

討 13 超高張力鋼溶接継手のぜい性破壊の発生特性

三菱重工業株式会社 技術本部神戸研究所 ○工博 鈴木 和久
下山 仁一

1. ま え が き

高張力鋼を使用した溶接構造物のぜい性破壊の発生に関する問題は、最近における溶接技術上の重要問題として注目され各方面で活発な研究が進められている。特に使用される高張力鋼の強度が100 kg/mm²を越えた、いわゆる超高張力鋼となるとぜい性破壊発生に対する感受性はますます増大して、溶接構造物の設計製作上の深刻な問題となつている。

筆者らは数年来超高張力鋼を溶接構造物に広範囲に実用化するために、母材および溶接施工の面から種々改良検討を加え実用化してきたが、本文では

- (1) 100 kg/mm² 級調質超高張力鋼 (以下QT-100)
- (2) 130 kg/mm² 級超高張力MB鋼 (以下MB-130)
- (5) 200 kg/mm² 級析出硬化型超高張力鋼 (以下PH-200)

について実施したぜい性破壊の発生に関する一連の試験結果について述べる。

2. QT-100

2.1 供試材料

表1 QT-100の化学成分と機械的性質

鋼 種	板 厚 (mm)	化 学 成 分 (%)											機 械 的 性 質 (2)				
		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Cu	Ceq ⁽¹⁾	0.2% 耐力 ($\frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}$)	引張強さ ($\frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}$)	伸 び GL=50mm (%)	絞 り (%)	
A	20	0.16	0.39	1.02	0.014	0.014	1.04	0.65	0.50	0.07	0.15	0.63	108.8	113.4	15.0	46.9	
B	20	0.15	0.26	0.73	0.014	0.006	1.25	0.90	0.66	0.06	0.19	0.62	97.0	103.3	21.8	66.1	

注 (1) $C_{eq} = C + \frac{1}{24}Si + \frac{1}{6}Mn + \frac{1}{40}Ni + \frac{1}{5}Cr + \frac{1}{4}Mo + \frac{1}{14}V$
(2) 試験片 JIS 4号引張試験片

表2 QT-100の母材および溶接継手のVノッチシャルピー衝撃試験結果

鋼種	板厚 (mm)	ノッチ位置	σ_{E0} (kg/mm ²)	σ_{E-25} (kg/mm ²)	σ_{T-15} (°C)	σ_{T-25} (°C)
A	20	母材	3.1	2.1	-25	—
		溶接金属	6.8	4.3	-75	>0
		ボンド	9.2	2.5	-35	>0
B	20	母材	19.6	12.0	-90	-60
		ボンド	6.1	5.8	-100	-20

2.2 試験方法

2.2.1 降伏点の温度依存性

降伏点の対数と絶対温度の逆数の間には直線関係が成立し、次の(1)式で表わされる。

$$\sigma_y = \sigma_{0y} e^{\frac{\kappa_y}{T_k}} \quad \text{----- (1)}$$

ただし σ_{0y} , κ_y : 材料定数

T_k : 絶対温度 (K)

2.2.2 Deep notch test

ぜい性破壊発生時の塑性表面エネルギー S_i は次の(2), (3)式から求めることができる。

$$S_i = \frac{\pi [f(r) \sigma_0]^2 c}{2 E} \quad \text{----- (2)}$$

ただし

$$f(r) = \sqrt{\frac{2}{\pi r} \left(\tan \frac{\pi r}{2} + 0.1 \sin \pi r \right)} \quad \text{----- (3)}$$

$$r = \frac{c}{b}$$

E : ヤング率 (kg/mm²) c : 切欠き深さ (mm)
 σ_0 : 一様破断応力 (kg/mm²) $2b$: 試験片の幅 (mm)

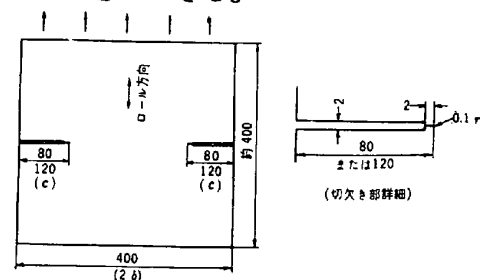


図1 Deep notch testの試験片形状

なお(2)式に示した S_i は切欠き断面応力が降伏点以下の場合に適用される。

このようにして求めた S_i の対数と絶対温度の逆数の間に直線関係があり、次の(4)式で表わされる。

$$S_i = S_{oi} \cdot e^{\frac{-2\kappa_i}{T_k}} \quad (4)$$

S_{oi} 、 $2\kappa_i$: 材料定数

T_k : 絶対温度 (K)

