し亀裂が貫通する可能性は低い(a/t≒0.30)。

No.	不支持範囲 R(mm)	歪振幅 Δε(%)	応力振幅 Δσ(<i>MPa</i>)	繰返し 回数	初期亀裂 (深さ×長 さ)	進展亀裂 ^(深さ×長さ)	亀裂進展量 (深さ×長さ)	備考
					3×6	3.09×7.66	0.09×1.66	
1	500	0. 168	346	1000	3×12	3. 21 × 13. 64	0. 21 × 1. 64	
					3×18	3.29×19.39	0.29×1.39	
					3×6	3.19×9.16	0. 19×3. 16	
2	1000	0. 210	432	1000	3×12	3. 40 × 15. 11	0. 40 × 3. 11	
					3×18	3.55×20.76	0.55×2.73	
					3×6	3.23×9.67	0. 23 × 3. 67	
3	1500	0. 221	455	1000	3×12	3.46×15.63	0.46×3.63	
					3×18	3.64×21.23	0.64×3.23	

表 8.11 疲労亀裂進展解析結果(荷重繰返し 1000 回)

(備考)応力集中係数:最深部(A点)1.2、板表面(C点)1.9を考慮

























図 8.18(c) 応力拡大係数範囲(不支持範囲 R=1500mm)

3.4 残留応力場での脆性破壊発生検討

ここでは、図 8.19の表面亀裂を有するタンク底板突合せ溶接継手において、それぞれ溶接残留応力の影響を考慮した脆性破壊発生の可能性を検討する。



図 8.19 表面亀裂を有する底板溶接継手

尚、溶接残留応力による歪 ϵ_2 (= $\alpha_R \cdot \epsilon_Y$)は、表面亀裂が溶接線と平行に位置する場合は α_R = 0.36、溶接線と直角に位置する場合は α_R = 0.6を見込む(表 8.12)。

亀裂の種類	亀裂の種類 溶接線と平行									
表面亀裂	0. 36	0. 6								

表 8.12 α_pの値

3.4.1 初期不整(凸型変形)を有する底板の検討結果

(1)評価歪み

表 8.6 に、当該底板の歪み履歴(凸型変形)を改めて示す。ここでは、下表のうち最大歪み(ε_{max}= 0.074%)発生時における脆性破壊発生の可能性を検討する。

	不陸範囲	不陸高さ	最大歪み	最小歪み	歪み振幅	/## */
NO.	R (mm)	B (mm)	€ max(%)	$\varepsilon_{\min}(\mathbf{\%})$	Δε(%)	偏考
1	500	30.83	0. 051	0.000	0. 051	
2	1000	61.66	0. 074	0. 013	0.057	
3	1500	92. 49	0. 059	0. 019	0. 040	

表 8.6 歪み履歴(凸型変形)

(2) 亀裂先端開口変位

【新法】110,000kl タンクを対象にして、応力集中部に作用する局所歪 より 図 8.20 の CTOD 設計曲線を用いて、当該箇所に存在する亀裂の開口変位 CTOD δを評価した結果を、表 8.11 に示す。

÷2 P	±17./-÷	金田王	亀裂の	境界力	残留応力	応力集中	評価歪	降伏歪	無次元歪	無次元CTOD
記方	리아가고	하고 施士	方向	$\varepsilon_1(\%)$	ε_2 (%)	ε_3 (%)	ε (%)	ε_{Y} (%)	$\varepsilon/\varepsilon_Y$	$\delta/\varepsilon_Y \bar{c}$
1	底板相互	突合せ	溶接線に 平行	0.074%	0.041%	0.067%	0.182%	0.114%	1.59	3.66
			تصفحة براج ا							
2	底板相互	突合せ	浴技線と 直角	0.074%	0.069%	0.000%	0.143%	0.114%	1. 25	2.45
ļ										
3	底板相互	突合せ	3交点	0.074%	0.069%	0.067%	0.209%	0.114%	1.83	4. 51

表 8.13 亀裂先端開口変位 COTD の計算結果



図 8.20 CTOD 設計曲線 (不陸範囲 R=1000mm)

(3) 脆性破壊発生検討結果

亀裂特性寸法 \bar{c} と評価歪 ϵ から得られる破壊パラメータ δ (CTOD)が、材料の破壊靭性値 δ_{cr} (限界 CTOD)を下回っていれば、その欠陥から脆性破壊が発生する可能性が無いものと判断される。表 8.14 に、検討結果を示す。

÷⊐.⊟	动人	徽王	総手 亀裂の	表	面亀	裂	係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	/# <i>*</i>
記方	하고		方向	(a	× 2	c)	F _t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	$\delta_{cr} (mm)$	δ _{cr} /δ	1佣-方
				3	×	6	0.671	1.35	0.006	0.346	61.35	
1	底板相互	突合せ	溶接線に 平行	3	×	12	0.935	2.62	0.011	0.346	31.59	
				3	×	18	1.055	3.34	0.014	0.346	24.79	
				3	×	6	0.671	1.35	0.004	0.346	91.74	
2	底板相互	突合せ	溶接線と 直角	3	×	12	0.935	2.62	0.007	0. 346	47.24	
				3	×	18	1.055	3.34	0.009	0. 346	37.07	
	③ 底板相互 突合せ		3	×	6	0.671	1.35	0.007	0.346	49.80		
3		3交点	3	×	12	0.935	2.62	0.013	0.346	25.65		
				3	×	18	1.055	3.34	0.017	0.346	20.12	

表 8.14 脆性破壊発生検討結果(初期亀裂)



図 8.21 脆性破壊発生検討結果(初期亀裂)

検討結果より、底板突合せ溶接継手に亀裂深さ 3mm、亀裂長さ 6mm~18mm の半楕円表面亀裂を想定した 場合、脆性破壊発生に対して 20 倍程度以上の余裕度(=CTOD/限界 CTOD)を有していることから、この 程度の表面亀裂から脆性破壊が発生する可能性は極めて小さいと判断される。

3.4.2 局部沈下(凹型変形)を有する底板の検討結果

(1) 評価歪み

表 8.10 に、当該底板の歪み履歴(局部沈下)を再記載する。ここでは、不支持範囲 R 毎の最大歪み 発生点における脆性破壊発生の可能性を検討する。

Ν	No.	不支持範囲	不支持深さ	最大歪み	最小歪み	歪み振幅	供来
N		R (mm)	B (mm)	$\varepsilon_{\rm max}(\%)$	$\varepsilon_{min}(\%)$	Δε(%)	加方
	1	500	30.83	0. 204	0.036	0.168	
	2	1000	61.66	0. 604	0. 394	0. 210	
	3	1500	92.49	0.896	0. 675	0. 221	

表 8.10 歪み履歴(局部沈下)

(2) 亀裂先端開口変位

【新法】110,000k1 タンクを対象にして、応力集中部に作用する局所歪εより 図 8.22 の CTOD 設計曲 線を用いて、当該箇所に存在する亀裂の開口変位 CTOD δを評価した結果を、表 8.15 に示す。

	±n /⊥-	创作工	継手 亀裂の		残留応力	応力集中	評価歪	降伏歪	無次元歪	無次元CTOD
記方	하1쏘	1452 - 2-	方向	ε_1 (%)	ε ₂ (%)	ε ₃ (%)	ε (%)	ε _γ (%)	ε/ε _γ	$\delta/\varepsilon_Y \bar{c}$
			<u></u>							
1	底板相互	突合せ	浴接線に 平行	0. 204%	0.043%	0. 184%	0. 430%	0.119%	3.62	10.82
			家体値を							
2	底板相互	突合せ	済接線C 直角	0. 204%	0.071%	0.000%	0.275%	0.119%	2.31	6. 22
3	底板相互	突合せ	3交点	0. 204%	0.071%	0. 184%	0.459%	0.119%	3.86	11.67

表 8.15(a) 亀裂先端開口変位 COTD の計算結果(不支持範囲 R=500mm)

表 8.15(b) 亀裂先端開口変位 COTD の計算結果(不支持範囲 R=1000mm)

= =	立合	似千	亀裂の	境界力	残留応力	応力集中	評価歪	降伏歪	無次元歪	無次元CTOD
記方	하고	和生于	方向	ε_1 (%)	ε_2 (%)	ε ₃ (%)	ε (%)	ε_{Y} (%)	ε/εγ	$\delta/\varepsilon_Y \bar{c}$
1	底板相互	突合せ	溶接線に 平行	0. 604%	0. 043%	0.544%	1.190%	0. 119%	10. 01	33. 40
2	底板相互	突合せ	溶接線と 直角	0. 604%	0. 071%	0.000%	0.675%	0. 119%	5.68	18.10
3	底板相互	突合せ	3交点	0.604%	0. 071%	0. 544%	1.219%	0. 119%	10. 25	34. 25

===	立合	继王	亀裂の	境界力	残留応力	応力集中	評価歪	降伏歪	無次元歪	無次元CTOD
記万	하꼬	₩≃于	方向	ε_1 (%)	ε ₂ (%)	ε_3 (%)	ε (%)	ε _γ (%)	ε/ε _γ	$\delta/\varepsilon_Y \bar{c}$
1	底板相互	空合井	溶接線に	0.896%	0.043%	0 806%	1 745%	0 110%	14 67	19 88
	风极相互		平行	0.030/	0.043/0	0.000	1. 743/0	0.113/0	14.07	43.00
	승선성도	南 人山	溶接線と	0.000%	0.0711	0.000	0.007	0 110	0.10	00 70
۷.	<u> </u>	¥67	直角	0.890%	0.071%	0.000%	0.907%	0.119%	0.13	20.78
3	底板相互	突合せ	3交点	0.896%	0.071%	0.806%	1.774%	0.119%	14.91	50.73

表 8.15(c) 亀裂先端開口変位 COTD の計算結果 (不支持範囲 R=1500mm)







図 8.22(b) CTOD 設計曲線 (不支持範囲 R=1000mm)



(3) 脆性破壊発生検討結果

亀裂特性寸法 \bar{c} と評価歪 ϵ から得られる破壊パラメータ δ (CTOD)が、材料の破壊靭性値 δ_{cr} (限界 CTOD)を下回っていれば、その欠陥から脆性破壊が発生する可能性が無いものと判断される。表 8.16 及び図 23 に、検討結果を示す。

		(/					-14 . 1 -	~~~~				
== R	如告	继王	亀裂の	表	面亀	裂	係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度) 世 本
記方	하고	和生于	方向	(a	× 20	c)	F_t	<i>ī</i> (<i>mm</i>)	δ (mm)	$\delta_{cr} (mm)$	δ _{cr} /δ	调考
				3	×	6	0.671	1.35	0.017	0.346	19.91	
1	底板相互	突合せ	溶接線に 平行	3	×	12	0.935	2.62	0. 034	0.346	10. 25	
				3	×	18	1.055	3.34	0.043	0.346	8. 05	
				3	×	6	0.671	1.35	0.010	0.346	34.66	
2	底板相互	突合せ	溶接線と 直角	3	×	12	0.935	2.62	0.019	0.346	17.85	
			,	3	×	18	1.055	3.34	0. 025	0.346	14.01	
				3	×	6	0.671	1.35	0.019	0. 346	18.47	
3	底板相互	突合せ	3交点	3	×	12	0.935	2.62	0. 036	0. 346	9.51	
			3	×	18	1.055	3.34	0. 046	0.346	7.46		

