

川崎製鉄技報

KAWASAKI STEEL GIHO

Vo2. (1970) No.1

60kg/mm² 級高張力鋼を用いた球形タンク溶接部に発生する脆性破壊の検討

On the Initiation of Brittle Fracture at Weld Part of Spherical Storage Tank Fabricated with 60kg/mm² Class High Strength Steel

斎藤 貞之(Sadayuki Saito)

要旨：

近年ガスホルダーその他に球形タンクが非常に多く用いられているがこの種のタンクでは施工上溶接部における角変形、目違いをなくすることは不可能であり、またクラックも発生しやすい。これら角変形、目違い、クラックが存在する溶接部では応力集中が発生し脆性破壊が起こる可能性がある。そこで脆性破壊発生の条件として角変形、目違い、クラックがどのような影響を及ぼすかということをも石川島播磨重工秋田、前田、矢田らの手法および Irwin の理論式を用いて検討した。角変形部にクラックが存在すると脆性破壊発生の可能性は大きくなることが計算され施工に際しては角変形を小さく押さえるとともに施工後の深傷は念入りに行なう必要がある。

Synopsis：

In recent years the spherical type has become the most popular for gas holders, but it is difficult to fabricate this type of gas holders without any angular and alignment distortions and cracks at weld parts. Improper fabrication, therefore, may cause stress concentration at weld parts and lead to possible brittle fracture. Calculation was made as to how the occurrence of brittle fracture was affected by angular and alignment distortions as well as cracks at weld parts, using Yata's method for the former and Irwin's theory for the latter. As a result, it was found that even a small crack, if combined with a distortion at a weld part, could lead to brittle fractures. It would, therefore, be most important to hold down the geometric distortions to a minimum at the fabrication stage, and to exercise careful X-ray inspection after the fabrication.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

60 kg/mm² 級高張力鋼を用いた球形タンク溶接部に 発生する脆性破壊の検討

On the Initiation of Brittle Fracture at Weld Part of Spherical Storage
Tank Fabricated with 60kg/mm² Class High Strength Steel

斎 藤 貞 之*
Sadayuki Saito

Synopsis:

In recent years the spherical type has become the most popular for gas holders, but it is difficult to fabricate this type of gas holders without any angular and alignment distortions and cracks at weld parts.

Improper fabrication, therefore, may cause stress concentration at weld parts and lead to possible brittle fracture.

Calculation was made as to how the occurrence of brittle fracture was affected by angular and alignment distortions as well as cracks at weld parts, using Yata's method for the former and Irwin's theory for the latter. As a result, it was found that even a small crack, if combined with a distortion at a weld part, could lead to brittle fractures.

It would, therefore, be most important to hold down the geometric distortions to a minimum at the fabrication stage, and to exercise careful X-ray inspection after the fabrication.

1. まえがき

工場地帯を歩けば2基や3基必ず目にはいるほど球形タンクは一般的になってきている。また最近これらのタンクには高張力鋼が利用され、軽量化と大型化がますます盛んである。

しかしこのようなシェル構造のタンクでは全体的に応力が一様なので、溶接部を強度を要しない部分にもっていくというような配慮はなされ得ず、水圧テスト時に溶接部から脆性破壊が発生することがある。

このような構造物の建設に当っては材料の選

定、設計、施工に細心の注意を要することはもちろんであるが、いかにていねいな施工を行なっても突合わせ溶接完成後に調べてみると、少なからぬ角変形、目違いなどの欠陥や溶接部におけるクラックの発生が見うけられるものである。

そこで角変形、目違い、クラックがどの程度であれば脆性破壊発生に影響し、またどの程度であれば許容されるかということを60 kg/mm² 級高張力鋼を例にとって調べた。角変形、目違いは存在するがクラックのない溶接部については矢田ら¹⁾ ²⁾³⁾ の手法および実験結果を、クラックと角変形のある溶接部についてはIrwinの理論⁴⁾ および大庭ら⁵⁾ の実験結果を用いて検討を行なった。なお

* 千葉製鉄所設計部第一設計課掛長

クラックのない溶接部の解析では球形シェルと同等と仮定した広幅平板の角変形、目違い付溶接継手の場合と球形シェルの溶接部に同じく角変形目違いがある場合を計算し両者の差異について検討した。

2. クラックのない溶接部の解析

溶接部にクラックがなく角変形、目違いが存在する時、この角変形および目違いが脆性破壊発生におよぼす影響に対する研究は、矢田らによって、80 kg/mm² 級高張力鋼について行なわれている。矢田らの研究は広幅平板の溶接継手に角変形が存在する場合²⁾、同じく目違いが存在する場合³⁾ および球形シェルの溶接部に角変形がある場合³⁾ について行ない、計算結果と実験結果が良く合致することを示している。この理論では角変形部または目違い部の最大歪を計算し、この歪が材料固有の限界歪値を超えると脆性破壊が発生するというものである。この限界歪値は実験式²⁾ で与えられている。

