(昭和 47 年 5 月日本造船学会春季講演会において講演)

溶接ボンド部表面切欠からの脆性破壊

——板厚効果および大型試験・小型試験の相関——

正員 伊 藤 悌 二* 正員 田 中 潔**
佐 藤 誠**

Effect of Plate Thickness on Brittle Fracture Initiation from Surface Notch in Weld Fusion Line
and Correlation between the results of large scale test and those of charpy test

by Teiji Ito, Member Kiyoshi Tanaka, Member Makoto Sato

Summary

The HT 80 steel welds have been investigated by means of welded and surface notched wide plate specimens. Effects of the plate thickness on the fracture characteristics were clarified through this series of experiments. Then, it was shown that the plane-strain stress intensity factor K_{IC} would be calculated with help of experimental formula, after K_C at onset of unstable crack growth was obtained. In this experiment, it has also been shown that the high tensile strength steels with large plate thickness will have considerably superior fracture characteristics.

Furthermore, investigations have been conducted to determine the correlation between K_{IC} and the results of standard Charpy impact test in the transition-temperature range to assist both the materials engineer and the structural designer. The results showed that the satisfactory correlations do exist between K_{IC} and the absorbed energy in Vee notch Charpy test for the weld fusion line of HT 60 and HT 80 steels. One of the correlations is shown in next equation.

$$\left(\frac{K_{IC}}{100}\right)^2 = 300 \left(\frac{\sqrt{E}}{\sigma_y}\right)$$

1 緒 言

産業の発展に伴い構造物はより巨大化し、鋼材に対する要求も、より厚手化、高強度化する趨勢にある。特に最近、貯槽や橋梁等に 60~80 kg/mm² 級の強度を持ち 40~100 mm 程度の板厚の鋼材が使われようとしているが、鉄鋼メーカー、施工者共にこの領域は経験が少なく、数多くの困難が予想される。中でも上記の如き厚手高張力鋼の破壊性能については、試験機能力等の制約から十分なデータがなく、早急な研究が望まれている。

著者らは、主に 80 kg/mm² 級高張力鋼 25 mm 厚の溶接継手について、その破壊性能に及ぼす角変形、目違い、切欠の大きさ、溶接残留応力の影響等について実験研究を行ない、既に報告している^{1,2)}。これらの報告にもある如く、溶接ボンド部に表面切欠を有する 80 kg/mm² 級高張力鋼継手は、常温近傍でも降伏点以下の破壊を発生する事があり、かつこの様な破壊現象も線型破壊力学で解析され得る。更に、この実験室的に起こされた低応力脆性破壊は、実際の圧力容器に生じた脆性破壊発生事故例に良く類似しており、かつその事故例を定量的に説明し得る。この事は、諸研究者^{3,4,5)}並びに著者らが採用している実験手法および解析方法が、少なくとも 80 kg/mm² 級高張力鋼溶接部程度の脆性材料については意義のあるものであることを示していよう。

以上の如き情勢のもとに、今回厚手高張力鋼溶接継手について、実際構造物に存在する様な表面切欠、角変形並びに目違いを付した広幅引張試験を行ない、溶接部からの破壊に及ぼす板厚の効果を求め、この試験結果と、従

* 新日本製鉄(株)製品技術研究所

** 新日本製鉄(株)八幡製鉄所 技術研究所

来のデータをあわせて、小型試験結果と大型試験結果との相関性をも調査した。ここで、小型試験としてはシャルピー試験を採用している。研究的立場からは小型 K_C 試験や、COD 試験が望ましいと言えるが、今回は工学的立場からのみの検討にとどめた。