表 8.16(a) 脆性破壊発生検討結果(不支持範囲 R=500mm) ※初期亀裂

表 8.16(b) 脆性破壊発生検討結果(不支持範囲 R=1000mm)※初期亀裂

===		继王	亀裂の	表	面亀	裂	係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	/# <i>*</i>
66.75	비미고	和生于	方向	(a	× 20	c)	F_t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	$\delta_{cr} (mm)$	δ _{cr} /δ	脯巧
				3	×	6	0.671	1.35	0.054	0. 346	6.45	
1	底板相互	突合せ	溶接線に 平行	3	×	12	0.935	2.62	0. 104	0. 346	3. 32	
				3	×	18	1.055	3.34	0.133	0.346	2.61	
				3	×	6	0.671	1.35	0.029	0.346	11.91	
2	底板相互	突合せ	溶接線と 直角	3	×	12	0.935	2.62	0.056	0.346	6.13	
			— //	3	×	18	1.055	3. 34	0.072	0. 346	4.81	
				3	×	6	0.671	1.35	0.055	0. 346	6.29	
3	底板相互	突合せ	3交点	3	×	12	0.935	2.62	0. 107	0. 346	3.24	
				3	×	18	1.055	3.34	0.136	0.346	2.54	

	动合	紪工	亀裂の	表	表面亀裂		係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度) 世书
記方	即业	₩→	方向	(a	× 2	c)	F_t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	$\delta_{cr} (mm)$	δ _{cr} /δ	11月右
				3	×	6	0.671	1.35	0.080	0.346	4.32	
1	底板相互	突合せ	溶接線に 平行	3	×	12	0.935	2.62	0.156	0.346	2.22	
				3	×	18	1.055	3.34	0.198	0. 346	1.75	
			<u></u>	3	×	6	0.671	1.35	0.043	0.346	8.05	
2	底板相互	突合せ	溶接線と 直角	3	×	12	0.935	2.62	0.083	0.346	4.15	
			,	3	×	18	1.055	3.34	0.106	0. 346	3. 25	
				3	×	6	0.671	1.35	0.081	0. 346	4.25	
3	底板相互	突合せ	3交点	3	×	12	0.935	2.62	0.158	0.346	2.19	
				3	×	18	1.055	3.34	0. 202	0.346	1.72	

表 8.16(c) 脆性破壊発生検討結果(不支持範囲 R=1500mm)※初期亀裂



図 8.23(a) 脆性破壊発生検討結果(不支持範囲 R=500mm)※初期亀裂



図 8.23(b) 脆性破壊発生検討結果(不支持範囲 R=1000mm) ※初期亀裂



図 8.23(c) 脆性破壊発生検討結果(不支持範囲 R=1500mm)※初期亀裂

検討結果より、底板突合せ溶接継手に初期亀裂深さ 3mm、亀裂長さ 6mm~18mm の半楕円表面亀裂を想定 した場合、脆性破壊発生に対して 1.7 倍程度以上の余裕度(=CTOD/限界 CTOD)を有していることから、 この程度の表面亀裂から脆性破壊が発生する可能性は小さいと判断される。

(4) 亀裂進展後の脆性破壊発生検討結果

供用期間中の液の受入れ・払出しによる荷重の繰り返し(想定 1000 回)を受けて、表面亀裂が進展 した後の亀裂寸法(表 8.11)に対して、脆性破壊発生を検討した結果を、表 8.17 及び図 24 に示す。

÷⊐e	本7 74	微王	継手 亀裂の		表面亀裂		係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	/# *
記方	하꼬	松士	方向	(a	× 2	c)	F _t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	$\delta_{cr} (mm)$	δ_{cr}/δ	1佣 乞
				3.09	×	7.66	0.759	1. 78	0. 023	0. 346	15.07	
1	底板相互	突合せ	溶接線に 平行	3. 21	×	13.64	0.961	2.96	0.038	0.346	9.05	
				3.29	×	19.39	1.064	3. 72	0.048	0.346	7.20	
				3.09	×	7.66	0.759	1. 78	0.013	0.346	26.32	
2	底板相互	突合せ	溶接線と 直角	3. 21	×	13.64	0.961	2.96	0.022	0.346	15.81	
			E/,	3.29	×	19.39	1.064	3. 72	0. 028	0.346	12.57	
				3.09	×	7.66	0.759	1. 78	0. 025	0.346	14.01	
3	底板相互	突合せ	3交点	3.21	×	13.64	0.961	2.96	0. 041	0.346	8. 42	
				3.29	×	19.39	1.064	3. 72	0. 052	0.346	6. 70	

表 8.17(a) 脆性破壊発生検討結果(不支持範囲 R=500mm)※亀裂進展後

表 8.17(b) 脆性破壊発生検討結果(不支持範囲 R=1000mm)※ 亀裂進展後

ㅋ므	如占	继手	継手 亀裂の		表面亀裂			特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	佳去
記方	прід	和生于	方向	(a	× 2	c)	F_t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	$\delta_{cr} (mm)$	δ _{cr} /δ	順方
			<u> </u>	3.19	×	9.16	0.818	2.14	0.085	0.346	4.07	
1	底板相互	突合せ	溶接線に 平行	3. 40	×	15.11	0.982	3. 28	0.130	0. 346	2.66	
				3.55	×	20.76	1.075	4. 10	0.163	0. 346	2.12	
				3.19	×	9.16	0.818	2.14	0.046	0. 346	7.53	
2	底板相互	突合せ	溶接線と	3.40	×	15.11	0.982	3. 28	0.071	0. 346	4.91	
			E7	3.55	×	20.76	1.075	4. 10	0.088	0. 346	3.92	
				3.19	×	9.16	0.818	2.14	0.087	0. 346	3.98	
3	底板相互	突合せ	3交点	3.40	×	15.11	0.982	3. 28	0.133	0.346	2.59	
		3.55	×	20.76	1.075	4. 10	0.167	0.346	2.07			

表 8.17(c) 脆性破壊発生検討結果(不支持範囲 R=1500mm)※亀裂進展後

하보	如荷	继手	亀裂の	亀裂の表面亀裂			係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	供去
86.75	прід	和生于	方向	(a	× 2	c)	F_t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	$\delta_{cr} (mm)$	δ_{cr}/δ	順巧
				3.23	×	9.67	0.835	2. 25	0. 134	0.346	2.59	
1	底板相互	突合せ	溶接線に 平行	3.46	×	15.63	0.989	3. 38	0. 201	0.346	1. 72	
				3.64	×	21.23	1.079	4. 24	0. 251	0.346	1. 38	
				3.23	×	9.67	0.835	2. 25	0. 072	0.346	4.82	
2	底板相互	突合せ	溶接線と 直 由	3.46	×	15.63	0.989	3. 38	0. 108	0.346	3. 21	
			E7	3.64	×	21.23	1.079	4. 24	0. 135	0.346	2. 57	
				3.23	×	9.67	0.835	2. 25	0. 136	0.346	2. 55	
3	底板相互	突合せ	3交点	3.46	×	15.63	0.989	3. 38	0. 204	0.346	1.69	
		3.64	×	21.23	1.079	4. 24	0. 256	0. 346	1.35			



図 8.24(a) 脆性破壊発生検討結果(不支持範囲 R=500mm)※亀裂進展後



図 8.24(b) 脆性破壊発生検討結果(不支持範囲 R=1000mm)※亀裂進展後



図 8.24(c) 脆性破壊発生検討結果(不支持範囲 R=1500mm)※亀裂進展後

検討結果より、底板突合せ溶接継手に亀裂深さ 3mm、亀裂長さ 6mm~18mm の半楕円表面亀裂を想定し、 液の受入れ・払出しによる荷重の繰り返しを受け場合、疲労亀裂進展後の脆性破壊発生に対して、最も厳 しい条件下においても 1.4 倍程度以上の余裕度(=CTOD/限界 CTOD)を有していることから、この程度 の表面亀裂から脆性破壊が発生する可能性は小さいと判断される。

表 8.18には、以上の検討結果を纏めて示す。

	不支持範囲	不支持深さ	勿 期 争 刻	CTOD	四史 0100	全 公 庄			
No.	个又行靶西	个又行床了	忉别电衣	0100	PR3F UTUD	赤 裕皮	備考		
	R (mm)	B (mm)	(a × 2c)	δ(mm)	$\delta_{\rm cr}({\rm mm})$	δ/δ_{cr}	1111 5		
			3 × 6	0. 025	0.346	14.01			
1	500	30.83	3×12	0. 041	0.346	8. 42	図 8. 21 (a)		
			3×18	0.052	0.346	6. 70			
			3 × 6	0. 087	0.346	3. 98			
2	1000	61.66	3×12	0. 133	0.346	2. 59	図 8.21(b)		
			3×18	0. 167	0.346	2. 07			
			3 × 6	0. 136	0.346	2. 55			
3	1500 92. 49		1500 92. 49 3×12		3×12	0. 204	0.346	1. 69	図 8.21(c)
			3×18	0. 256	0.346	1. 35			

表 8.18 脆性破壊発生検討結果(3 交点)※亀裂進展後



4. 高レベル地震時のタンク隅角部への適用

4.1 照査荷重

タンク隅角部溶接継手亀裂の照査用荷重として、高レベル地震時のタンク隅角部の浮上り現象に対 するアニュラ板の終局強度を考える。

(1) 底板浮上り挙動

図 9.1 に示すように底板を単位幅の梁に近似すると、釣合方程式は以下の通り。

$$EI\frac{d^4y}{dx^4} + p = 0 \tag{9.1}$$

これより、側板反力q、底板浮上り量 δ 、及び底板端部の曲げモーメント M_f は、それぞれ次のようになる。

$$q = \frac{2pl}{3} \tag{9.2}$$

$$\delta = \frac{9q^4}{128EIp^3} \tag{9.3}$$

$$M_f = \frac{pl^2}{6} \tag{9.4}$$

 M_f を底板の単位は場当たりの全塑性モーメント $\left(\frac{\sigma_y t^2}{4}\right)$ と等値すれば、底板の降伏耐力 q_y ,降伏耐力時の浮上り変位 δ_y はそれぞれ次のようになる【第1塑性関節(ヒンジ)発生点】。

$$q_y = \frac{2t\sqrt{1.5p\sigma_y}}{3} \tag{9.5}$$

$$\delta_y = \frac{3t\sigma_y^2}{8Ep} \tag{9.6}$$



図 9.1 タンク底板浮上り挙動

(2) 浮上り終局変位: δ_B

底板が降伏(第1塑性関節発生)した後の浮上り量 δ と曲げモーメント M_f の関係は、次式で表される。

$$\frac{\delta}{\delta_y} = 1 + 32\left(\frac{M_f}{M_y} - 1\right) \tag{9.7}$$

 M_f が底板の引張強度 σ_B を用いた全塑性モーメントに達したときに底板破断が生じると仮定すると、 M_f/M_v の最大値は次の値となる。

$$\left(\frac{M_f}{M_y}\right)_{max} = \frac{\sigma_y}{\sigma_B} \tag{9.8}$$

更に、底板の鋼種に応じて、降伏比が 80%以下の場合は $\sigma_B/\sigma_y = 1.45$ 、降伏比が 80%を超える場合は $\sigma_B/\sigma_y = 1.10$ とし、これらの値を式(9.7)に代入することにより、底板の終局浮上り量として次式が得られる。

・降伏比が 80%以下の場合、 $\delta_B = 14\delta_y$ (9.9a)

・降伏比が 80%を超える場合、
$$\delta_B = 4\delta_v$$
 (9.9b)

表 9.1 に、上記の荷重条件を纏めて示す。

タンク隅角部の浮上り	浮上り変位
	告示 78 号に基づき、タンク隅角部浮上り終局
*	変位 δ_B を設定
88±20086294	・ $\delta_B = 14\delta_y$ (軟鋼)
	・ $\delta_B = 4\delta_y$ (高張力鋼)
	但し、 $\delta_y = \frac{3}{8} \frac{t_a \cdot \sigma_y^2}{E \cdot p}$
図 3.2.4 触対的シリッド愛奇を知いた現み部隊所モデル	$q_y = \frac{2t_a\sqrt{1.5p\sigma_y}}{3}$

表 9.1 照查用荷重条件

(3)荷重の繰返し回数

既往の調査検討においては、高レベル地震時のタンク隅角部底板の浮上り挙動の繰返し回数を100回 に設定しており、今回の調査検討においても継続的な観点から、高レベル地震時のタンク隅角部浮上り 挙動に対する荷重繰返し回数100回を採用する。