実際の球形シェルでは角変形および目違いは共存する場合が多い。とくに大型球形タンクではセンターリングとローリングあるいはアップーリングの間、アップーリングとトップクラウンの間、ローリングとボトムクラウンの間でそれぞれシェルの板厚を変える場合が多く、このような場合は全く正確な加工、施工を行ない得たとしても小さい値ではあるが目違いと同様の形状が発生することになる。

したがってここでは球形シェルと同等の引張りを受ける広幅板溶接継手に角変形、目違いが共存する場合、および球形シェルの溶接部に同じく角変形、目違いが共存する場合について解析を行なった。

また 60 kg/mm² 級調質高張力鋼を用いた 1,000m³ 球形タンク（プロパン用）について実際の数値を用いて計算を行なった。

2-1 基礎方程式と解法¹⁾²⁾³⁾

(1) 広幅平板溶接継手

図 1 (a) に示すような溶接変形をもつ平板に引

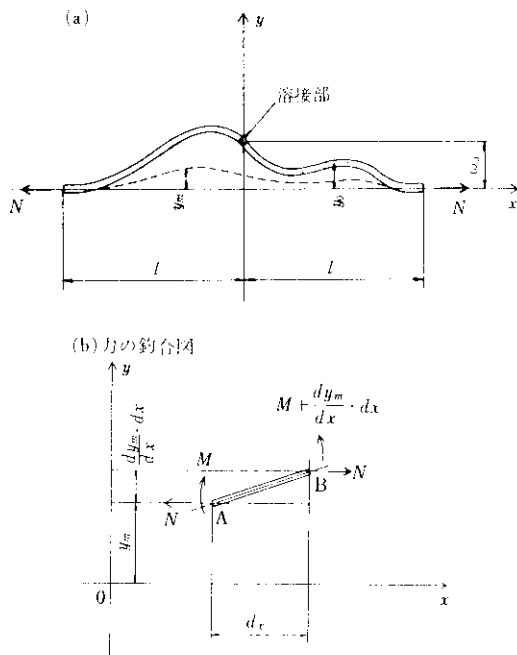


図 1 平板溶接継手の変形例および力の釣合図

張力 N を加えた場合を考える。基礎方程式は図 1 (b) に示すように、曲げモーメント M の釣合条件から次式で示される。

$$\frac{dM}{dx} - N \cdot \frac{dy_m(x)}{dx} = 0 \quad \dots\dots\dots (2.1)$$

ただし

$2l$: 変形のスパン

ω_0 : 角変形量

$N = \sigma_m t$

σ_m : 平均応力

t : 板厚

y_m : σ_m を加えたときの変形形状

ここで

$$\frac{dM}{dx} = D \frac{d^3 \{y_m(x) - y_0(x)\}}{dx^3} \quad \dots\dots\dots (2.2)$$

$$D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \quad (\text{完全弾性域})$$

E : 弾性係数

ν : ポアソン比

$$D = \frac{E't^3}{12(1-\mu^2)} \quad (\text{完全塑性域})$$

E' : 塑性係数

μ : ポアソン比

さらに次のようにおく

$$m^2 = \frac{Nl^2}{D}$$

$$\xi = \frac{x}{l}$$

$$\zeta_m(\xi) = \frac{y_m(x) - y_0(x)}{\omega_0} \quad (2.3)$$

$$\eta_0(\xi) = \frac{y_0(x)}{\omega_0}$$

(2.1), (2.2)および(2.3)式より

$$\frac{d^3 \zeta_m}{d\xi^3} - m^2 \frac{d\zeta_m}{d\xi} = m^2 \frac{d\eta_0}{d\xi} \quad (2.4)$$

初期変形形状 $y_0(x)$ と境界条件を与えれば(2.4)式より, $-1 \leq \xi \leq 1$ の間の任意の ξ に対する曲げモーメントによる歪 ε_b は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \varepsilon_b &= \frac{t}{2} \cdot \frac{d^2 \{y_m(x) - y_0(x)\}}{dx^2} \\ &= 6(1-\nu^2) \frac{\sigma_m}{E} \cdot \frac{\omega_0}{t} \left[\frac{1}{m^2} \frac{d^2 \zeta_m(\xi)}{d\xi^2} \right] \end{aligned} \quad (2.5)$$

ただし弾性域では $\nu \rightarrow \mu$, $E \rightarrow E'$ におきかえる。

(2.5)式の〔 〕内の部分を形状係数 K_m と呼ぶ。

溶接変形部の板凹側の歪 ε_a , 凸側の歪 ε'_a は一般に次のように示される。

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_a &= \varepsilon_m + \varepsilon_b \\ \varepsilon'_a &= \varepsilon_m - \varepsilon_b \end{aligned} \right\} \quad (2.6)$$