2 実験および解析手法

本実験において使用した広幅引張試験片の形状を Fig. 1 に示した。この試験片は、実際構造物中に存在する様な角変形および目違い（くい違い）を有し、かつ荷重軸からの変位によつて生ずる曲げモーメントによる応力が引張になる面に、溶接欠陥状の表面切欠を有するもので、表面切欠先端は溶接ボンド部に位置する様に加工される。引張試験は 1200 t あるいは 3000 t 容量の横型テストリグにより、また試験片冷却にはドライアイスとアルコールの組合せあるいはドライアイスと液体窒素の組合せが使用される。試験後、破面観察の後に、試験片を切断し表面切欠の位置および破壊の伝播経路を調査した。切欠先端が初期の目的通りでない場合、その試験片によるデータは採用しなかつた。データを採用されなかつた試験片は、全試験片の 25% 程度である。

Fig. 1 Welded and surface notched wide tension specimen

第 1 図の如き試験片による引張試験結果に、既報^{1,2)}に示した K 値の近似式を適用した。現在の破壊研究の趨勢を見ると、COD あるいはそれに準ずるクライテリオンに多くの期待が寄せられている様であるが、将来はともかく現在では、Fig. 1 の如き諸因子の混在する試験片に対して同クライテリオンを適用することには困難が多い。また前節に述べた様に、現実に実験結果を説明できるのであるから、既報の手法を今回も使用することに大きな問題はないと考える。既報の K 値の近似式は以下の如くである。

- 1) 切欠長さが $15t$ (t は板厚) 程度までの切欠に対しての K 値

$$K = f(C/B) \frac{t_1}{t} \sigma \sqrt{\pi C} + 6 Y_B \cdot \frac{f(C/B)}{f(t_1/t)} \cdot \frac{t_1}{t} \cdot \frac{e\kappa_e + d\kappa_d}{t} \cdot \sigma \sqrt{C} \quad (1)$$

- 2) 非常に長い切欠に対しての K 値

$$K = f(t_1/t) \sigma \sqrt{\pi t_1} + 6 Y_B \frac{e\kappa_e + d\kappa_d}{t} \sigma \sqrt{t_1} \quad (2)$$

- 3) 欠陥のない溶接止端部に対しての K 値

(2) 式の t_1 として“相当切欠深さ t_1'' ”を使用する。 $(t_1''$ は溶接法により異なるが 0.3~1.5 mm 程度であることが実験から求められた。)

以上の式において、

$$\begin{aligned} f(C/B) &= \sqrt{\frac{2B}{\pi C} \tan \frac{\pi C}{2B}}, \quad f(t_1/t) = \sqrt{\frac{2t}{\pi t_1} \tan \frac{\pi t_1}{2t}} \\ Y_B &= 1.99 - 2.47 \left(\frac{t_1}{t} \right) + 12.97 \left(\frac{t_1}{t} \right)^2 - 23.17 \left(\frac{t_1}{t} \right)^3 + 24.80 \left(\frac{t_1}{t} \right)^4 \\ \kappa_e &= \frac{1}{2} \frac{\tanh m/2}{m/2} \quad (\text{試験片剛接の場合})^{(6)} \\ \kappa_d &= \frac{\sinh \lambda m \{ \cosh(1-\lambda)m - \lambda \}}{\lambda(1-\lambda)m \cosh m} \quad (\text{同上})^{(6)} \\ m &= \sqrt{3(1-\nu^2)} \frac{\sigma}{E} \cdot \frac{l}{t} \end{aligned}$$

σ ; 平均応力, C ; 表面切欠長さの 1/2, B ; 試験片半巾
 t_1 ; 表面切欠深さ, t ; 板厚, e ; l をスパンとしての角変形量
 d ; 目違い, l ; 初期変形のある範囲, E ; ヤング率
 ν ; ポアソン比, λ ; l に対する目違い部長さの比率
 κ_e, κ_d ; 角変形および目違いに対する形状係数⁽⁶⁾