ここで、1回の地震を受けた場合の底板浮上り回数を検討した例として、河野らは11万klタンク(内 径 81.5m,高さ24m)を対象にして、1995年1月17日の兵庫県南部地震のうち葺合記録N45W波(最大加 速度 834gal)を用いて解析しており、その結果を図9.2に示す。同図より、1回の地震に対して底板浮上 り回数は高々数回程度としている。



Fig. 4 Time history of rocking angle 8t (Fukiai Case2)

図 9.2 11 万 kl タンクの底板浮上り挙動例¹⁵⁾

一方、消防庁「屋外タンク貯蔵所の耐震安全性に関する調査検討報書」(H29年3月)における屋外貯 蔵タンクの耐震安全性検討では、【旧法】3万KLタンク(内径 φ 45.1m,高さ21.3m)を対象にして、想定 南海トラフ地震(A地区EW方向の最大加速度767gal)を用いて解析しており、その結果を図9.3に示す。 同図より、1回の地震に対して底板浮上り回数は小さな浮き上がりを含め総計34回であるが、実質的な 底板浮上り上り回数としては高々数回程度である。



以上より、何れも1回の地震における実質的な底板浮上り回数は、高々数回程度と見込まれ、タンク 供用期間中に遭遇する高レベル地震の回数を考慮しても、タンク隅角部底板の浮上り挙動は高々100回 程度を考えられる。

4.2 解析対象

(1) 対象タンク

表 9.2 に、解析対象タンクを示す。

교수	容量	内径	高さ	液高さ	法に手	廿母	1	供来		
<u></u> М7	(kl)	(mm)	(mm)	(mm)	液比里	М貝	底板	アニュラ板	側板	頒考
旧法	9,900	29,000	16,730	15,000	0.92	SS400	6	6	18	旧基準
新法	32,000	45,000	22,000	20,000	1.0	SPV490Q	12	12	20	
新法	110.000	82,000	24,000	21,000	1.0	SPV490Q	12	21	36	

表 9.2 対象タンク

(2) 解析条件

・軸対称ソリッド解析

・6節点/8節点アイソパラメトリック要素

· 弹塑性大変形解析

- ·硬化則:等方硬化
- ・基礎と底板との離間・接触を考慮

※解析コード:汎用有限要素法解析プログラム ABAQUS を使用。

尚、解析に用いた圧力容器用鋼板 SPV490Q の材料定数を表 9.3 に示す。

10.0	141 4	
縦弾性係数	Е	205,939.7 N/mm²
ポアソン比	ν	0.3
降伏応力	σ _r	490 N/mm²
引張強さ	ą	610 N/mm²
ひずみ硬化率	H'	E/100(等方硬化)
基礎ばね定数	Kb	0.3 N/mm ³

表 9.3 材料定数[SPV490Q]

尚、材料の加工硬化特性については、添付資料-1 に示す「2013 ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec.VIII, Division 2」の算定式による応力-歪み線図を比較して、等方硬化則H' = E/100を採用した。

(3) 底板の終局浮上り量

表 9.4 に、対象タンクのアニュラ板浮き上がり量を示す。

四八	容量	液圧 p	アニュラ板	アニュラ板	降伏点	降伏変位	終局変位	備考	
М Л	(kl)	(N/mm²)	材質	t _a (mm)	(N/mm²)	δ, (mm)	変位 終局変位 nm) & (mm) 47 67.9 54 107.1		
旧法	9,900	0.1353	SS400	6	245	4.847	67.9	$\delta_B = 14\delta_y$	
新法	32,000	0.1961	SPV490Q	12	490	26.754	107.1	$\delta_B = 4\delta_y$	
新法	110.000	0.2059	SPV490Q	21	490	44.591	178.6	$\delta_B = 4\delta_y$	

表 9.4 底板の浮上り変位

図 9.4 に、底板浮き上がりによるタンク全体に傾斜角度を示す。同図より、タンク全体の傾斜角度 θ はほぼ同じ程度となる。





図 9.4(b) タンクの全体傾斜角度



(4) 解析モデル

図 9.5 に、タンク隅角部の解析モデル範囲(側部は 1000mm 高さ, 底部は 2500mm 幅)を示す。



図 9.5 タンク隅角部の解析モデル

図 9.6 に、解析対象タンクの解析モデル図をそれぞれ示す。



図 9.6(a) 9,900kl タンクの解析モデル



図 9.6(b) 32,000kl タンクの解析モデル



図 9.6(c) 110,000kl タンクの解析モデル

4.3 残留応力場での疲労亀裂進展解析

ここでは、タンク隅角部を対象にして、図 9.7 に示す位置に表面亀裂がそれぞれ存在した場合を想定 して疲労亀裂進展解析を適用する。



図 9.7 表面亀裂を有するタンク隅角部溶接継手

表 9.5 に、解析対象タンクにおける側板×アニュラ板溶接継手の隅肉脚長を示す。

豆八	容量	计库	板厚構成(mm)			隅肉寸法(mm)				进 2
区 万	(k1)	竹貝	底板	アニュラ板	側板	W ₁	W ₂	W_3	W4	调石
旧法	9, 900	SS400	6	6	18	6	6	6	6	<i>θ</i> =45°
新法	32, 000	SPV490Q	12	12	20	15	12	12	12	<i>θ</i> =39°
新法	110.000	SPV490Q	12	21	36	20	16	16	16	<i>θ</i> =39°

表 9.5 側板×アニュラ板溶接継手

(1) 応力集中係数

一般的に、実機タンクの側板×アニュラ板溶接継手には部分溶込みグルーブ溶接が用いられて、タンク 内面側の隅肉溶接は、アニュラ板側の隅肉脚長(W_1)が側板側(W_2)より長い不等脚長($W_1 \ge W_2$)と なっている。実機タンクの隅肉溶接寸法より、次式を用いてビード立上り角度 θ (図 9.8)を計算すると、 図 9.9のように概ね θ =35~40°程度となっている。

$$\theta = \tan^{-1} \left(\frac{W_2}{W_1} \right) \tag{9.10}$$



図 9.8 側板×アニュラ板隅肉溶接継手



図 9.9 タンク内面側の隅肉溶接角度

これより、側板×アニュラ板溶接継手の隅肉溶接止端部における応力集中係数は、図 6.22(隅肉溶接 止端部の応力集中係数 \overline{K}_t)において、安全側の取扱いとして隅肉溶接角度 $\theta = 40^{\circ}$ として評価すると概ね K=3.7 となる。 但し、溶接止端部の曲率半径として $0 \le \rho/t \le 0.1$ の適用制限があり、止端部形状が滑 らかでないものを想定している。



一方、危険物を貯蔵する屋外貯蔵タンクでは、消防法令上、当該溶接ビードは滑らかな形状を有することが要求される【規則第 20 条 4】。従って、図 9.10 の「LNG 地上式貯槽指針」において止端部曲率半径 を概ねρ=5mm 程度とすると、隅肉溶接止端部の応力集中係数は、現実的には K=1.8 程度と考えるのが妥 当である。



図 9.10 側板×アニュラ板隅肉溶接継手止端部の応力集中係数¹⁾

【参考】消防危第169号「屋外タンク貯蔵所の地震対策について」,昭和54年12月25日 地震防災対策強化地域(強化地域)内の屋外タンク貯蔵所に対する措置のうち、「側板とアニュラ板の 内側隅肉溶接アニュラ板側脚長について」において、応力集中を軽減するために当該ビードの形状をア ニュラ板の板厚に応じて規定している。

アニュラ板	溶接止端部の	備考
の板厚(mm)	曲率半径(mm)	
12未満	3以上	
12以上18未満	20以上	
18以上21未満	30以上	
21以上24未満	40以上	
24以上	40以上	

(参考表 6.1) 隅肉溶接ビード形状標準値

アニュラ板相互の突合せ溶接継手の止端部における応力集中係数は、図 6.19(突合せ溶接止端部の応力集中係数*K*t)より、前出と同様に評価するものとすると、表面亀裂を有するタンク隅角部溶接継手の応力集中係数として、表 9.6に示す値を用いる。

記号	部位	継手	亀裂の方向	残留応力項 α _R	応力集中 係数 <i>M_K</i>	備考
1	側板 × アニュラ板	T継手	溶接線に平行	0.36	1.8	隅肉溶接止端部 曲率半径 R=5mm 程 度
2	アニュラ板相互	突合せ	溶接線と直角	0.6	1.0	
3	アニュラ×底板	突合せ	溶接線と直角	0.36	1.9	(曲げ応力の影響小)

表 9.6 タンク隅角部溶接継手の応力集中係数

これより、タンク隅角部溶接継手において、表面亀裂が溶接線に平行に位置する場合(記号①)が最も 安全側の評価を与えることから、疲労亀裂進展解析は当該ケースについて実施するものとする。

(2) 変形状態

図 9.11 に、底板浮上り時におけるタンク隅角部の変形状態及び応力分布を示す。



浮上り変位 67.9mm

図 9.11(a) タンク隅角部の応力分布(9,900kl タンク)



図 9.11(b) タンク隅角部の応力分布(32,000kl タンク)



図 9.11(c) タンク隅角部の応力分布(110,000kl タンク)
(3) タンク内表面の応力・歪み

図 9.12 に、タンク内面側(接液側)における半径方向の応力分布及び歪み分布を示す。同図より、 何れのタンクにおいても隅肉溶接止端部より 100mm~150mm の範囲で材料の降伏点を超えており、特に 止端部より概ね 50mm の範囲ではやや強い歪み領域となっている。

図 9.13 に、タンク内面側(接液側)における円周方向の応力分布及び歪み分布を示す。同図より、 半径方向応力に比べて、円周方向応力の発生は小さいことが分かる。又、地震時の底板浮上り挙動を軸 対称変形問題に近似したことから、円周方向歪みの発生は小さい。

ここで、【旧法】9,900k1 タンクの側板×アニュラ板溶接継手部において、図 9.12(a)のタンク内面側の隅肉溶接止端部に発生する半径方向及び円周方向ピーク応力の履歴を、図 9.14 に示す。

同図より、地震時の底板浮上り挙動の繰返しに応じて、隅肉溶接止端部の半径方向応力がループを描いて増加する様子が分かる。当該タンクのアニュラ板は、旧基準による比較的薄い板厚 6mm(材質 SS400)を採用していることから、底板浮上りによる終局変位($\delta_{\rm B} = 67.9$ mm)を繰返し3回負荷した範囲では、応力-歪み関係は収束に至っていない。



図 9.14(a) 半径方向応力の履歴(9,900kl タンク)



図 9.14(b) 円周方向応力の履歴(9,900kl タンク)



図 9.12(a) 半径方向の表面応力・表面歪み(9,900kl タンク)







図 9.12(c) 半径方向の表面応力・表面歪み(110,000kl タンク)

(円周方向の表面応力・表面歪み)











図 9.13(c) 円周方向の表面応力・表面歪み(110,000kl タンク)

(4) 歪み履歴

ここで、タンク隅角部の隅肉溶接止端部近傍に発生する応力は、構造的不連続に起因した二次応力 と、溶接止端部形状による応力集中(ピーク応力)に分類される。このとき、FEM 弾塑性解析により、 応力集中部となる隅肉溶接止端部近傍のビード形状、要素分割(メッシュの粗さ)が解析精度に大きく 影響する。そこで、溶接止端部の応力を、溶接ビード形状による局部的な応力集中を含まない、二次応 力を「ホットスポット応力」として定義される。

ここでは、ホットスポット応力の算定法として、隅肉溶接止端部から板厚の0.5倍と1.5倍の位置に おける応力値(歪み)を直線(最小二乗法)で結び、溶接止端部位置に外挿した応力値(SR202 B法) に、上記の応力集中係数を乗じる。



図 9.15 ホットスポット応力

図 9.16 に、底板浮上り挙動時の隅肉溶接止端部のホットスポット歪みの履歴を示す。



図 9.16(a) 隅肉溶接止端部の歪み履歴(9,900kl タンク)