ε_m : 引張力 N による歪

弾塑性域に対する ε_b の値は完全弾性域のグラフと完全塑性域のグラフをなめらかな曲線で結んで求めることとする。

(2) 球形シェルの溶接部

図2のように座標軸をとり, 剪断力 S および曲げモーメント M の釣合条件より, 基礎方程式は次のようになる。

$$\frac{dS}{dx} r - N'_{\phi} = 0 \quad (2.7)$$

$$\frac{dM}{dx} + S - N_x \frac{dy_m}{dx} = 0 \quad (2.8)$$

ここで

$$N'_{\phi} = \frac{\{y_m(x) - y_0(x)\}}{r} Et \quad (2.9)$$

$$S = D \frac{d^3 \{y_m(x) - y_0(x)\}}{dx^3} \quad (2.10)$$

以下平板溶接継手の場合と同様のおきかえを行ない, (2.7), (2.8), (2.9), (2.10) 式をまとめると

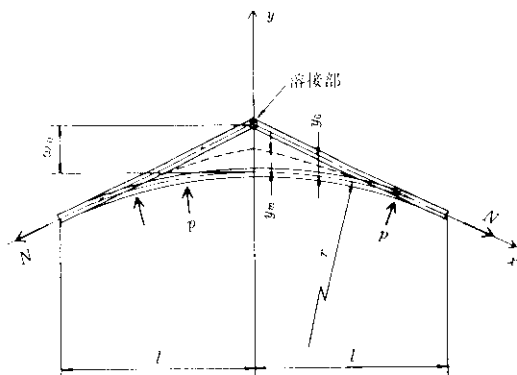


図2 球形シェルの変形モデル

$$\begin{aligned} \frac{d^4 \zeta_m(\xi)}{d\xi^4} - m^2 \frac{d^2 \zeta_m(\xi)}{d\xi^2} + \frac{El^4}{Dr^2} \zeta_m(\xi) \\ = m^2 \frac{d\eta_0(\xi)}{d\xi^2} \end{aligned} \quad (2.11)$$

r : 球形シェルの半径

p : 球形シェル内圧

となる。

ε_b は形状係数を求めて平板溶接継手の場合と同様にして求めることができる。

(2.9) 式の N'_{ϕ} は角変形による拘束力を表わし, 突出形角変形に対しても, 入り込み形角変形に対しても, その変形形状を保とうとする方向に働く力である。

2.2 変形が角変形と目違いの場合

平板溶接継手の場合は図3, 球形シェルの溶接部の場合は図4に示すような形状を考え, これを角変形および目違いのモデルとする。ここで

d : 目違い量

$b = \lambda_1 l$: 目違いの範囲

$\lambda_1 + \lambda_2 = 1$

図3, 図4に示した初期変形形状 $y_0(x)$ の方程式は

(I) $l \geq x \geq \lambda_1 l$ の範囲では

$$\begin{aligned} y_0(x) &= \frac{-(\omega_0 - d)}{l - b} x + \frac{\omega_0 - d}{l - b} l \\ \therefore \eta_0(\xi) &= -\frac{\omega_0 - d}{l - b} \cdot \frac{l}{\omega_0} \xi \\ &+ \frac{\omega_0 - d}{l - b} \cdot \frac{l}{\omega_0} \end{aligned} \quad (2.12)$$

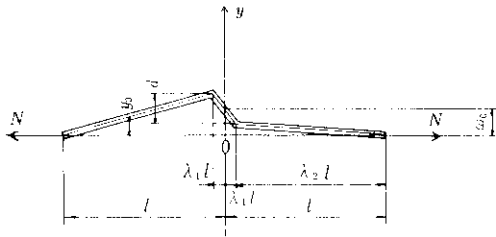


図 3 平板溶接継手における角変形+目違いのモデル

(II) $\lambda_1 l \geq x \geq -\lambda_1 l$ の範囲では

$$\eta_0(\xi) = -\frac{d}{b} \frac{l}{\omega_0} \xi + 1 \quad \dots\dots\dots (2.13)$$

(III) $-\lambda_1 l \geq x \geq -l$ の範囲では

$$\eta_0(\xi) = \frac{\omega_0 + d}{l - b} \frac{l}{\omega_0} \xi + \frac{\omega_0 + d}{l - b} \cdot \frac{l}{\omega_0} \quad \dots\dots\dots (2.14)$$