3 破壊靱性に及ぼす板厚の効果

3.1 供試鋼材および溶接条件

T-1 タイプの 80 kg/mm² 級高張力鋼, 板厚 25 mm から 75 mm の材料 4 種類について実験を行なった。供試鋼板の化学成分, 機械的性質を Table 1 に, 溶接条件を Table 2 に示す。溶接条件の選定に際して, ボンド部の冷却時間を等しくして, 同程度の性質のボンド部を得る様に, 稲垣⁷⁾の式を使用した。

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties of the steels used in the investigation on the thickness effect

Steel name	Thickness (mm)	Chemical composition (%)											Yield point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation L/D=354 (%)	2mmV Charpy -15°C (kg-m)
		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Ceq				
WEL-TEN-80	25	0.11	0.24	0.82	0.014	0.005	0.27	0.95	0.51	0.44	0.04	0.50	76.0	81.0	25.0	20.3
	36	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	78.0	84.0	22.0	18.3
	50	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	77.0	83.0	25.0	15.0
	75	0.13	0.26	0.85	0.007	0.006	0.26	1.20	0.53	0.43	0.04	0.53	78.8	85.6	24.2	18.5

$$* Ceq = C + Si/24 + Mn/6 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$$

Table 2 Welding condition adopted in the investigation on the thickness effect

Groove	t (mm)	α (deg)	β (deg)	d ₁ (mm)	d ₂ (mm)	r (mm)	IP P.H. (°C)	Current (A)	Voltage (V)	Speed (mm/min)	Heat input (kJ/cm)	800→500°C (sec)
	25	60	70	12	7	6	100	550	3.0	300	3.3	19
	36	60	70	17	13	6	-	660	3.4	300	4.5	-
	50	60	70	25	19	6	-	660	3.4	285	4.7	-
	75	50	60	43	26	6	-	660	3.4	285	4.7	-

* Interpass and Pre-heat temperature

Fig. 2 にレ型開先に溶接を行つた場合のボンド部の 2mmV シャルピー試験結果を示す。同図より明らかな如く, 実験に供された溶接ボンド部はほぼ等しい性質のものであり, 広幅試験での結果に材質の因子は混入しないと考えて良いであろう。

3.2 広幅引張試験結果および解析結果

Fig. 3 に広幅引張試験結果を示す。図中の記号は前述した諸欠陥の大きさを表わしている。この図において, 切欠の大きさは板厚の違いに応じて変化させるようにした ($t_1=0.2t$) が, 加工の都合から 75 mm 材については多少異なつてしまつた。また角変形は, 溶接により生じたものをそのまま採用したので, 系統的には変化させ得なかつた。この為, この図から板厚の影響を読みとることは難しい。但し 50 mm 材と 75 mm 材とを比較すると, 後者は前者とほぼ同じ大きさの表面切欠を有し, 板厚, 角変形量および目違い量は前者より大きくなつてゐるのに, 各温度でより高い破壊応力を示している。これは, 切欠の大きさ, 角変形や目違い量だけで破壊応力が決まるものでないこと, また, これら欠陥の量が同程度の場合, 板厚が大きくなることにより破壊応力が高まり得る事を示している。

破面遷移挙動を見ると, 今回の実験での板厚の変化程度では, 板厚が破面率に及ぼす影響は余り大きくない事がわかる。又, シャルピー試験の破面遷移挙動とも, 比較的良い一致を示している。破面遷移には三軸応力度や歪速度が影響を与えるが, シャルピー試験の場合, 小試験片である事による三軸応力度の小さい事と, 歪速度の大きい事とが相殺し合つて, 広幅試験での破面遷移と同様の傾向を示したものと考えられる。

Fig. 3 の実験結果に (1) 式を適用し, K_C 値 (クリティカル ストレス インテンシティ ファクター)

Fig. 2 Result of 2mm V Charpy test on the fusion line of the HT 80 weld used in the investigation on the thickness effect

Fig. 3 Results of the welded and surface notched wide tension test on the HT 80 steels with thickness from 25 mm to 75 mm