この S_i から無限板に長さ $2c$ のき裂が存在し、応力 σ が作用した場合のぜい性破壊の発生条件として Griffith-Orowan のエネルギー条件式である次の(5)式が適用される。

$$S_i = \frac{\pi \sigma^2 c}{2E} \quad (5)$$

いま、安全率を n とし、設計応力 $\sigma = \sigma_y / n$ とすると(1)~(4)式から、ぜい性破壊の発生温度 T_i (絶対温度 K) は次の(6)式で求めることができる。

$$\frac{2(\kappa_i + \kappa_y)}{e T_i} = n^2 \cdot \frac{1}{c} \cdot \frac{2E}{\pi} \cdot \frac{S_{oi}}{\sigma_{oy}^2} \quad (6)$$

また、低応力ぜい性破壊発生温度領域の突端の温度である Nose temperature (T_N) は次の(7)式で表わされる。

$$\frac{2(\kappa_i + \kappa_y)}{e T_N} = \frac{6}{b} \cdot \frac{2E}{\pi} \cdot \frac{S_{oi}}{\sigma_{oy}^2} \quad (7)$$

2.3 試験結果

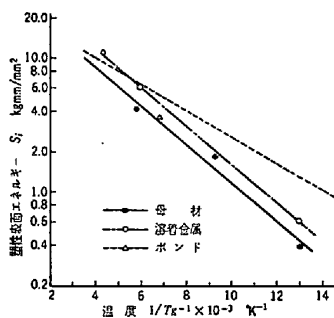


図2 A鋼の塑性表面エネルギーと絶対温度の関係

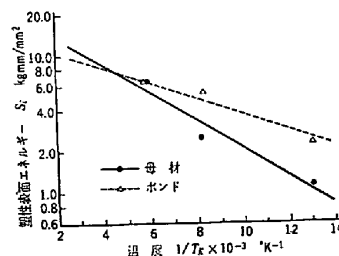


図3 B鋼の塑性表面エネルギーと絶対温度の関係

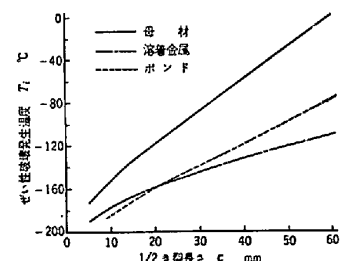


図4 A鋼のき裂長さとぜい性破壊発生温度との関係 ($\sigma = \sigma_y / 2.5$)

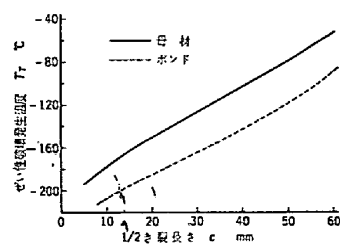


図5 B鋼のき裂長さとぜい性破壊発生温度との関係 ($\sigma = \sigma_y / 2.5$)

表3 QT-100の材料定数とぜい性破壊発生温度

鋼種	位置	材料定数					ぜい性破壊発生温度 (°C)	
		S_{oi}	$2\kappa_i$	σ_{oy}	k_p	T_N	$[T_i]_{c=10}$	$[T_i]_{c=40}$
A	母材	32.5	331.1	105.8	23.0	—	-152	-58
	溶接金属	45.0	333.4	71.2	39.0	50.6	-178	-132
	ボンド	25.4	226.0	91.1	39.3	—	-185	-119
B	母材	22.1	233.7	87.7	35.8	—	-177	-102
	ボンド	13.8	132.3	83.9	26.2	—	-207	-142

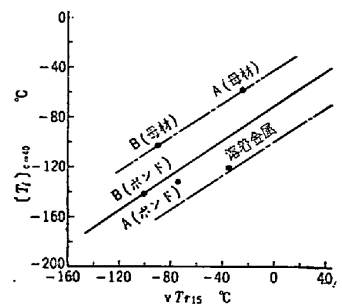


図6 QT-100の $[T_i]_{c=40}$ と vT_{r15} の関係

3. MB-130

3.1 供試材料

表4 MB-130の機械的性質

鋼種	板厚 (mm)	引張 試験片 (mm)	降伏点 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)
C	2	JIS 5号	116.0	135.9	9.4	—
D	40	JIS 4号	105.2	130.9	16.0	58.6