図 9.16(c) 隅肉溶接止端部の歪み履歴(110,000kl タンク)

表 9.7 に、底板浮上り挙動時の疲労亀裂進展解析及び脆性破壊発生検討に用いる最大歪みと歪み振幅 を示す。尚、【旧法】9,900k1 タンクについては、図 9.14(a)の半径方向応力履歴と同様に収束に至ってい ないことから、この間の経路の平均値を用いることにした。

区分	容量 (kl)	7ニュラ板厚 (mm)	最大歪み ε _{max} (%)	歪み振幅 Δ ε (%)	経路	歪み ε (%)	備考
					①→②	3. 228→1. 426	1.802
ID :+	0.000	6	2 220	1.556	②→③	1. 426→2. 881	1. 455
旧法	9, 900	U	3. 220	(平均)	③→④	2.881→1.229	1.652
					④→⑤	1. 229→2. 545	1.316
新法	32, 000	12	2.077	0. 732	-	1. 345→2. 077	
新法	110.000	21	1. 486	0. 463	_	1.023→1.486	

表 9.7 歪み振幅 (底板浮上り時)

4.3.1 側板×アニュラ板溶接継手(隅肉溶接)



図 9.17 側板×アニュラ板溶接継手(T継手)

(1) 疲労亀裂進展結果

解析では、側板×アニュラ板隅肉溶接止端部において、表面亀裂が溶接線に平行に位置する場合を想 定して、表 9.8 に示す応力集中係数を考慮した。

20.0 心力未	: 〒 木奴	
亀裂の方向	最深部(A 点)	板表面(C点)
溶接線に平行	1.0	1.8

表98 応力集由係数 (側板×アニュラ板)

解析結果(最安全側)より、疲労亀裂の進展状況を図 9.18 に、応力拡大係数範囲を図 9.19 に示す。 更に、結果の纏めを表 9.9 に示す。表 9.9 のうち、【旧法】 9,900k1 タンクにおいては、初期亀裂に対し ても応力拡大係数範囲 ΔK が適用範囲 ($\Delta K \leq 100 \text{MPa}\sqrt{m}$)を大きく超えている (図 9.20)。同様に、 【新法】32,000k1 タンクにおいては適用範囲をやや超える結果となった。一方、【新法】110,000k1 タ ンクでは、板表面(C点)の応力拡大係数範囲が適用限界に達するまで計算を行った。

	农 9.9 残国心力下 CO波力 连 展 附 和 末 (何 里 禄 返 C 100 回)											
区分	容量 (k1)	歪み振幅 Δ ε (%)	応力振幅 Δσ(<i>MPa</i>)	繰返し 回数	初期亀裂 (深さ×長 さ)	進展亀裂 ^(深さ×長さ)	亀裂進展量 (深さ×長さ)	備考 (ΔK _c)				
					1.5×4	(2.97×22.37)	(1. 47×18. 37)	271 *				
旧法	9, 900	1.556	3204	(50)	1.5×8	(3. 33×28. 52)	(1.83×20.52)	251 *				
	(6mm)				1.5×12	(3. 63 × 34. 58)	(2. 13×22. 58)	225 *				
					1.5×4	1.91×7.76	0. 41 × 3. 76	131 *				
新法	32,000	0. 732	1507	100	1.5×8	2. 13 × 11. 31	0.63×3.34	118 *				
	(12mm)				1.5×12	2. 27 × 14. 79	0. 77 × 2. 79	104 *				
					1.5×4	1.61×5.05	0.11×1.05	84				
新法	110. 000	0. 463	954	100	1.5×8	1.69×8.82	0.19×0.82	75				
	(21mm)				1.5×12	1.74×12.61	0. 24 × 0. 61	66				

ま0.0 球辺ウカ下での広逆進展観長結果(芬香鍋海) 100 回)

(備考)応力集中係数:最深部(A点)1.0、板表面(C点)1.8を考慮



図 9.18(a) 疲労亀裂進展解析結果(9,900klタンク)















初期亀裂(1.5mm×4mm)

初期亀裂(1.5mm×12mm)





図 9.19(c) 応力拡大係数範囲(110,000klタンク)



図 9.20 応力拡大係数範囲(初期亀裂)

地震時の底板浮上り挙動(想定100回)に対して、側板×アニュラ板溶接継手部の隅肉溶接止端部に 想定した表面亀裂(溶接線に平行)の疲労亀裂進展解析の結果は、以下の通り。

【旧法】9,900k1 タンクでは初期亀裂直後から板表面方向に急激に進展拡大し、板厚方向(t=6mm) にも亀裂が進展して貫通に至ることが分かる。

一方、【新法】32,000k1 タンクでは、板幅方向に 2.8mm~3.8mm 程度の進展量が認められるが、板厚方向(t=12mm)には初期亀裂 1.5mm に対して最大深さが 2.3mm 程度に留まり、板厚を貫通する可能性は低い(a/t≒0.19)。

同様に、【新法】110,000k1 タンクでは、板幅方向に 0.6mm~1.1mm 程度の進展量に留まり、板厚方向 (t=21mm) にも最大深さが 1.7mm 程度に留まり、板厚を貫通する可能性は極めて低い (a/t≒0.08)。

4.3.2 アニュラ板相互溶接継手(突合せ溶接)



図 9.21 アニュラ板相互溶接継手(直角)

(1) 疲労亀裂進展結果

解析では、側板内面近傍のアニュラ板相互突合せ溶接継手において、表面亀裂が溶接線に直角に位置 する場合を想定して、表 9.10 に示す応力集中係数を考慮した。

表 9.10 応力集中係数(アニュラ板相互)

亀裂の方向	最深部(A 点)	板表面(C点)
溶接線に直交	1.0	1.0

解析結果(最安全側)より、疲労亀裂の進展状況を図 9.22 に、応力拡大係数範囲を図 9.23 に示す。 更に、結果の纏めを表 9.11 に示す。表 9.11 のうち、【旧法】 9,900k1 タンクにおいては、初期亀裂に対 しても応力拡大係数範囲 ΔK が適用範囲($\Delta K \leq 100 \text{MPa}\sqrt{m}$)をやや超える結果となった(図 9.24)。そ れ以外では、板表面(C点)の応力拡大係数範囲が適用限界に達するまで計算を行った。

区分	容量 (kl)	歪み振幅 Δε(%)	応力振幅 Δσ(<i>MPa</i>)	繰返し 回数	初期亀裂 (深さ×長 さ)	進展亀裂 ^(深さ×長さ)	<mark>亀裂進展量</mark> _(深さ×長さ)	備考 (∆K)
					1.5×4	3. 03 × 12. 87	1.53×8.87	150 *
旧法	9, 900	1.556	3204	100	1.5×8	3.60×19.55	2.10×11.55	139 *
	(6mm)				1.5×12	4.00×25.86	2.50×13.86	125 *
					1.5×4	1.79×4.76	0. 29 × 0. 76	73
新法	32,000	0. 732	1507	100	1.5×8	2. 07 × 8. 70	0. 57 × 0. 70	65
	(12mm)				1.5×12	2.24×12.59	0. 74 × 0. 59	58
					1.5×4	1.60×4.21	0. 10 × 0. 21	47
新法	110.000	0. 463	954	100	1.5×8	1.69×8.17	0. 19×0. 17	42
	(21mm)				1.5×12	1. 74×12. 12	0. 24 × 0. 12	37

表 9.11 残留応カ下での疲労進展解析結果(荷重繰返し 100 回)

(備考)応力集中係数:最深部(A点)1.0、板表面(C点)1.0考慮











初期亀裂(1.5mm×4mm)

初期亀裂(1.5mm×12mm)











初期亀裂(1.5mm×12mm)





図 9.23(c) 応力拡大係数範囲(110,000kl タンク)



図 9.24 応力拡大係数範囲(初期亀裂)

地震時の底板浮上り挙動(想定100回)に対して、側板近傍のアニュラ板相互溶接継手部の隅肉溶接 止端部に想定した表面亀裂(溶接線に直交)の疲労亀裂進展解析の結果は、以下の通り。

【旧法】9,900k1 タンクでは初期亀裂直後から板表面方向に進展拡大し、板厚方向(t=6mm)には初 期亀裂 1.5mm に対して最大深さが 4.0mm 程度に進展しており、亀裂貫通に至る可能性がある(a/t≒ 0.67)。

一方、【新法】32,000k1 タンクでは、板幅方向に 0.6mm~0.8mm 程度の進展量に留まり、板厚方向(t=12mm)にも初期亀裂 1.5mm に対して最大深さが 2.2mm 程度に留まり、板厚を貫通する可能性は低い(a/t≒0.19)。

同様に、【新法】110,000k1 タンクでは、板幅方向に 0.1mm~0.2mm 程度の進展量に留まり、板厚方向 (t=21mm) にも最大深さが 1.7mm 程度に留まり、板厚を貫通する可能性は極めて低い(a/t≒0.08)。 4.4 残留応力下での脆性破壊発生検討

4.4.1 側板×アニュラ板溶接継手(隅肉溶接)



図 9.25 側板×板×アニュラ板溶接継手(T継手)

(1) 亀裂先端開口変位 CTOD の算定

側板×アニュラ板溶接継手部の内側隅肉溶接止端部の応力集中係数を K=1.8(表 9.8)と置くと、応 力集中部に作用する局所歪εより、CTOD 設計曲線(図 9.26)を用いて当該箇所に存在する亀裂の開口変 位 CTOD δを評価した結果を、表 9.12 に示す。

	~ · · ·	- (, -	64()0-10	·····~	 • • • • •	•• HT 21 11	= >I < \ · · ·		/	
힌모	如片	雄千	亀裂の	境界力	残留応力	応力集中	評価歪	降伏歪	無次元歪	無次元CTOD
品与		# £	方向	$\epsilon_1(\%)$	$\epsilon_{\rm Z}(\%)$	ε ₃ (%)	E (%)	ey (%)	ε/εγ	δ/ε _γ τ
	側板× アニュラ板		3210001-							
1		T維手	∩按稼!~ 平行	3. 228%	0. 043%	2. 582%	5. 853%	0.119%	49.20	171. 93

表 9.12(a) 亀裂先端開口変位 CTOD の計算結果(9,900kl タンク)

表 9.12(b) 亀裂先端開口変位 CTOD の計算結果(32,000kl タンク)

-	加片	維手	亀裂の	境界力	残留応力	応力集中	評価歪	降伏歪	無次元歪	急次元CTOD
記巧	04127		方向	E1 (%)	E2 (%)	ϵ_3 (%)	E (%)	Ey (%)	ε/εγ	$\delta/\varepsilon_{\rm Y}\bar{c}$
	B .1-		溶接線に 平行							
1	側板× アニュラ板	T維手		2.077%	0. 086%	1. 662%	3. 824%	0. 238%	16. 07	54.84
	· · w		•••							

表 9.12(c) 亀裂先端開口変位 CTOD の計算結果(110,000klタンク)

÷10	如片	₩∓	亀裂の	境界力	残留応力	応力集中	評価歪	降伏歪	無次元歪	急次元CTOD
記万	하꼬	44CJ	方向	E 1 (%)	ε ₂ (%)	ε ₃ (%)	E (%)	EY (%)	ε/εγ	δ/ε _γ τ
1	- 側板× アニュラ板	T維手	溶接線に 平行	1. 486%	0. 086%	1. 189%	2. 760%	0. 238%	11. 60	39.04
	//w									



(2) 脆性破壊発生検討

地震時底板浮上り挙動による繰返し(100回想定)において、初期亀裂に対する脆性破壊発生の可能 性を検討した結果を、表 9.13 及び図 9.27 に示す。

表 9.13(a) 脆性破壊発生検討結果(9,900kl タンク)※初期亀裂

Second Second	記号	却佔	继王	亀裂の 方向	表	面亀	裂	係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	供去
-	記方		和生于		方向 (a×2c)		c)	F _t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	δ_{cr} (mm)	δ_{cr}/δ	UH C
in the second se					1.5	×	4	0.786	0.93	0.190	0. 346	1.82	
-	1	側板× アニュラ板	T継手	溶接線に 平行	1.5	×	8	1.020	1.56	0.319	0. 346	1.08	
		· / IIIA			1.5	×	12	1.118	1.87	0.383	0. 346	0.90	*