の逆数との間には直線関係が成り立つということが示されている。今回の4種の板厚の材料は、板厚の効果によって、4本の直線によつて層別されている。これらから、板厚が K_C 直線に与える影響を見ることができる。まず 25 mm 材と 36 mm 材とを比較すると、両直線間には大きな違いのある事がわかる。しかし、36 mm 以上の板厚の場合、板厚が増すにつれて K_C 値は低下する傾向にあるが、その変化量はごく僅かで、ほとんど同一の直線で表現して良いように思われる。即ち、HT 80 で板厚 36 mm 以上の場合には、平面歪状態が得られている

Fig. 4 Relation between K_C and inverse of the absolute temperature, showing the thickness effect on the K_C values

を求め、Fig. 4 に示した。この図には、既報に述べた如く、同一の材料についての諸実験結果は (1) 式によつて統一的にまとめられ、その材料の K_C と絶対温度の逆数との間には直線関係が成り立つということが示されている。今回の4種の板厚の材料は、板厚の効果によって、4本の直線によつて層別されている。これらから、板厚が K_C 直線に与える影響を見ることができる。まず 25 mm 材と 36 mm 材とを比較すると、両直線間には大きな違いのある事がわかる。しかし、36 mm 以上の板厚の場合、板厚が増すにつれて K_C 値は低下する傾向にあるが、その変化量はごく僅かで、ほとんど同一の直線で表現して良いように思われる。即ち、HT 80 で板厚 36 mm 以上の場合には、平面歪状態が得られているものと考えられる。なお、この平面歪状態と考えられる領域においても、多少の板厚効果が認められるわけであるが、この現象は池田等の報告⁸⁾ にもあり、興味深い。

3.3 溶接止端部の破壊発生応力の推定

板厚効果をより具体的に見うるよう、上記と同一の継手について、特に大きな表面切欠がなく、角変形と目違いだけが存在する溶接止端部からの破壊応力曲線を、先に示した (2) 式によつて推定した。ここで、溶接止端部の“相当切欠深さ”を 1.0 mm と仮定し、角変形量と目違い量は板厚が増しても大きくなるとした。結果を Fig. 5 に示す。この図から、諸欠陥の大きさに変化しないとき、36 mm 程度の板厚までは、板厚が増すと板厚効果

Fig. 5 Results of the calculation on the fracture stress in case where 15 mm of angular distortion, 3 mm of offset and 1 mm of equivalent notch depth in weld toe were presumed in the same welded joints as shown in Tables 1 and 2

により破壊応力は低下する事、それ以上の板厚では、板厚が増すにつれて破壊応力は高まる事がわかる。これは角変形や目違いによつて生じる曲げモーメントの為、溶接止端部には平均応力の他、 M/Z (M ; 曲げモーメント、 Z ; 断面係数) の応力がかかるが、この応力増分は $(\epsilon\kappa_e + d\kappa_d)/t$ に比例し、板厚が増すとこれが小さくなる為

である。

3.4 K_C 値と板厚との関係

以上においては、材質的に同一とみなせる溶接ボンド部について板厚効果を見てきたが、この様な実験を数多く行なう事は経済上許されず、できれば従来得られているデータをも使用して板厚効果を決定したい。そこで、既の実験している Table 3 の鋼材についての表面切欠広幅試験結果を Table 4 にまとめ、これらのデータも使用して板厚効果を検討した。

Table 3 の各種鋼材のボンド部材質は種々様々であり、前述の実験の如く K_C 直線を単純に比較することはできない。そこで本報告では、各ボンド部のシャルピー試験吸収エネルギーあるいは破面率が、ある一定の値になる温度での K_C 値を採用した。Fig. 6 は、 vT_{R35} での K_C 値、および vT_{R8} での K_C 値と、鋼材板厚との関係をプロットしたもので、 K_C 値に及ぼす板厚の効果を示している。この図から、前述と同様に、板厚 40 mm 以