表5 MB-130の母材および溶着金属のVノッチシャルピー衝撃試験結果

鋼種	板厚 (mm)	試験片寸法 (mm)	ノッチ位置	σ_{E0} (kg/cm ²)	σ_{E-20} (kg/cm ²)	σ_{E-50} (kg/cm ²)	σ_{T+10} (°C)	σ_{T+20} (°C)
C	2	2×10×55	母材	8.6	9.2	8.0	—	—
			溶着金属	8.2	8.1	7.9	—	—
D	40	10×10×55	母材	11.0	7.2	5.7	<-70	-38

3.2 試験方法 (QT-100に同じ)

3.3 試験結果

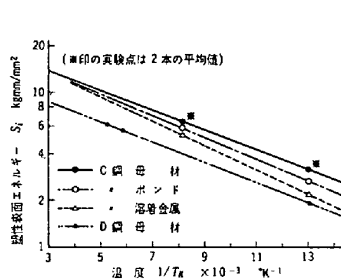


図7 MB-130の塑性表面エネルギーと絶対温度の関係

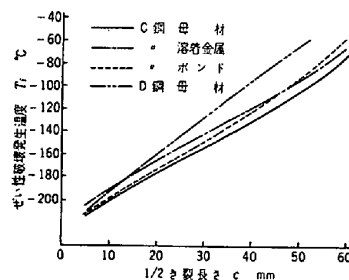
図8 MB-130のき裂長さとぜい性破壊発生温度の関係 ($\sigma = \sigma_y/2.5$)

表6 MB-130の材料定数とぜい性破壊発生温度

鋼種	種類	材料定数				ぜい性破壊発生温度 (°C)	
		$\sigma_{0.2}$	$2\sigma_s$	$\sigma_{0.01}$	k_y	$(T_d)_{c=10}$	$(T_d)_{c=40}$
C	母材	20.6	144.3	102.2	28.7	-201	-131
	溶着金属	23.9	184.5	—	—	-191	-119
	ボンド	22.1	162.0	—	—	-196	-122
D	母材	13.7	150.6	94.3	29.5	-191	-93

4. PH-200

4.1 供試材料

表7 PH-200の化学成分および機械的性質

鋼種	板厚 (mm)	母材の化学成分 (%)						種類 および 溶接法	熱処理	平滑引張試験				NASA切欠き 引張試験		衝撃試験
		C	Si	Mn	P	S	Ni			耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸び GL=50 (%)	破断位置	切欠き強さ (kg/mm ²)	切欠き 強さ比	
E	6	0.012	0.04	0.01	0.002	0.013	19.49	母材	820°C×1h→AC	189.5	191.0	3.5	—	99.4	0.51	1.7
		—	—	—	—	—	—	—	480°C×3h→AC	190.8	192.9	8.0	—	—	—	—
		Co	Mo	Ti	Al	Zr	B	溶接継手	溶接	—	183.6	—	母材	80.7	—	0.7
		8.74	4.75	0.70	0.11	0.015	0.009	TIG アーワ 溶接	820°C×1h→AC 480°C×3h→AC	189.4	—	—	母材	—	—	(溶着金属) 中央

4.2 試験方法

4.2.1 降伏点の温度依存性 (QT-100に同じ)