表 9.13(b) 脆性破壊発生検討結果(32,000kl タンク)※初期亀裂

	記号	本 7/六	继手	亀裂の 方向	表	面亀	裂	係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	供去
	66 7	비에고	和生于		(a×2c)			F _t	c̄ (mm)	δ (mm)	δ_{cr} (mm)	δ _{cr} /δ	₩ 1 5
					1.5	×	4	0. 773	0. 90	0.117	0. 356	3.04	
Concernance of the local division of the loc	1	側板× アニュラ板	T継手	溶接線に 平行	1.5	×	8	0.979	1. 44	0. 188	0. 356	1.90	
		<i>y</i> <u>-</u> <u>-</u> <u>y</u> ₁₀			1.5	×	12	1.055	1.67	0. 218	0. 356	1.63	

表 9.13(c) 脆性破壊発生検討結果(110,000kl タンク)※初期亀裂

Summer	記号	立法	继千	亀裂の 方向	表	面亀	裂	係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	冼 妻
		꼬기 여다	和生于		(a×2c)			F _t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	δ_{cr} (mm)	δ _{cr} /δ	1冊 75
in the second se		側板 × アニュラ板			1.5	×	4	0.770	0.89	0.083	0.356	4.31	
and the second s	1		T継手	溶接線に 平行	1.5	×	8	0.970	1. 41	0. 131	0.356	2. 72	
		<i>,</i>			1.5	×	12	1.041	1.63	0. 151	0.356	2.36	



図 9.27 脆性破壊発生検討結果(初期亀裂)

図 9.27 より、【旧法】9,900k1 タンクでは、初期亀裂の深さが 1.5mm で、亀裂長さが 4mm~8mm 程度の 表面亀裂であれば、脆性破壊に対して少なくとも 1.08 倍程度以上の余裕度を有するが、亀裂長さが 12mm 程度になると脆性破壊に対する余裕度は確保出来ない。

一方、【新法】32,000k1 タンク及び【新法】110,000k1 タンクでは、初期亀裂の深さが 1.5mm で、長 さが 4mm~12mm 程度であれば、脆性破壊に対して少なくとも 1.6 倍以上の余裕度を有している。

(3) 亀裂進展後の脆性破壊発生検討

地震時底板浮上り挙動による繰返し(100回想定)に対して、進展後の亀裂から脆性破壊発生の可能 性を検討した結果を、表 9.14 及びに図 9.28 示す。

 記号	动合	继手	亀裂の 方向	表面亀裂			係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	供去
 記方	2111	1 1		$(\mathbf{a} \times \mathbf{2c}) \qquad F_t \qquad \overline{c} \ (mm) \qquad \delta \ (mm) \qquad \delta_{cr} \ (mm) \ (mm) \qquad \delta_{cr} \ (mm) \ (mm)$				δ_{cr}/δ	1000			
				2.97	×	22.37	1.324	5. 21	1.066	0. 346	0.32	*
 1	側板× アニュラ板	T継手	溶接線に 平行	3.33	×	28.52	1.467	7.16	1.465	0. 346	0.24	*
				3.63	×	34.58	1.615	9.47	1.936	0. 346	0.18	*

表 9.14(a) 脆性破壊発生検討結果(9,900klタンク)※荷重繰返し 50 回

表 9.14(b) 脆性破壊発生検討結果(32,000kl タンク)※亀裂進展後

house	ㅋ므	立法	继千	亀裂の	表	面亀	裂	係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	供去
-	記方	미기꼬	和生于	方向	(a	× 2	c)	F _t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	δ_{cr} (mm)	δ_{cr}/δ	11用"丂
hannen					1.91	×	7.76	0.916	1.60	0. 209	0. 356	1. 70	
	1	側板 × アニュラ板	T継手	溶接線に 平行	2.13	×	11.31	0.993	2. 10	0. 274	0. 356	1. 30	
					2. 27	×	14.79	1.044	2. 48	0. 323	0.356	1.10	

÷	动人	後二	亀裂の	表	面亀	裂	係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	/# *
記巧	리기고	₩□于	方向	(a	× 2	c)	F _t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	$\delta_{cr} (mm)$	δ_{cr}/δ	1佣~5
				1.61	×	5.05	0.826	1.10	0.102	0.356	3.49	
1	側板× アニュラ板	T継手	溶接線に 平行	1.69	×	8.82	0.966	1.58	0.147	0.356	2.43	
	· _ · //x			1.74	×	12.61	1.029	1.84	0. 171	0.356	2.08	

表 9.14(c) 脆性破壊発生検討結果(110,000kl タンク)※亀裂進展後



図 9.28 脆性破壊発生検討結果(亀裂進展後) ※9,900kl タンクは荷重繰返し 50 回

図 9.28 より、【旧法】 9,900k1 タンクでは、初期亀裂の深さが 1.5mm で、亀裂長さが 4mm~12mm 程度の表面亀裂が、繰返し荷重により進展した後の亀裂寸法では、脆性破壊に対する余裕度を確保出来ないことが分かる。

一方、【新法】32,000k1 タンク及び【新法】110,000k1 タンクでは、上記の初期亀裂が進展した後の 亀裂寸法に対しても、脆性破壊に対して少なくとも 1.1 倍以上の余裕度を有している。

4.4.2 アニュラ板相互溶接継手(突合せ溶接)



図 9.29 アニュラ板相互溶接継手(直角)

(1) 亀裂先端開口変位 CTOD の算定

側板内面近傍のアニュラ板相互突合せ溶接継手において、表面亀裂が溶接線に直角に位置する場合を 想定して、突合せ溶接止端部の応力集中係数を K=1.0(表 9.10)と置くと、応力集中部に作用する局所 歪εより、CTOD 設計曲線(図 9.30)を用いて当該箇所に存在する亀裂の開口変位 CTOD δを評価した結果 を、表 9.15 に示す。

-	~ · · ·	• ()		·····~	 • • • • •	•• • • • •			/	
히므	如片	雄手	亀裂の	境界力	残留応力	応力集中	評価歪	降伏歪	無次元歪	無次元CTOD
記り		种生于	方向	$\epsilon_1(\%)$	ϵ_2 (%)	ε ₃ (%)	E (%)	ε _γ (%)	ε/εγ	δ/εγ τ
1	ピーユフ彼 相互	突合せ	浴接線I〜 直角	3. 228%	0.071%	0. 000%	3. 299%	0. 119%	27. 73	96.06

表 9.15(a) 亀裂先端開口変位 CTOD の計算結果(9,900kl タンク)

表 9.15(b) 亀裂先端開口変位 CTOD の計算結果(32,000kl タンク)

÷10	如片	₩∓	亀裂の	境界力	残留応力	応力集中	評価歪	降伏歪	無次元歪	急次元CTOD
能巧	काष्ट्र	粒士	方向	ϵ_1 (%)	ε _z (%)	ϵ_3 (%)	E (%)	$\mathbf{e_{Y}}\left(\mathbf{\%}\right)$	ε/εγ	δ/εγ τ
1	アニュラ板相互	突合せ	溶接線に 直角	2.077%	0.143%	0. 000%	2. 220%	0. 238%	9. 33	31.01
	19422									

表 9.15(c) 亀裂先端開口変位 CTOD の計算結果(110,000kl タンク)

÷10	加片	ént≖	亀裂の	境界力	残留応力	応力集中	評価歪	降伏歪	無次元歪	急次元CTOD
能巧	하면	松 士	方向	$\epsilon_1(\%)$	ε _z (%)	ϵ_3 (%)	ε (%)	ey (%)	ε/εγ	$\delta/\varepsilon_{\rm Y}\bar{c}$
1	アニュラ板 相互	突合せ	浴接線に 	1. 486%	0.143%	0. 000%	1. 629%	0. 238%	6.85	22. 23
	I I I I I I I I I I I I I I I I I I I									



図 9.30 CTOD 設計曲線 (アニュラ板相互)

(4) 脆性破壊発生検討(初期亀裂)

地震時底板浮上り挙動による繰返し(100回想定)に対して、初期亀裂において脆性破壊発生の可能 性を検討した結果を、表 9.16及び図 9.31 に示す。

表 9.16(a) 脆性破壊発生検討結果(9,900kl タンク)※初期亀裂

-	히모	如告	继手	亀裂の	表	面亀	裂	係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	供去
-	記方	마까	和生于	方向	(a	× 20	5)	F _t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	δ_{cr} (mm)	δ_{cr}/δ	1曲 55
-					1.5	×	4	0. 786	0.93	0.106	0.346	3.27	
-	1	アニュラ板 相互	突合せ	溶接線に直角	1.5	×	8	1.019	1.56	0.178	0.346	1.94	
					1.5	×	12	1. 115	1.87	0.213	0.346	1.62	

表 9.16(b) 脆性破壊発生検討結果(32,000kl タンク)※初期亀裂

honorow	ㅋ므	本 7/六	継手	亀裂の	表	面亀	裂	係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	/ 佳 本
and the second s	記方	고마고	₩ 上	方向	(a	× 20	5)	F _t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	δ_{cr} (mm)	δ _{cr} /δ	1曲 55
Personal Personal Personal Person Per					1.5	×	4	0. 773	0.90	0.066	0.356	5.38	
	1	アニュラ板 相互	突合せ	溶接線に 直角	1.5	×	8	0.979	1.44	0.106	0.356	3.36	
		1977		<u>с</u> л	1.5	×	12	1.054	1.67	0.123	0.356	2.89	

表 9.16(c) 脆性破壊発生検討結果(110,000kl タンク)※初期亀裂

Samo	하므	如告	继王	亀裂の	表	面亀	裂	係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	供去
	記方	마까	和生于	方向	(a	× 20	c)	F _t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	δ_{cr} (mm)	δ_{cr}/δ	1曲 55
					1.5	×	4	0. 773	0.90	0.047	0.356	7.51	
	1	アニュラ板 相互	突合せ	溶接線に直角	1.5	×	8	0.979	1.44	0.076	0.356	4.68	
		14		E., 1	1.5	×	12	1. 054	1.67	0. 088	0.356	4.04	



図 9.31 脆性破壊発生検討結果(初期亀裂)

図 9.31 より、【旧法】9,900k1 タンク、【新法】32,000k1 タンク及び【新法】110,000k1 タンクで、初 期亀裂の深さが 1.5mm で、亀裂長さが 4mm~12mm 程度の表面亀裂であれば、脆性破壊に対して少なくと も 1.6 倍以上の余裕度を有している。

(5) 亀裂進展後の脆性破壊発生検討

地震時底板浮上り挙動による繰返し(100回想定)に対して、進展後の亀裂から脆性破壊発生の可能 性を検討した結果を、表 9.17 及び図 9.32 に示す。

하묘	立法	继千	亀裂の	表	面亀	裂	係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	供去
記方	미기꼬	和生于	方向	(a	× 2	c)	F _t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	δ_{cr} (mm)	δ_{cr}/δ	順方
				3.03	×	12.87	0. 786	1.87	0.214	0.346	1.62	
1	アニュラ板 相互	突合せ	溶接線に 直角	3.60	×	19.55	1.019	3.74	0. 427	0.346	0. 81	*
	14		E71	4.00	×	25.86	1. 115	4.97	0.568	0.346	0. 61	*