Table 3 Steels used in the investigation with the welded and surface notched wide plate tension specimens

Steel name	Plate thickness	Chemical composition (%)											Yield point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation L/D=3.55 (%)	2V-Charpy energy (kg-m)	
	(mm)	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	C _{eq} *					
1 WELTEN 80	25	0.11	0.24	0.82	0.014	0.005	0.27	0.95	0.51	0.44	0.04	0.0013B	0.50	76.0	81.0	25	20.3at-15°C
2 "	36	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	78.0	84.0	22	18.3 "
3 "	50	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	77.0	83.0	25	15.0 "
4 "	75	0.13	0.26	0.85	0.007	0.006	0.26	1.20	0.53	0.43	0.04	0.001B	0.53	78.8	85.6	24.2	18.5 "
5 "	36	0.13	0.23	0.84	0.004	0.004	0.26	1.15	0.50	0.40	0.04	0.0007B	0.51	80.0	85.0	22	18.8 "
6 "	34	0.10	0.25	0.87	0.006	0.005	0.23	1.04	0.51	0.37	0.03	0.001B	0.48	74.0	82.0	26	27.2 "
7 "	50	0.11	0.26	0.84	0.016	0.007	0.27	0.95	0.54	0.43	0.05	"	0.51	79.0	83.6	24	19.5 "
8 WELTEN 80C	25	0.13	0.30	0.94	0.021	0.006	0.30	0.04	0.79	0.44	0.04	"	0.59	79.3	86.1	21.6	16.2at-50°C
9 "	36	0.11	0.27	0.88	0.013	0.005	0.26	"	0.76	0.42	0.04	0.001B	0.53	78.0	85.0	22	16.0at-10°C
10 WELTEN 80S	25	0.08	0.51	1.25	0.010	0.007	"	0.92	1.05	0.52	0.04	0.02Ti	0.69	84.0	89.0	22	11.5at-15°C
11 WELTEN 62	28	0.13	0.47	1.02	0.014	0.008	"	0.23	0.03	0.15	0.03	"	0.37	59.0	69.0	28	14.2at-40°C
12 WELTEN 60	32	0.12	0.43	1.09	0.014	0.006	0.03	0.01	0.17	"	0.06	"	0.36	57.0	67.0	25	18.0at 0°C

$$* Ceq = C + Si/24 + Mn/6 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$$

Table 4 Results of the Charpy Vee test and welded-surface-notched-wide-plate-test on various kind of high tensile strength steels shown in Table 3

Steel name	Plate thickness (mm)	Welding method*	Heat input (kJ/cm)	Characteristics of weld fusion line								
				vT_{R35} (°C)	vT_{R8} (°C)	vE_C (kg-m)	vE_{40} (kg-m)	vE_{shelf} (kg-m)	K_C at vT_{R35} ($\frac{kg}{mm^{1.5}}$)	K_C at vT_{R8} ($\frac{kg}{mm^{1.5}}$)	K_C at 0°C ($\frac{kg}{mm^{1.5}}$)	K_C at -40°C ($\frac{kg}{mm^{1.5}}$)
1 WELTEN 80	25	M.A.	35	-70	-18	10.0	6.3	15	510	790	880	690
		"	70	+20	+45	3.8	2.0	11	500	600	450	330
		S.A.	33	-32	0	8.1	4.3	14	650	750	760	600
2 WELTEN 80	36	M.A.	35	-50	-9	9.2	5.6	14	360	510	550	390
		"	70	-6	+20	4.2	2.5	11	310	400	320	200
		S.A.	45	-40	-18	8.4	4.3	13	440	530	610	440
3 WELTEN 80	50	M.A.	35	-36	-19	9.2	4.4	15	410	480	520	400
		"	70	-6	+23	5.1	2.9	10	280	390	300	180
		S.A.	47	-30	-8	8.0	4.0	13	440	540	550	400
4 WELTEN 80	75	S.A.	47	-39	-10	8.0	4.7	12	400	500	530	380
5 WELTEN 80	36	S.A.	48	-15	+19	6.1	3.2	11	480	540	510	420
6 WELTEN 80	34	S.A.	50	+8	+36	4.6	1.2	11	610	780	640	530
7 WELTEN 80	50	S.A.	46	-15	+3	5.8	3.4	10	480	530	530	410
8 WELTEN 80C	25	M.A.	35	-26	+10	7.2	3.6	13	520	620	590	490
"	"	"	70	+29	+55	2.8	1.3	12	480	590	350	210
9 WELTEN 80C	35	M.A.	70	+3	+38	4.5	2.4	14	320	440	330	220
10 WELTEN 80S	25	M.A.	70	-15	+17	6.0	3.0	14	540	640	600	450
11 WELTEN 62	28	M.A.	70	-2	+15	5.0	2.7	17	590	640	600	460
12 WELTEN 60	32	M.A.	70	-6	+6	5.0	2.5	17	570	610	600	450