以上の $\eta_0(\xi)$ を (2.4), (2.11) 式に入れ境界条件を入ると解 ε_b を得ることができる。

境界条件は次のようである。

(i) $x = \pm l$ で支持

$$\left(\frac{d^2 \zeta_m}{d\xi^2} \right)_{\xi = \pm 1} = 0$$

(ii) $x = \pm \lambda_1 l$ の点で連続勾配

$$\left(\frac{d\zeta_m}{d\xi} \right)_{\xi = \pm \lambda_1 + 0} = \left(\frac{d\zeta_m}{d\xi} \right)_{\xi = \pm \lambda_1 - 0}$$

(iii) $x = \pm \lambda_1 l$ の点でモーメントがつり合う

$$\left(\frac{d^2 \zeta_m}{d\xi^2} \right)_{\xi = \pm \lambda_1 + 0} = \left(\frac{d^2 \zeta_m}{d\xi^2} \right)_{\xi = \pm \lambda_1 - 0}$$

ε_b は $x = \pm \lambda_1 l$ において次のようになる。

$$\varepsilon_b = 6(1 - \nu^2) \frac{\sigma_m}{E} \cdot \frac{\omega_0}{l} \cdot \frac{\sinh m\lambda_2}{\sinh 2m} \cdot \frac{\lambda_1^2}{2m} \cdot \left\{ \lambda_1 \cdot \frac{\sinh m}{m} - \frac{\cosh m\lambda_1}{m\lambda_1} + \frac{d}{\omega_0} \frac{\cosh m}{m} \frac{\sinh m\lambda_1}{m\lambda_1} \right\} \quad \dots\dots\dots (2.15)$$

次に球形シェルの場合、境界条件は次のようである。

(i) $x = \pm l$ で支持

$$\left(\frac{d^2 \zeta_m}{d\xi^2} \right)_{\xi = \pm 1} = 0$$

(ii) $x = \pm l$ で変位が 0

$$(\zeta_m)_{\xi = \pm 1} = 0$$

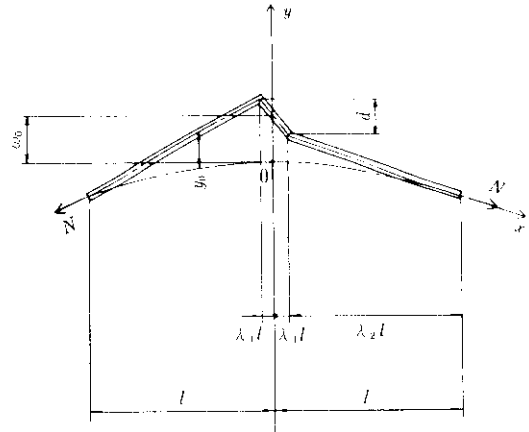


図 4 球形シェルにおける角変形+目違いのモデル

(iii) $x = \pm \lambda_1 l$ で連続勾配

$$\left(\frac{d\zeta_m}{d\xi} \right)_{\xi = \pm \lambda_1 + 0} = \left(\frac{d\zeta_m}{d\xi} \right)_{\xi = \pm \lambda_1 - 0}$$

(iv) $x = \pm \lambda_1 l$ でモーメントのつり合いから

$$\left(\frac{d^2 \zeta_m}{d\xi^2} \right)_{\xi = \pm \lambda_1 + 0} = \left(\frac{d^2 \zeta_m}{d\xi^2} \right)_{\xi = \pm \lambda_1 - 0}$$

(v) $x = \pm \lambda_1 l$ で板が連続

$$(\zeta_m)_{\xi = \pm \lambda_1 + 0} = (\zeta_m)_{\xi = \pm \lambda_1 - 0}$$

(vi) $x = \pm \lambda_1 l \pm 0$ で剪断力の条件より

$$\left(\frac{d^3 \zeta_m}{d\xi^3} \right)_{\xi = \pm \lambda_1 + 0} = \mp m^2 (\zeta_m + \eta_0)$$

以上12の境界条件より12元1次連立方程式が導かれ、これを解くと解が得られる。しかし12元1次方程式を解くことは困難なので連立方程式の形で残し解法のプログラムを電算機に入れ、後から m , D , l , E , t に具体的数値を入れて解を求めた。

2.3 計算結果および検討

上述の解に対する数値計算のデータとしては当社製60 kg/mm² 級調質高張力鋼 River Ace 60Hを用いた 1000 m³ プロパンガスタンク(設計圧力 18 kg/cm²) の諸条件を与えた。

ここで実際のタンクに対する設計応力レベルは $\sigma_m \leq \sigma_y/3$ とするよう JLPA の設計規則によって決められている。また完成後の水圧テストは、高圧容器の試験基準によれば、この設計圧力の5割増まで行なわれなければならない。したがってこの時の平均応力 $\sigma_m = 1.5 \sigma_y/3 = \sigma_y/2$ となる。さ