表 9.17(a) 脆性破壊発生検討結果(9,900klタンク)※亀裂進展後

表 9.17(b) 脆性破壊発生検討結果(32,000kl タンク)※亀裂進展後

= <u>-</u> -	立合	继手	亀裂の	表	面亀	裂	係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	准 妻
記与	прід	和企丁	方向	(a	× 2	c)	F_t	<i>ī</i> (<i>mm</i>)	δ (mm)	δ_{cr} (mm)	δ_{cr}/δ	順行
				1.79	×	4.76	0.773	1.07	0.079	0.356	4.51	
1	アニュラ板 相互	突合せ	溶接線に 直角	2.07	×	8.70	0.979	1.98	0.146	0. 356	2. 43	
	10-2		<u>с</u> ,	2.24	×	12.59	1.054	2. 49	0. 184	0.356	1.94	

= <u>-</u> _	动人	継手	亀裂の	表	面亀	裂	係数	特性寸法	CTOD	限界CTOD	余裕度	/# <i>*</i>
記方	하꼬	和生于	方向	(a	× 2	c)	F _t	<i>ī</i> (mm)	δ (mm)	δ_{cr} (mm)	δ _{cr} /δ	1佣-方
				1.60	×	4.21	0.773	0.96	0.051	0.356	7.04	
1	アニュラ板相互	突合せ	溶接線に 直角	1.69	×	8.17	0.979	1.62	0.086	0.356	4.16	
	10		<u></u> дл	1.74	×	12.12	1.054	1.93	0. 102	0.356	3. 48	

表 9.17(c) 脆性破壊発生検討結果(110,000kl タンク)※亀裂進展後



図 9.32 脆性破壊発生検討結果(亀裂進展後)

図 9.32 より、【旧法】 9,900k1 タンクでは、初期亀裂の深さが 1.5mm で、亀裂長さが 8mm~12mm 程度の表面亀裂が、繰返し荷重により進展した後の亀裂寸法では、脆性破壊に対する余裕度を確保出来ないことが分かる。

一方、【新法】32,000k1 タンク及び【新法】110,000k1 タンクでは、初期亀裂の深さが 1.5mm で、亀 裂長さが 4mm~12mm 程度の表面亀裂が進展した後の亀裂寸法に対しても、脆性破壊に対して少なくとも 1.9 倍以上の余裕度を有している。

5. まとめ

5.1 初期不整又は局部沈下を有する底板への適用

5.1.1 初期不整(凸型変形)を有する底板の検討結果

照査荷重として底板の初期不整(凸型変形)を仮定した結果、以下のことが分かった。

(1) 残留応力場での疲労亀裂進展解析

初期不整(凸型変形)を有する底板の場合、溶接線近傍の表面亀裂については、供用期間中の液の受入れ・払出しによる荷重の繰り返しに対して、表面亀裂進展の進展は殆ど認められない。





(2) 残留応力場での脆性破壊発生検討

検討結果より、底板突合せ溶接継手に亀裂深さ 3mm、亀裂長さ 6mm~18mm の半楕円表面亀裂を想定した 場合、最大歪み(ε_{max}=0.074%)における脆性破壊発生に対して 20 倍程度以上の余裕度(=CTOD/限界 CTOD)を有していることから、この程度の表面亀裂から脆性破壊が発生する可能性は極めて小さいと判断 される。



図 8.21 脆性破壊発生検討結果(初期亀裂)

5.1.2 局部沈下(凹型変形)を有する底板の検討結果

照査荷重として底板の局部沈下(凹型変形)を仮定した結果、以下のことが分かった。

(1) 残留応力場での疲労亀裂進展解析

局部沈下(凹型変形)を有する底板の場合、溶接線近傍の表面亀裂については、供用期間中の液の受入 れ・払出しによる荷重の繰り返し回数(想定1000回)に対して、表面亀裂進展の進展は殆ど認められな い。



図 8.17(c) 疲労亀裂進展解析結果(不支持範囲 R=1500mm)

(2)残留応力場での脆性破壊発生検討

検討結果より、底板突合せ溶接継手に初期亀裂深さ 3mm、亀裂長さ 6mm~18mm の半楕円表面亀裂を想定 した場合、脆性破壊発生に対して 1.7 倍程度以上の余裕度(=CTOD/限界 CTOD)を有していることから、 この程度の表面亀裂から脆性破壊が発生する可能性は小さいと判断される。



図 8.23(c) 脆性破壊発生検討結果(不支持範囲 R=1500mm)※初期亀裂

検討結果より、底板突合せ溶接継手に亀裂深さ 3mm、亀裂長さ 6mm~18mm の半楕円表面亀裂を想定し、 液の受入れ・払出しによる荷重の繰り返し(1000 回程度)を受けた場合、疲労亀裂進展後の脆性破壊発 生に対して、最も厳しい条件下においても 1.3 倍程度以上の余裕度(=CTOD/限界 CTOD)を有している ことから、この程度の表面亀裂から脆性破壊が発生する可能性は小さいと判断される。



図 8.24(c) 脆性破壊発生検討結果(不支持範囲 R=1500mm)※亀裂進展後

5.2 高レベル地震時のタンク隅角部への適用

5.2.1 側板×アニュラ板溶接継手(隅肉溶接)

地震時の底板浮上り挙動(想定100回)に対して、側板×アニュラ板溶接継手部の隅肉溶接止端部に 想定した表面亀裂(溶接線に平行)の疲労亀裂進展解析及び脆性破壊発生検討の結果は、以下の通り。

(1) 残留応力場での疲労亀裂進展解析

【旧法】9,900k1 タンクでは初期亀裂直後から板表面方向に急激に進展拡大し、板厚方向(t=6mm)に も亀裂が進展して貫通に至ることが分かる。尚、当該タンクでは初期亀裂に対して応力拡大係数範囲 ΔK が適用範囲($\Delta K \leq 100 M Pa \sqrt{m}$)を大きく超えている。

一方、【新法】32,000k1 タンクでは、板幅方向に 2.8mm~3.8mm 程度の進展量が認められるが、板厚方向(t=12mm)には初期亀裂 1.5mm に対して最大深さが 2.3mm 程度に留まり、板厚を貫通する可能性は低い (a/t=0.19)。尚、当該タンクでは初期亀裂に対して応力拡大係数範囲が適用範囲をやや超える結果となった。

同様に、【新法】110,000k1 タンクでは、板幅方向に 0.6mm~1.1mm 程度の進展量に留まり、板厚方向(t=21mm)にも最大深さが 1.7mm 程度に留まり、板厚を貫通する可能性は極めて低い(a/t≒0.08)。



初期亀裂(1.5mm×4mm)

初期亀裂(1.5mm×12mm)











(2) 残留応力場での脆性破壊発生検討

【旧法】9,900k1 タンクでは、初期亀裂の深さが 1.5mm で、亀裂長さが 4mm~8mm 程度の表面亀裂であ れば、脆性破壊に対して少なくとも 1.08 倍程度以上の余裕度を有するが、亀裂長さが 12mm 程度になる と脆性破壊に対する余裕度は確保出来ない。

一方、【新法】32,000k1 タンク及び【新法】110,000k1 タンクでは、初期亀裂の深さが 1.5mm で、長 さが 4mm~12mm 程度であれば、脆性破壊に対して少なくとも 1.6 倍以上の余裕度を有している。



図 9.27 脆性破壊発生検討結果(初期亀裂)

【旧法】9,900k1 タンクでは、初期亀裂の深さが 1.5mm で、亀裂長さが 4mm~12mm 程度の表面亀裂 が、繰返し荷重により進展した後の亀裂寸法では、脆性破壊に対する余裕度を確保出来ないことが分かる。

一方、【新法】32,000k1 タンク及び【新法】110,000k1 タンクでは、上記の初期亀裂が進展した後の 亀裂寸法に対しても、脆性破壊に対して少なくとも1.1 倍以上の余裕度を有している。



※9,900kl タンクは荷重繰返し50回



※9,900kl タンクを除く

図 9.28 脆性破壊発生検討結果(亀裂進展後)

5.2.2 アニュラ板相互溶接継手(突合せ溶接)

地震時の底板浮上り挙動(想定100回)に対して、側板近傍のアニュラ板相互溶接継手部の隅肉溶接 止端部に想定した表面亀裂(溶接線に直交)の疲労亀裂進展解析及び脆性破壊発生検討の結果は、以下 の通り。

(1)残留応力場での疲労亀裂進展解析

【旧法】9,900k1 タンクでは初期亀裂直後から板表面方向に進展拡大し、板厚方向(t=6mm)には初 期亀裂 1.5mm に対して最大深さが 4.0mm 程度に進展しており、亀裂貫通に至る可能性がある(a/t \Rightarrow 0.67)。尚、当該タンクでは初期亀裂に対して応力拡大係数範囲 ΔK が適用範囲($\Delta K \leq 100 \text{MPa}\sqrt{m}$)を やや超える結果となった。

一方、【新法】32,000k1 タンクでは、板幅方向に 0.6mm~0.8mm 程度の進展量に留まり、板厚方向(t=12mm)にも初期亀裂 1.5mm に対して最大深さが 2.2mm 程度に留まり、板厚を貫通する可能性は低い(a/t≒0.19)。

同様に、【新法】110,000k1 タンクでは、板幅方向に 0.1mm~0.2mm 程度の進展量に留まり、板厚方向 (t=21mm) にも最大深さが 1.7mm 程度に留まり、板厚を貫通する可能性は極めて低い(a/t≒0.08)。











図 9.22(c) 疲労亀裂進展解析結果(110,000kl タンク)

(2) 残留応力場での脆性破壊発生検討

【旧法】9,900k1 タンク、【新法】32,000k1 タンク及び【新法】110,000k1 タンクで、初期亀裂の深さが 1.5mm で、亀裂長さが 4mm~12mm 程度の表面亀裂であれば、脆性破壊に対して少なくとも 1.6 倍以上の余裕度を有している。



図 9.31 脆性破壊発生検討結果(初期亀裂)

【旧法】9,900k1 タンクでは、初期亀裂の深さが 1.5mm で、亀裂長さが 8mm~12mm 程度の表面亀裂 が、繰返し荷重により進展した後の亀裂寸法では、脆性破壊に対する余裕度を確保出来ないことが分か る。

一方、【新法】32,000k1 タンク及び【新法】110,000k1 タンクでは、初期亀裂の深さが 1.5mm で、亀 裂長さが 4mm~12mm 程度の表面亀裂が進展した後の亀裂寸法に対しても、脆性破壊に対して少なくとも 1.9 倍以上の余裕度を有している。



図 9.32 脆性破壊発生検討結果(亀裂進展後)

確認項目	着眼点	「水張り」による健全性評価	代替の評価方法
前坦冬伊		て一番	【要件-1】補修溶接の要件を満足する。
前促术件			【要件-2】タンクの要件を満足する。
		水張り荷重(満水)	【底板】受入払出時の局部沈下を想定する。
【照査荷重】	外力の影響		A = Packar of Factback dirich in bulged of depresend area
	産の亡力の	宇際の溶接迫に傍に肉左ナス産の広	
	次宙応力の	夫际の俗伝禄辺防に内住りる残留応	俗按線辺防で俗按線刀回に材料の座仏心刀
	心音	ノを与思している。	
仮定条件	_	無し	「荷重繰返し回数」を想定する。
	耐圧強度	目視で「変形」が無いことを確認	計算で耐圧強度を確認する。
	脆性破壊	目視で「破壊」が無いことを確認	計算で溶接欠陥からの「脆性破壊発生」を 判定する。
変形・破壊	疲労強度	(※確認出来ない。)	計算で溶接欠陥から「疲労亀裂」が進展し ないことを確認する。 ※板表面での亀 裂成長
	終局強度	(※確認出来ない。)	【隅角部】計算で地震時底板浮上りによる 終局変位を確認する。
漏れ	_	目視で「漏れ」が無いことを確認 ※底板からの漏れの確認は容易ではない	真空漏れ試験で「漏れ」の無いことを確認 する。 計算で溶接欠陥から「疲労亀裂」が進展し ないことを確認する。 ※板厚貫通の有無
タンク基礎の	_	目視(計測)で「変形」が無いこと	【要件-2】タンクの要件を満足する。
))))) () () () () () () () () () ()		ど唯認	※有者な変形が悪い
備考			