* M.A.; Covered arc welding, S.A.; Submerged arc welding

Fig. 6 Relation between plate thickness and K_C value at the temperature of Charpy 50% shear fracture (a), and relation between plate thickness and K_C value at the temperature of Charpy 35 ft-lb absorbed energy (b)

下では板厚効果が大きく、それ以上ではほとんど板厚効果がないことがわかる。一方興味深いこととして、溶接法の違いによる K_C 値の差があげられる。潜弧溶接の場合には、手溶接よりも高い K_C 値となつている。材質的な差は両者のボンド部になから、水素とか、溶接残留応力とかの違いによるものと考えられない。現在の所、この事実についての検討はしていないが、一応、差の原因を溶接残留応力によるものと考えている。今回使用した手溶接の条件は、全て立向上進でウィービングをしているので、溶接線と直角方向の残留応力が潜弧溶接の場合より高くなつたものと考えられる。そこで、潜弧溶接の場合の傾向を基本になるものと考え、 K_{IC} (平面歪状態における K_C 値) と、実験で求まる K_C 値との関係を求めた。

$$K_{IC} = (K_C + K_{R.S.}) / F(t) \quad (3)$$

$$\text{ただし} \quad F(t) = \begin{cases} 1 + 0.043(40 - t) & t \leq 40 \\ 1.0 & t > 40 \end{cases}$$

$$K_{R.S.} = \begin{cases} 0 & \text{潜弧溶接継手} \\ 120 \text{ kg/mm}^{1.5} & \text{手溶接継手} \end{cases}$$

材質定数 (ある温度におけるもの) は K_C ではなくて K_{IC} であるから、小型試験結果と比較するには、大型試験結果を K_{IC} に換算してから行なうべきであろう。

4 広幅試験から求めた K_{IC} 値とシャルピー試験結果との相関

4.1 各種鋼材についての試験結果

Table 3 に示した HT 60 および HT 80 の溶接継手ボンド部について、Fig. 1 に示した角変形つき表面切欠試験を行ない、結果を Table 4 に示した。

この中から特に目立つた現象をとり出し、Fig. 7 および Fig. 8 に示した。Fig. 7 はボンド部 K_C に及ぼす鋼材中の Ni 量の影響を示している。板厚、溶接入熱量や実験条件などは、ほとんど差がない様になっている。鋼材 Ni 量が 0.95% から 1.15% に変化しただけでは、ボンド部 K_C 値に大きな変化がないといえる。又、Fig. 8 には、 K_C 値に及ぼす鋼材炭素当量の影響をとり出した。ここでも、炭素当量以外の因子は結論に影響ない範囲でしか変化させていない。この図から、鋼材炭素当量が大きくなるにつれ、ボンド部の K_C 値が低まる事、 $C_{eq} = 0.69\%$ の鋼材 10 は比較的高い K_C を有すること、がわかる。鋼材 10 は特に大入熱溶接用に開発され、溶接熱影響部が下部ペーナイトおよびマルテンサイトになつて優れた靱性を確保する様に成分設計されているので、これを例外とすると、 C_{eq} が 0.33% から 0.59% に変化することによる K_C 値の変化は特に興味深い現象といえる。2mmV シャルピー試験において、これら鋼材のボンド部は吸収エネルギー約 3 kg-m ないし 6 kg-m で、余り大きな差は示しておらず、上記 K_C 値の変化を吸収エネルギーだけで説明することは難しい。著者らは、この様な現象を示した理由として、ボンド部延性の差を考えている。炭素当量が低い鋼材では熱影響部の