らに溶接施工後残留応力が残るので $\sigma_m = 0.6 \sigma_y$ として以下のような数値を与える。

(i) 弾性係数: $E = 2.14 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$

(ii) 塑性係数: $E' = 2.0 \times 10^3 \text{ kg/mm}^2$

(iii) ポアソン比: $\nu = 0.3$ (弾性範囲)

": $\mu = 0.5$ (塑性範囲)

(iv) 降伏応力と引張り強さ

$$\sigma_y = 60.0 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sigma_b = 70.0 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sigma_y / \sigma_b = 0.855$$

(v) タンク容量, 内径

容 量 1000 m³

内 径 12.5 m

(vi) シェル板厚 27, 28, 29mm

(平均27mmとして計算)

(vii) 平均応力

$$\sigma_{m \max} = 36.0 \text{ kg/mm}^2$$

ただし σ_y , σ_b の値は River Ace 60H としては最も厳しい条件を想定した。また同鋼材の応力-歪線図は実際の引張り試験のデータと比較して図5のようにモデル化した。

平板溶接継手で、内圧 18 kg/mm² の場合、目違い量をパラメータとして角変形量 ω_0 と溶接部の歪 ε_a の関係を図6に示す。

平板溶接継手の場合、角変形 ω_0 があつた時発生する局部歪 ε_b とすると、さらにその上に目違い d が共存した場合 ε'_b は完全弾性域で

$$\varepsilon'_b \doteq \varepsilon_b \left(1 + \frac{2d}{\omega_0} \right) \quad \dots\dots\dots (2.16)$$

となる。図6で示されるとおり施工の際発生する可能性のある角変形15mm, 目違い3mmでは単

純引張りによる歪を加えて目違いによる歪の増加分は約15%である。完全塑性域では ε_b' と ε_b の関係は

$$\varepsilon'_b \doteq \varepsilon_b \left(1 + \frac{23d}{\omega_0} \right) \quad \dots\dots\dots (2.17)$$

となりさらに大きく影響する。ただし(2.17)式は内圧27 kg/cm² の場合である。球形シェルの場合については比較を省略するが大体同様の影響を与

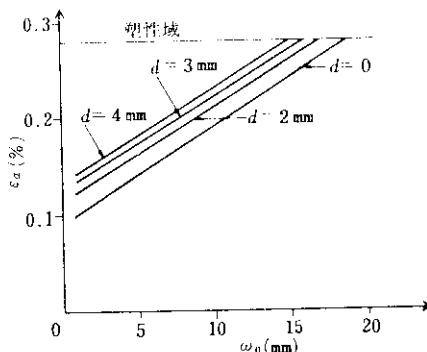


図6 平板継手目違い量の歪に与える影響 ($\lambda_1 l = 5 \text{ mm}$, p (内圧) = 18 kg/mm²)

えるものと考えられる。

平板溶接継手で内圧18 kg/mm² の場合、目違い量を3mmとして溶接部の半幅 $\lambda_1 l$ と溶接部の歪 ε_a の関係を図7に示すが溶接部の半幅 $\lambda_1 l$ の ε_a に与える影響はほとんどないことがわかる。

図8は $\lambda_1 l = 5 \text{ mm}$, 目違い量 $d = 3 \text{ mm}$ の平板溶接継手について計算した応力-歪線図である。図中に示した許容限界歪は、矢田らの理論および実験によって与えられている次式より求めた。

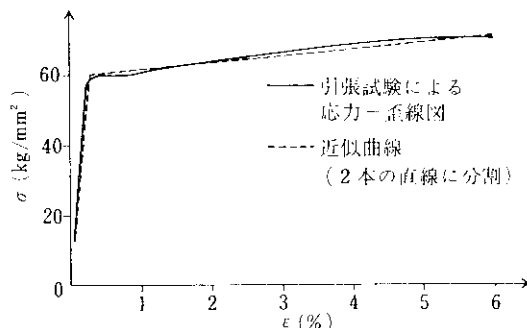


図5 River Ace 60H の応力-歪線図とその近似曲線

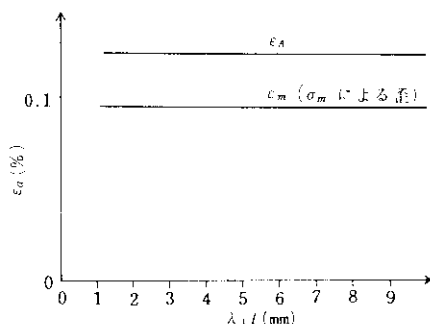


図7 平板継手 $\lambda_1 l$ の歪に与える影響 ($p = 18 \text{ kg/mm}^2$, $d = 3 \text{ mm}$, $\omega_0 = 15 \text{ mm}$)