表 10.1 評価方法の比較

確認項目	着眼点	「破壊力学」に基づく代替評価方法	【旧法】9,900k1タンク	【新法】32,000kl タンク	【新法】110, 000kl タンク
前提条件		【要件-1】補修溶接の要件を満足する。	_	_	\rightarrow
		【要件-2】タンクの要件を満足する。			
【照査荷重】	外力の影響	【底板】受入払出時の局部沈下を想定する。	_	_	【沈下範囲】R=1500mm 【沈下深さ】B=92.5mm
	残留応力の	溶接線近傍で溶接線方向に材料の降伏応力レ			【溶接線と平行】 $arepsilon_2=0.36arepsilon_y$
	影響	ベルの残留応力を考慮する。	_	—	【溶接線と直角】 $arepsilon_2=0.6arepsilon_y$
信宝冬州	_	「溶接欠陥」を想定する。	_	_	【溶接欠陥】3mm×6~18mm
1000元末件		「荷重繰返し回数」を想定する。			【繰返回数】受入払出 1000 回
変形・破壊	耐圧強度	計算で耐圧強度を確認する。	_	-	最大歪み 0.896%<伸び 18%
	脆性破壊	計算で溶接欠陥からの「脆性破壊発生」を判	_	_	【3×6】余裕度 2.55 >1.0
		定する。			【3×18】余裕度 1.35>1.0
	疲労強度	計算で溶接欠陥から「疲労亀裂」が進展しな	_	_	【3×6】長さ 9.7mm<(100mm)
		いことを確認する。※板表面での亀裂成長			【3×18】長さ 21.2mm<(100mm)
	終局強度	【隅角部】計算で地震時底板浮上りによる終	_	_	最大歪み0 896%<伸び 18%
		局変位を確認する。			
漏れ	_	計算で溶接欠陥から「疲労亀裂」が進展しな	_	_	【3×6】深さ 3.2mm<10mm
		いことを確認する。 ※板厚貫通の有無			【3×18】深さ 3.6mm<10mm
タンク基礎の	_	【要件-2】タンクの要件を満足する。	_	_	※右害た変形が無い
健全性		※有害な変形が無い			今日口 ゆ タルノル 一 一 一

表 10.2(a) 「破壊力学」に基づく評価結果(底板)

備考:【 】内は表面亀裂寸法(深さ×長さ)を示す。

確認項目	着眼点	「破壊力学」に基づく代替評価方法	【旧法】9,900klタンク	【新法】32,000kl タンク	【新法】110, 000kl タンク
前提条件		【要件-1】補修溶接の要件を満足する。	,		\rightarrow
		【要件-2】タンクの要件を満足する。	\rightarrow	\rightarrow	
【照查荷重】	外力の影響	【隅角部】地震時底板浮上りによる終局変位			
		を想定する。			
			【浮上り変位】 $\delta_{ m B}=68{ m mm}$	【浮上り変位】 $\delta_{\rm B} = 107~{ m mm}$	【浮上り変位】 $\delta_{\rm B} = 179~{ m mm}$
	残留応力の	溶接線近傍で溶接線方向に材料の降伏応力レ	【溶接線と平行】 $\epsilon_2 = 0.36\epsilon_y$		
	影響	ベルの残留応力を考慮する。	【溶接線と直角】 $arepsilon_2=0.6arepsilon_y$	\rightarrow	\rightarrow
仮定条件	_	「溶接欠陥」を想定する。	【溶接欠陥】1.5mm×4~12mm		
		「荷重繰返し回数」を想定する。	【繰返回数】底浮上り 100 回		
変形・破壊	耐圧強度	計算で耐圧強度を確認する。	最大歪み 3. 228%<伸び 24%	最大歪み 2. 077%<伸び 18%	最大歪み 1.486%<伸び 18%
	脆性破壊	計算で溶接欠陥からの「脆性破壊発生」を判	【1.5×4】破壊する×	【1.5×4】余裕度 1.70>1.0	【1.5×4】余裕度 3.49 >1.0
		定する。	【1.5×12】破壊する×	【1.5×12】余裕度 1.10>1.0	【1.5×12】余裕度 2.08>1.0
	疲労強度	計算で溶接欠陥から「疲労亀裂」が進展しな	【1.5×4】進展する×	【1.5×4】長さ7.8mm<(100mm)	【1.5×4】長さ 5.1mm<(100mm)
		いことを確認する。 ※板表面での亀裂成長	【1.5×12】進展する×	【1.5×12】長さ14.8mm<(100mm)	【1.5×12】長さ12.6mm<(100mm)
	終局強度	【隅角部】計算で地震時底板浮上りによる終	最大歪み 3. 228%<伸び 24%	最大歪み 2. 077%<伸び 18%	最大歪み 1. 486%<伸び 18%
		局変位を確認する。			
漏れ	_	計算で溶接欠陥から「疲労亀裂」が進展しな	【1.5×4】進展する×	【1.5×4】深さ 1.9mm<12mm	【1.5×4】深さ 1.6mm<21mm
		いことを確認する。 ※板厚貫通の有無	【1.5×12】進展する×	【1.5×12】深さ2.3mm<12mm	【1.5×12】深さ 1.74mm<21mm
タンク基礎の	_	【要件-2】タンクの要件を満足する。	※右宝た亦形が無い	\rightarrow	\rightarrow
健全性		※有害な変形が無い	※17百は友心が悪い	,	

表 10.2(b) 「破壊力学」に基づく評価結果(タンク隅角部)

備考 : 【 】内は表面亀裂寸法(深さ×長さ)を示す。

5.3 今後の課題

解析対象としたタンクのうち、【新法】32,000k1 タンク及び【新法】110,000k1 タンクのアニュラ板 の厚さは、消防告示(表 10.4)に従って決定されたものであり、今回、これらの板厚に対して疲労亀裂 進展解析及び脆性破壊発生検討を行った。

側板最下段の	アニュラ板の最小	供去	
厚さts (mm)	厚さ ta (mm)	順方	
15 <ts≦20< td=""><td>12</td><td></td></ts≦20<>	12		
20 <ts≦25< td=""><td>15</td><td></td></ts≦25<>	15		
25 <ts≦30< td=""><td>18</td><td></td></ts≦30<>	18		
30 <ts< td=""><td>21</td><td></td></ts<>	21		

表 10.4 アニュラ板の最小厚さ(告示 4 条の 17)

一方、【旧法】9,900k1 タンク(旧基準)におけるアニュラ板の厚さとして 6mm(材料 SS400)を採用して、疲労亀裂進展解析及び脆性破壊発生検討を行った。

旧法タンクについては、地震時底板浮上りに対してアニュラ板の保有水平耐力を確保する観点から、「新基準」(新52年政令附則第3項各号に掲げる基準)に適合するための耐震改修が行われてきた。 即ち、タンクの保有水平耐力(Q_y)が、地震の影響による必要保有水平耐力(Q_{dw})以上を有するようにアニュラ板の板厚を決定・採用している(表 10.5)。

$$\geq Q_{dw} \tag{10.1}$$

新基準に適合した旧法タンクのアニュラ板の板厚は、通常、タンク毎に異なることから、破壊力学に 基づく評価はタンク個別に実施する必要がある。

 Q_{v}

(1)保有水平耐力 (Q _y)	(2)必要保有水平耐力(Q _{dw})	
$Q_y = \frac{2\pi R^2 q_y}{0.44H}$	$\mathbf{Q}_{dw} = 0.15 \cdot \mathbf{v}_1 \cdot \mathbf{v}_2 \cdot \mathbf{v}_3 \cdot \mathbf{v}_p \cdot \mathbf{D}_s \cdot \mathbf{W}_0$	
ここに、R:タンク半径 (mm)	ここに、v1:地域別補正係数	
H:最高液面高さ (mm)	ν ₂ :地盤別補正係数	
q_y :アニュラ板の浮上り抵抗力	ν ₃ :タンクの固有周期を考慮した応答	
(N/mm)	倍率	
$2t_{b\sqrt{1.5p\sigma_{v}}}$	$\nu_{\rm p}$:塑性設計係数, 1.5	
$q_y = \frac{1}{3}$	D _s :構造特性係数	
$t_b:$ アニュラ板の厚さ (mm)	W ₀ :有効液重量(N)	
p:静液圧 (MPa)		
$\sigma_{ m y}:$ アニュラ板の降伏強度(N/mm ²)		

表 10.5 保有水平耐力の算定

【参考文献】

1) 危険物保安技術協会, "新技術を活用した石油タンクの検査・判定方法に関する調査検討", H12~H13 年度

2) 危険物保安技術協会,"水張検査の合理化に関する検討業務",H19 年~H20 年

3) 横浜国大, "陸上タンク開放検査周期の合理化に関する調査検討", H23~H25 年度

4) 日本溶接協会, "WES2805 溶接継手の脆性破壊発生及び疲労亀裂進展に対する欠陥の評価方法", 2011

5) アメリカ機械学会,"ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. XI, Appendix A : Analysis of Flaws"

6)太田他, "引張残留応力場にある溶接継手の設計疲労き裂伝ば曲線",溶接学会論文集,第7巻,第3 号,1989

7) API Standard 650, Appendix M, "Requirements for Tanks Operating at Elevated Temperatures"

8) 永井他, "構造的応力集中部における脆性破壊発生特性について", 日本造船学会論文集, 第144号, 昭和53年

9) 永井他, "構造的応力集中部における脆性破壊発生特性について(第4報)", 日本造船学会論文集, 第155号, 昭和59年

10) WES2805-2011 解説表 11.4

11) 表他, 寒地土木研究所月報, No. 700, 2011 年 9 月

12) 清水他, 寒地土木研究所月報, No. 700, 2011 年 9 月

13) 日本高圧力技術協会, "経年変化を考慮した長期備蓄基地タンクの診断保全技術に関する調査研究 委員会報告", H10~H12 年度

14) API Standard 653, "Tank Inspection, Repair, Alteration, and Reconstruction", 4th Edition, 2009

15) アメリカ機械学会, "ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec.VII, Div.2", 2015

16) 日本建築学会, "容器構造設計指針·同解説", 2001

17) 河野他,"地震時に浮き上がり挙動する大型石油タンク隅角部の局部応力",圧力技術, Vol. 35, No. 6, 1997

18) 消防庁, "屋外タンク貯蔵所の耐震安全性に関する調査検討報書"、H29年3月

19)日本ガス協会, "LNG 地上式貯槽指針"

[添付資料-1] 「ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec.XI, Appendix A : Analysis of Flaws」抜粋

A-5200 END-OF-PERIOD FLAW SIZE

(a) In order to determine the maximum potential for fatigue flaw growth of the observed flaw indication during normal operation, a cumulative fatigue flaw growth study of the component should be performed using appropriate fatigue crack growth rates given in A-4300. The design transients prescribed in the system Design Specification that apply to the remainder of the evaluation period for the component should be included. Cumulative fatigue crack growth analysis of components need not include emergency and faulted conditions. Stress intensity factors should be determined for each transient using the bounding elliptical or semielliptical flaw model described in Article A-2000 and consistent with the methods for K_I determination outlined in Article A-3000. The plastic zone correction need not be taken into account in calculating K_I . K_I can be determined by setting the plastic zone correction factor $q_y = 0$ in Article A-3000. Each transient should be considered in approximate chronological order in the following manner.

(1) Determine the range of K_I fluctuation associated with the transient, ΔK_I .

(2) Find the incremental flaw growth Δa and $\Delta \ell$ corresponding to ΔK_l from the fatigue flaw growth rate data.

(3) Update the flaw dimensions a and ℓ.

(4) Repeat these calculations for the next transient using the updated flaw dimensions.

(b) For surface flaws, either of the following two methods is acceptable for determining Δa and $\Delta \ell$ for the increment of time in the calculation.