Fig. 7 Relation between K_C values and reciprocal of absolute temperature, showing the effect of Ni content in steels on the K_C value of the weld fusion line of the steels

Fig. 8 Relation between K_C values and reciprocal of absolute temperature, showing the effect of carbon equivalent of the steel on the K_C value of the weld fusion line (Weld heat input ; 70 KJ/cm, Manual arc welding)

シャルピー吸収エネルギーは低くとも、一般に静的引張試験では高い延性を示す。通常の切欠付広幅引張試験では、このような静的引張試験での挙動と同様な傾向も表われ得るのではないかと考えられる。

いずれにしても、炭素当量の低い鋼材が、そのボンド部シャルピー吸収エネルギーの割には高い K_C 値を有することが確かであれば、このような靱性的な面と溶接割れ性とを共に考慮に入れるなら、高張力鋼の低炭素当量化は望ましい方向と言えよう。

4.2 K_C 値とシャルピー吸収エネルギーとの相関

Table 4 に示した、各種鋼材ボンド部についてのデータを使用し、ボンド部の K_C 値と、同一ボンド部についての 2 mm V シャルピー吸収エネルギーとの関係を、Fig. 9 に整理した。この図から、全体を見るならば両者に良い相関関係はない事、しかし、ある板厚についてのデータだけを見るならば相関性はより増す様であること、がわかる。25 mm 厚についてのデータは、この図の相関関係の上側にあり、この板厚だけについて見るならば、比較的良好な相関性があるようである。従つて、全体としてバラツキが大きいのは、板厚効果を考慮に入れてない為であると言える。また、この図で、HT 60 のデータは板厚のわりには高目の K_C 値を有している様であり、先に述べた事と一致している。

前章で述べた如く、材質を表わす数値は K_C 値でなく、 K_{IC} 値であると考えるべきであろう。そこで、各試験結果から、(3) 式によつて K_{IC} 値を計算し、 K_{IC} 値とシャルピー試験結果との関係を求め、Fig. 10, Fig. 11 に示した。Fig. 10 は K_{IC} 値とシャルピー試験吸収エネルギーの関係を示すものである。この図には Rolfe らの実験結果 (9) をも示したが、彼らの求めた相関関係と今回の実験結果は、比較的良好な一致を示している。すなわち、彼らの求めた K_{IC} 値とシャルピー吸収エネルギーとの相関関係は、Relfe らが供試した HY 100~HY 250 の母材だけでなく、HT 80 の溶接ボンド部にも、無理なく使用できそうであることがわかる。しかし、HT 60 のデータはこの関係図の中でも高目の位置にあり、吸収エネルギーだけでは K_{IC} との相関性を論じ得ないことを推察させる。そこで、先に述べたボンド部延性を一因子として考えるべきで

Fig. 9 Correlation between K_C value and V-notch Charpy absorbed energy in HT 60 and HT 80 steel weld fusion line

Fig. 10 Correlation between K_{IC} value and V-notch Charpy absorbed energy in HT 60 and HT 80 steel weld fusion line, where K_{IC} values were calculated by means of eq. (3)