4.2.2 Deep notch test (QT-100に同じ)

4.2.3 小形圧力容器モデルの破壊試験

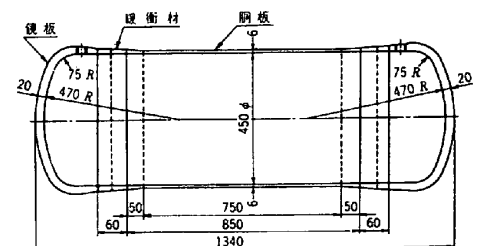


図9 PH-200の小形圧力容器モデル

4.3 試験結果

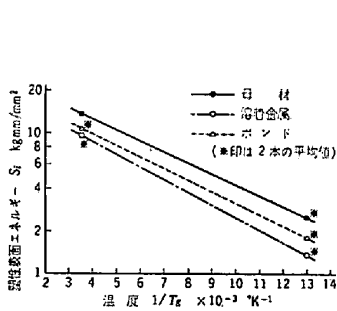


図10 E鋼の塑性表面エネルギーと絶対温度の関係

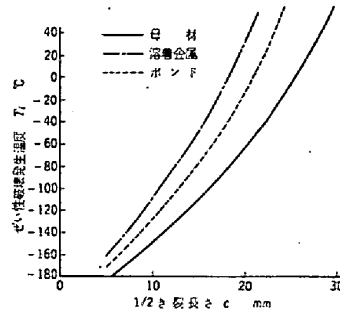
図11 E鋼のき裂長さぜい性破壊発生温度との関係
($\sigma = \sigma_y / 2.5$)

表8 PH-200の材料定数とぜい性破壊発生温度

鋼種	種類	材料定数					ぜい性破壊発生温度 (°C)
		$\sigma_{0.2}$	$2\sigma_s$	$\sigma_{0.01}$	$\sigma_{0.05}$	$\sigma_{0.1}$	
E	母材	24.6	175.0	178.2	19.3	—	-149
	溶接金属	19.4	203.6	—	—	—	-109
	ボンド	21.2	190.2	—	—	—	-127

表9 PH-200の小形压力容器モデルの破壊試験結果

モデル No.	割れ近傍厚 (mm)	内径 (mmφ)	破壊圧力 (kgf/cm ²)	破壊応力 (kgf/mm ²)	破壊位置	Deep notch test から求め た S_0 (kgmm/mm ²)	き裂長さ $2c$ (mm)
1	6.56	446.69	340	115.8	母材部	13.17	22.5
2	6.70	446.9	310	103.3	溶接部	10.75	23.1

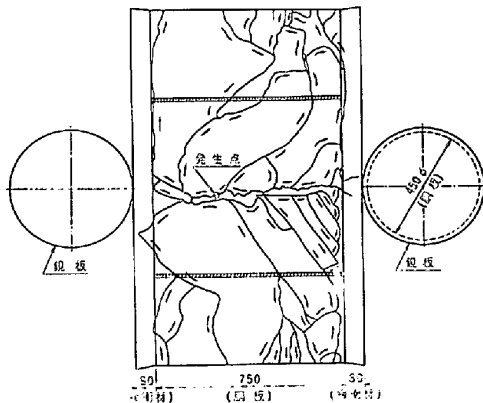


図12 No.1小形压力容器モデルの破壊状況

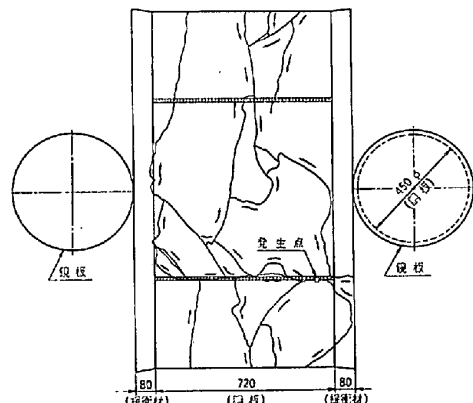


図13 No.2小形压力容器モデルの破壊状況

5. む す び

強度 100 kg/mm^2 以上の超高張力鋼を使用して安全な溶接構造物を設計・製作するにあたっては、これら超高張力鋼のぜい性破壊の発生に対する考慮が最も重要な問題の一つである。

筆者らは、まず第一段階として 100 kg/mm^2 級調質高張力鋼、 130 kg/mm^2 級超高張力 MB 鋼および 200 kg/mm^2 級析出硬化型超高張力鋼の母材ならびに溶接継手について Deep notch test を行ない、ぜい性破壊の発生特性を表わす基本的な性質をそれぞれ明らかにすることができた。また、 200 kg/mm^2 級析出硬化型超高張力鋼については、小形压力容器モデルの内圧による破壊試験を行ない、低応力ぜい性破壊を発生させ、この種超高張力鋼の压力容器のぜい性破壊を防止するための指針を得ることができた。

本研究で求めたぜい性破壊の発生に関するそれぞれの基本的な特性は、これら超高張力鋼の溶接構造物を設計・製作する場合の基礎資料となるものである。

終りにぜい性破壊発生の問題について、種々御指導いただいた東京大学工学部教授木原博博士、および特に Deep notch test について懇切な御指導を得た船舶技術研究所船体構造部池田一夫博士に深く感謝の意を表す。