(1) Linearized Stress Ratio Approach

(-a) Calculate the incremental flaw growth Δa at Point 1 in Figure A-3100-1, illustration (b), by integration of eq. A-4300(a)(1).

(-b) Determine the parameters A and B from the ranges of membrane stress, $\Delta \sigma_m$, and bending stress, $\Delta \sigma_b$, obtained in accordance with A-3200 and Figure A-3210-3, illustration (b) as follows:

$$A = 0.92 + 0.03 R_b$$
$$B = 0.10 + 0.80 R_b$$

where

$$R_b = \Delta \sigma_b / (\Delta \sigma_m + \Delta \sigma_b)$$

(-c) Calculate the parameters e and f from the initial flaw dimensions a_0 and ℓ_0 for the increment, as follows:

$$e = (\ell_0 / 2t)^m - (At / a_0 - B)^{-m}$$

$$f = (a_0 / t)^m - [A / (2t / \ell_0 + B)]^n$$

where t is the component wall thickness and m = 2.8.

(-d) Calculate the flaw length $\ell = \ell_0 + \Delta \ell$ as illustrated by Point 2 in (b), at the end of the increment, as a function of the flaw depth $a = a_0 + \Delta a$ at the end of the increment, as follows:

$$\ell = 2a \Big[(A - Ba/t)^{-m} + e(a/t)^{-m} \Big]^{1/m}$$

if $2a_0 / \ell_0 \le (A - Ba_0/t)$
$$\ell = 2a / \Big\{ A \Big[1 - f(a/t)^{-m} \Big]^{-1/m} - Ba/t \Big\}$$

$$if 2a_0 / \ell_0 > (A - Ba_0 / t)$$

(2) Generalized Stress Approach

(-a) Calculate the incremental flaw growth, Δa, at Point 1 in Figure A-3100-1, illustration (b), by integration of eq. A-4300(a)(1).

(-b) Calculate the incremental flaw growth, $\Delta \ell$, at Point 2 in Figure A-3100-1, illustration (b), by integration of the following equation:

$$d\ell / dN = 2 C_0 (\Delta K_I)^n$$

where n and C_0 are as defined in A-4300.

The above procedure, after all transients have been considered, yields the expected end-of-period flaw size a_f and ℓ_f .
解説表 11.4	相関式構築に用いた基礎データ
77 D/D DK 11.4	1010d the life set (=) (1 A .) = and (MT)

(シャルピー遷移曲線及び限界 CTOD 遷移曲線の数式近似結果)

9	肥券	都厚・寸法 (mei)	YS (MPa)	0700 10101/1 18.3 Lune	√7≊ (*C3)	T _{utetau} (°C)	ve _{evet} (J)	۰,	Ta ©	T_J-€ tem (℃)	8 dad (me)	k,	8; (mm)	T ₀₁ (*0)	出身
SN400	-	12×28	287	28	-30	-55	240	-0.034	-50	-89	2.20	-0.058	0.383	-74	
SN400A	-	8×14	360	9	30	7	150	-0.070	1	-31	0.80	-0.060	0.353	-3	実験11.2 4
	-	9 × 24	287	14	-27	-44	170	-0.085	-58	-101	1.10	-0.053	0.383	-70	
\$N4006	-	9×14	287	9	-20	-44	160	-0.070	-65	-103	1.10	-0.061	0.383	-75	
	-	9×14	302	14	-22	-54	235	-0.097	-58	-97	1.28	-0.060	0.377	-71	
i l	-	9×14	302	9	-25	-90	205	-0.030	-55	-96	1.30	-0.060	0.377	-70	
	MA	180	263	10	-31	-54	195	-0.084	-71	-102	1.22	-0.000	0.293	-62	文献11.25
	ма	100	263	25	-28	-57	230	-0.072	-56	-95	3.05	-0.065	0.393	-78	
SIV41B	MA	100	263	50	-28	-57	230	-0.072	-23	-84	5.15	-0.064	0.393	-62	
	MA	100	263	75	-26	-57	230	-0.072	-1	-85	7.24	-0.061	0.393	-57	
	MA	100	263	100	-28	-57	230	-0.072	-13	-81	5.78	-0.059	0.393	-67	
	мв	20	272	20	-6	-30	210	-0.082	-18	-79	3.21	-0.067	0.389	-53	
	-	25	351	25	-15	-46	190	-0.050	0	-59	1.50	-0.045	0.357	-26	
	-	40	334	40	-18	-00	190	-0.045	-10	-75	2.00	-0.045	0.364	~43	
	-	13×24	401	13	-19	-58	190	-0.049	-40	-74	1.40	-0.075	0.237	-66	
\$N4908	-	9 × 14	371	14	-14	-45	185	-0.090	-48	-92	1.00	-0.060	0.349	-60	文献11.24
	-	9 H 14	371	9	-12	-38	170	-0.966	-40	-84	1.00	-0.050	0.349	-52	
	-	9×19	404	19	-51	-71	195	-0.095	-70	-96	1.50	-0.100	0.335	-62	
1	-	12×28	420	28	-47	-67	220	-0.105	-55	-88	2.00	-0.090	0,129	-72	
-	HSA	100	345	10	-30	-39	161	-0.050	-75	-90	1.00	-0.052	0.359	-82	
	HSA	100	345	25	-41	-84	175	-0.041	-23	-78	2.62	-0.065	0.358	-57	
SMEGE	H5A	100	345	50	-41	-84	175	-0.041	34	-58	2.40	-0.034	0.359	-18	文献11.25
	H5A	100	345	75	-41	-64	175	-0.041	18	-55	2.08	-0.041	0.359	-20	
	HSA	100	345	100	-41	-84	175	-0.041	55	-52	2.72	-0.001	0.359	-6	
SA440	-	25	468	25	-105	-143	230	-0.055	-120	-155	0.90	-0.060	0.301	-101	
SM570Q	-	25	402	25	-73	-103	300	-0.060	-65	-108	1.40	-0.080	0.304	-66	文献11.24
	HBA	73	505	10	-40	-30	158	-0.057	-59	-37	0.43	-0.067	0.294	-48	文献11.25
	HEA	75	506	20	-40	-70	158	-0.057	-49	-76	0.30	-0.065	0.294	-54	
HWIS	HEA	76	505	30	-60	-95	201	-0.056	-16	-12	1.24	-0.053	0.294	-38	
	HEA	75	\$05	50	-60	-95	201	-0.058	-2	-49	1.14	-0.051	0.294	-23	
	HGA	75	505	75	-60	-95	201	-0.056		-43	1.00	-0.044	0.294	-12	
	s	25	837	25	-75	-07	210	-0.092	-54	-88	0.40	-0.062	0.158	-59	
HT780	1	25	759	25	-140	-170	274	-0.079	-107	-148	0.59	-0.064	0.174	-138	文献11.21
	HBA	75	745	75	-98	-129	216	-0.066	-86	-94	0.80	-0.068	0.196	-62	文献11.25
	HBA	75	745	50	-98	-129	216	-0.066	-46	-67	0.61	-0.040	0.196	-65	
	HEA	75	745	30	-98	-129	216	-0.065	-98	-108	0.28	-0.061	0.196	-84	
HW70	HBA	75	745	20	-85	-122	229	-0.057	-84	-114	0.87	-0.057	0.196	-99	
	HBA	75	745	10	-05	-122	229	-0.057	-122	-129	0.26	-0.098	0.196	-105	
	HSB	20	863	20	-92	-131	183	-0.047	-101	-99	0.18	-0.107	0.148	-87	
	A	20	765	20	-102	-126	178	-0.076	-92	-120	0.46	-0.045	0.188	-100	文献11.25
нтар	в	20	775	20	-118	-139	245	-0.100	-105	-134	0.79	-0.008	0.184	-123	
	B-SR	20	759	20	-113	-141	237	-0.074	-98	-129	0.77	-0.051	0.190	-116	
	D	20	863	20	-67	-92	159	-0.065	-115	-105	0.16	-0.049	0.148	-64	
	G	20	780	20	-76	-125	170	-0.005	-54	-60	0.30	-0.044	0.182	-54	
WM	-	25	424	25	-30	-58	127	-0.050	-24	-58	1.00	-0.065	0.327	-35	
WM	-	25	537	25	-43	-30	160	-0.063	-32	-60	0.70	-0.065	0.281	-38	文献11.24
YGW21	-	25	569	25	-25	-49	145	-0.065	0	-27	0.40	-0.040	0.268	18	
YGW24	1	17.7	742	17.7	-	-	-	-	-	-	-	-	0.197	3	文献11.22
YGW12	2	17.7	624	17.7	-	-	-	-	-	-	-	-	0.345	-	
YGW17	3	17.7	\$05	17.7	-	-	-	-	-			-	0.294	-	
YGW24	4	17.7	710	17.7	-	-	-	-	-	-	-	-	0,210	-	
YGW12		17.7	\$77	17.7	- 1	-	-	-	-	-		-	0.268	-	
YGW17		17.7	458	17.7	-	-	-	-	-	-		-	0310		
	· ·				1										

注1)シャルビー連移曲線は、試験片厚さ20mm以下の場合は1/21、20mmを超える場合は1/4tの値を採用

注2) さには解(11-21)或による極定値

[添付資料-3] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. Ⅶ, Div. 2-2015の算定式による 応力-歪み線図



付図 1.1 加工硬化の比較 (SS400)



付図 1.2 加工硬化の比較 (SPV490Q)

3-D.3 STRESS STRAIN CURVE

The following model for the stress-strain curve shall be used in design calculations where required by this Division when the strain hardening characteristics of the stress-strain curve are to be considered. The yield strength and ultimate tensile strength in 3-D.1 and 3-D.2 may be used in this model to determine a stress-strain curve at a specified temperature.

$$\varepsilon_t = \frac{\sigma_t}{E_y} + \gamma_1 + \gamma_2 \qquad (3-D.1)$$

where

$$\gamma_1 = \frac{v_1}{2} \left(1.0 - \tanh[H] \right)$$
 (3-D.2)

$$\gamma_2 = \frac{\epsilon_2}{2} \left(1.0 + \tanh[H] \right)$$
(3-D.3)

ŝ,

$$\varepsilon_1 = \left(\frac{\sigma_e}{A_1}\right)^{\frac{1}{10}}$$
(3-D.4)

$$A_1 = \frac{a_{ys} \left(1 + \varepsilon_{ys}\right)}{\left(\ln\left[1 + \varepsilon_{ys}\right]\right)^{m_1}}$$
(3-D.5)

$$m_{1} = \frac{\ln[R] + (\epsilon_{p} - \epsilon_{ys})}{\ln\left[\frac{\ln[1 + \epsilon_{p}]}{\ln[1 + \epsilon_{ys}]}\right]}$$
(3-D.6)

$$\varepsilon_2 = \left(\frac{\sigma_k}{A_2}\right)^{\frac{1}{M_2}}$$
(3-D.7)

$$A_2 = \frac{\sigma_{uts} \exp[m_2]}{m_2^{m_2}}$$
(3-D.8)

$$H = \frac{2\left[\sigma_t - \left(\sigma_{ys} + K\left\{\sigma_{uts} - \sigma_{ys}\right\}\right)\right]}{K\left(\sigma_{uts} - \sigma_{ys}\right)}$$
(3-D.9)

$$R = \frac{\sigma_{y_5}}{\sigma_{uts}}$$
(3-D.10)

$$\epsilon_{ys} = 0.002$$
 (3-D.11)

$$K = 1.5R^{1.5} - 0.5R^{2.5} - R^{3.5}$$
(3-D.12)

The parameters m_2 , and ε_p are provided in Table 3-D.1. The development of the stress strain curve should be limited to a value of true ultimate tensile stress at true ultimate tensile strain. The stress strain curve beyond this point should be perfectly plastic. The value of true ultimate tensile stress at true ultimate tensile stress at true ultimate tensile stress at true ultimate tensile stress.

$$\sigma_{uts,t} = \sigma_{uts} \exp[m_2]$$
(3-D.13)