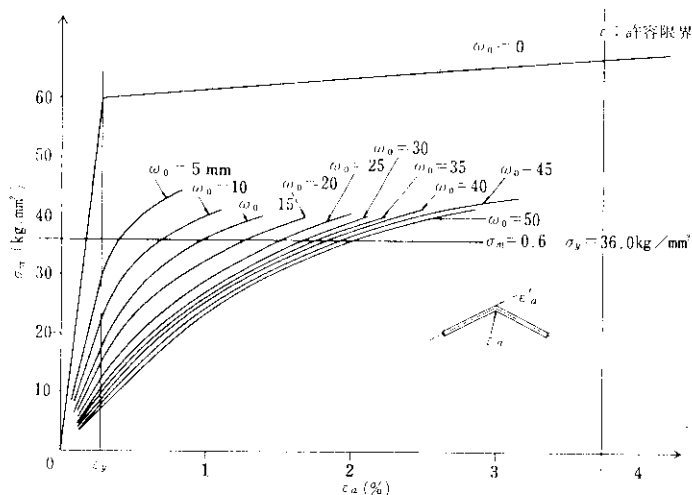


図 8 角変形口違い付平板溶接継手の引張試験における応力-歪曲線
($t=27\text{mm}$, $d=3\text{mm}$, $\lambda_l l=5\text{mm}$)

$$\varepsilon = \frac{1}{1.6} e_{cr} = \frac{1}{1.6} \left\{ e_0 + e_a \times 2^{-\left| \frac{\frac{1}{T} - \frac{1}{T_1}}{\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1}} \right|} \right\} \quad \dots\dots\dots (2 \cdot 18)$$

ここで ε : 許容限界歪 (1.6は安全率)

e_0 : 母材の単純引張における降伏点の歪 (σ_y/E)

e_a : 母材の単純引張における一様のび

T : 試験温度 ($^{\circ}\text{K}$)

T_1 : 融合部に切欠をつけたVノッチでシャルピーの脆性破面率が0%になる温度 ($^{\circ}\text{K}$)

T_2 : " 脆性破面率が50%になる温度 ($^{\circ}\text{K}$)

River Ace 60HのV形開先による熱影響部衝撃試験の結果を図9に示すが、これから T_1 , T_2 を読むと $T_1=313^{\circ}\text{K}$, $T_2=285^{\circ}\text{K}$, また $e_0=0.003$, $e_a=0.12$ である。

(2・18) 式より $e_{cr}=0.06$ が求まる。したがって許容限界歪 $\varepsilon=6.0/1.6=3.75\%$ となる。この値を図8に入れてみると口違い3mm, $\sigma_m=36.0\text{ kg/mm}^2$ の時、許容角変形量は数10mm以上となる。実際のタンクの施工においては角変形量を15mm以下にするようJLPAで決められているので施工上許容される範囲の角変形はクラックが存在しなければ脆性破壊の発生に対して全く問題とならないことが示された。

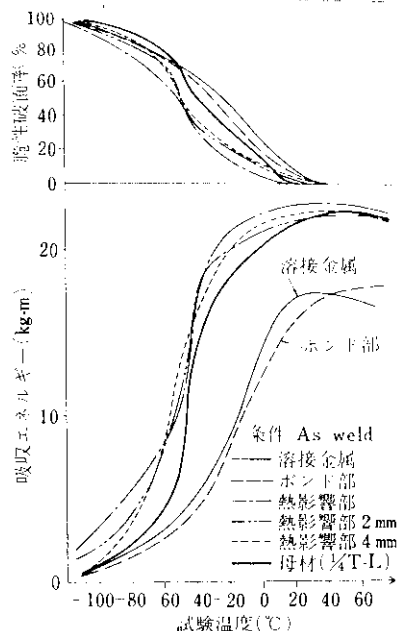


図 9 L型開先による熱影響部衝撃試験結果 (River Ace 60H)

同様に球形シェルの継手について計算した結果を平板継手の場合と比較して図10に示す。球面で計算した場合は平板継手の場合より歪量はかなり小さく計算される。この原因は、

- (1) 多軸引張りと1軸引張りの差 (N_ϕ)³⁾
- (2) (1)によって角変形部に生ずる溶接線方向の拘束力 (N_ϕ)³⁾ のためである。

したがって歪量の計算は平板継手の場合にモデル化して行ない限界歪との比較を行なえば安全側の判定が行なわれることになる。

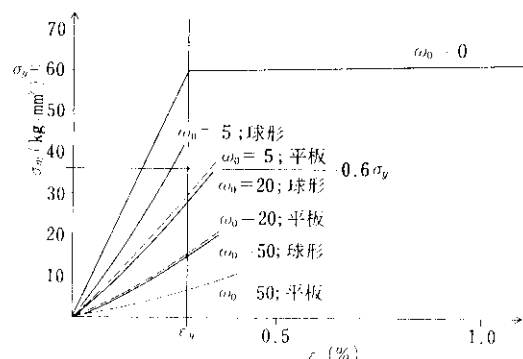


図 10 球形シェルの継手に角変形と口違いがある時の応力-歪線図
(平板継手の場合として比較, $t=27\text{mm}$, $d=3\text{mm}$, $\lambda_l l=5\text{mm}$)

3. 溶接部にクラック、角変形が存在する場合

3.1 脆性破壊発生条件

近年 K_{IC} (crack tip stress intensity factor) を用いて材料の脆性破壊発生条件を論ずる方法が一般的である。図11のように引張りと曲げの両方を受ける場合、 K_{IC} 値は単純引張りによる K_P 値と純粋曲げによる K_B 値の和と考えられる。したがって

$$K_{IC} = K_P + K_B \quad \dots\dots\dots (3.1)$$

板厚方向に非貫通の半楕円型表面切欠きがある場合、Irwin の理論式⁴⁾ が適用でき、弾純引張りによる K_P 値は

$$K_P = \left(\frac{1.2\pi}{\phi^2} \right)^{1/2} \cdot f(\gamma) \cdot \sigma_m \cdot l_1^{1/2} \quad \dots\dots\dots (3.2)$$

ただし

σ_m : 引張り応力 = 36.0 kg/mm²

l_1 : クラック深さ

また $f(\gamma)$ は有限板に対する修正係数で次式のとおりである。

$$f(\gamma) = \sqrt{-\frac{2}{\pi\gamma} \cdot \tan \frac{\pi\gamma}{2}} \quad \dots\dots\dots (3.3)$$

ϕ は楕円積分である。

$$\phi = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - \left(\frac{c^2 - t_1^2}{c^2} \right) \sin^2 \theta} d\theta \quad \dots\dots\dots (3.4)$$

ただし

$\gamma = t_1/t$

t : 板厚

c : クラック長さの 1/2

である。

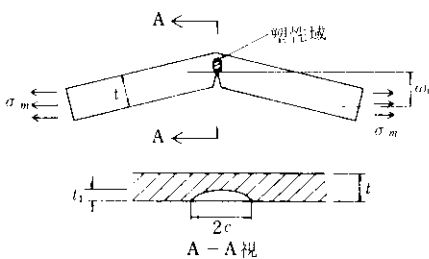


図 11 クラック付角変形

ここで ϕ は $t_1/c > 1$ の範囲では不成立である。したがって切欠きが深き方向に長軸を持つような楕円形状の時はこの理論の適用範囲外となる。 $t_1/c = 1$ の時は半円形切欠きとなる。

一方 K_B 値は大庭⁵⁾ が仮定した方法と同様の方法で次のように仮定する。

$$K_B = \left(\frac{1.2\pi}{\phi^2} \right)^{1/2} \times f(\gamma) \cdot \sigma_m \cdot \frac{6\omega_0}{t} \cdot \frac{Y_B}{Y_P} \cdot t_1^{1/2} \quad \dots\dots\dots (3.5)$$

ただし、

ω_0 : 角変形量

であり Y_P , Y_B は各々単純引張、純粋曲げの場合の補正係数で次式により与えられている。⁶⁾

$$\begin{aligned} Y_P &= 1.99 - 0.41\gamma + 18.70\gamma^2 \\ &\quad - 38.48\gamma^3 + 53.85\gamma^4 \\ Y_B &= 1.99 - 2.47\gamma + 12.97\gamma^2 \\ &\quad - 23.17\gamma^3 + 24.80\gamma^4 \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (3.6)$$

なおこの場合については目違いの影響は小さいと考えられるので無視している。

3.2 計算結果

当社製 River Ace 60H 鋼について、 K_{IC} 値と絶対温度の関係は図12のように与えられている⁷⁾。この図からわかるように温度 0° ~ 20°C 近辺では $K_{IC} = 700$ では脆性破壊の可能性が強い。限界の K_{IC} 値は材料のバラツキなどを考えれば単純に決定することはできないが、 $K_{IC} = 500$ を一応安全の限界と考えて、(3.1) ~ (3.6) 式に実際の数値を入れて計算し、脆性破壊発生条件となるクラックと角変形の関係およびクラック深さと長さとの関係を求めた。

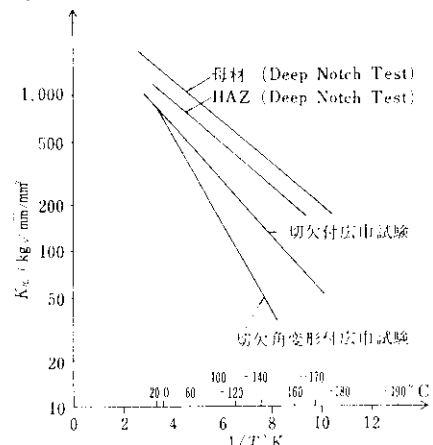


図 12 River Ace 60H 鋼溶接ボンド部の K_{IC} と絶対温度の関係

前章と同じく 1000 m³ プロパン用球形タンクに相当する数値を用いて計算した結果を図13, 図14に示す。図13には $K_{Ic}=700$ の場合も参考として記した。今図14において t_1/t が 0.6 を超えると Y_P, Y_B および $f(r)$ の値の誤差が大きくなるので計算の精度が落ちる。また, $c < t_1$ の範囲では, この理論の適用はできない。塑性変形が発生して図11のごとくクラック先端から板厚方向に塑性域が大きくなり亀裂の深さに対して無視できなくなった時(3.1)~(3.5)式は適用不能になってくる。図13, 図14によれば角変形が 10 mm より小さくなると, 許容されるクラックが長さ方向, 深さ方向にも急に大きくなる。すなわち角変形に対して精度を上げればクラックに対する安全度は急速に増すことになる。

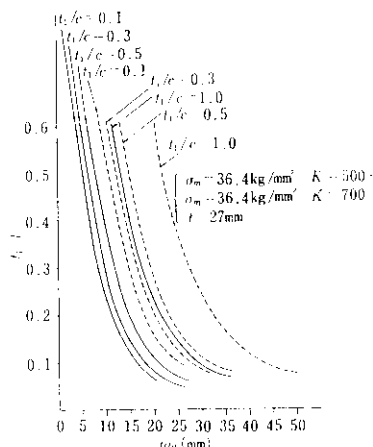


図13 角変形がクラックの脆性破壊発生条件に与える影響

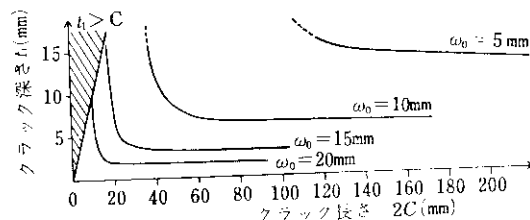


図14 脆性破壊発生条件となるクラックの深さと長さの関係
($K_{Ic}=500$, $\sigma_m=0.6\sigma_y$, $t=27$ mm)

一般的に K_{Ic} 値は材料に固有の数値であり(溶接棒の取合いなどによっては変化するが), 諸材料, 溶接方法を決定し, K_{Ic} 値と絶対温度の逆数との関係が得られておれば σ_m, t , 試験温度を設計条件から決定し, 角変形をパラメータにして図13, 図14を求め, 脆性破壊発生条件となるクラックの大きさが推定できる。またグラフより角変形の精度をどの程度まで上げるべきか見当をつけることができる。

4. まとめ

溶接構造の球形タンクにおいて溶接部に全くクラックが存在しない加工が行なわれ得るか, または完成後完全な探傷を行ない手直しをすることが可能ならば, 通常施工で発生し得る角変形量30~50mm というような大きな角変形も許容され, これが原因となって脆性破壊が発生することはないと考えられる。しかし現時点では全くクラックのない溶接施工は至難の技であり通常の施工では少なくとも5%程度の手直しを行なわざるを得ないのが実情である。また探傷方法も現在はX線探傷やマグナフラックス法が用いられているが, X線探傷ではX線方向と平行なクラックおよび開口がほとんど零のクラックは発見が難しく, またマグナフラックス法では表面傷および表面に近いクラックは発見できるが, 板厚内部にあるクラックは発見することができない。したがって実際の施工にあたっては探傷検査を注意深く行なわなければならないことはもちろんであるが, その上ある程度のクラックの存在を考慮して角変形量をできるだけ小さい値に押える努力を怠ることはできない。先頃 JLPA で角変形量を15mm 以内に押えるよう規定されたが, この数値は以上の考察より妥当である。

本報告を行なうにあたり東京大学金沢教授, 石川島播磨重工業株式会社矢田敏夫氏にはいろいろご指導をいただきましたことを厚くお礼申し上げます。また計算に当りましては当社機械計算課内田, 市原, 辻野, 南部諸君の協力を得ましたことを申し添えます。

参 考 文 献

- 1) 秋田好雄, 矢田敏夫: 造船協会論文集, 第 117 号
- 2) 秋田好雄, 前田豊生, 矢田敏夫: 造船協会論文集第 118 号
- 3) 矢田敏夫: 造船協会論文集, 第 119 号
- 4) G. R. Irwin: J. Appl. Mech., 84 (1962) 4
- 5) 大庭浩, 他: 日本造船協会論文集, 第 125 号
- 6) W.F. Brown, and J. E. Srawly: "Plane Strain Crack Toughness Testing of High Strength Metallic Materials" ASTM STP No. 410