焼入性を有するのが普通であり、焼入性の高い鋼材は溶接熱影響部の硬さも高く、延性が低くなるのが通常だからである。この様な立場から得られた図が Fig. 11 である。この図には、Fig. 10 や Fig. 11 よりよい相関性があり、 K_{IC} は次の式によつて示され得る。

$$\left(\frac{K_{IC}}{100}\right)^2 = 300 \left(\frac{vE}{\sigma_y}\right) \quad (4)$$

この式によつて溶接ボンド部の K_{IC} 値を推定する場合、必要なデータはボンド部についての 2 mm V シャルビー試験と、母材降伏点あるいはボンド部耐力のみであり、実用的には何らの困難もない。又、40 mm 以下の板厚の場合、(3) 式によればその板厚での K_C 値を推定する事もできる。より基礎的で、簡便な小型試験が工業的小型試験として行きわたるまでの間、以上に示した様な考え方で K_{IC} 又は K_C 値を推定し、安全設計に役立てる事は、重要な事であろう。

さて、本報告でまず問題にした、厚手高張力鋼の場合にはどの程度の吸収エネルギーが必要になるであろうか。例えば 75 mm の材料で、目違いが 7.5 mm、角変形が 23 mm (1,000 mm をスパンとして)、応力が 46.6 kg/mm² の場合で、深さ 15 mm、長さ 80 mm の表面切欠が存在し (以上で K 値は約 260 kg/mm^{1.5})、かつ大きな残留応力が付加された場合を仮定し、450 kg/mm^{1.5} の K_{IC} を必要とすると、降伏点 70 kg/mm² のとき必要吸収エネルギーは (4) 式によつて 4.7 kg-m となる。2 mm V シャルビー試験で 4.7 kg-m となる温度が、そのボンド部の使用可能最低温度ということになる。但し、上記の如き大きな諸欠陥を仮定する必要は、実際上ないであろう。

5 結 論

60 ないし 80 kg/mm² 級高張力鋼溶接継手について、表面切欠付広幅引張試験を各種行ない、溶接ボンド部の破壊発生特性に及ぼす板厚の効果を実験的に求めた。この結果を利用して、平面歪状態でない場合の K_C 値から平面歪状態における K_{IC} 値を推定し、この K_{IC} が材質を示すものであると考え、 K_{IC} とシャルビー試験結果との関連性を調べた。

(1) 板厚が 40 mm 程度以下のとき、破壊発生 K_C 値に及ぼす板厚の効果はかなり大きい。しかし、40

Fig. 11 Correlation between K_{IC} and V-notch Charpy absorbed energy in the range of transition temperature of the HT 60 and HT 80 steel weld fusion line

あるが、ここでは実用的立場から母材降伏点を採用した。一般鋼材では、母材降伏点の高いものは高い

mm 以上の板厚の場合、板厚が増しても K_C 値は余り低下しない。40 mm 以上での板厚効果を無視して、40 mm 以下の板厚の場合の K_C と平面歪状態における K_{IC} との関係を求め、次の実験式を得た。

$$K_{IC} = (K_C + K_{R.S.}) / \{1 + 0.043(40 - t)\}$$

(2) 実験結果をもとにして、角変形量、目違い量、溶接止端部の相当切欠深さ等が一定の場合における、溶接継手の破壊性能を推定し、板厚が大きくなるだけで破壊し易くなるということはないと推察した。推定結果と追加試験の結果⁽¹⁰⁾とは、ほぼ合致した。

(3) 各種高張力鋼溶接ボンド部の K_{IC} 値と、同じボンド部の 2 mm V シャルピー試験結果 $\sqrt{E}$ との間に、かなり良い相関性があり、次の式で示される。

$$\left(\frac{K_{IC}}{100}\right)^2 = 300 \left(\frac{\sqrt{E}}{\sigma_y}\right)$$

(4) 溶接ボンド部の K_C 値に及ぼす鋼材炭素当量の影響は、ボンド部の 2 mm V シャルピー試験だけから推定されるよりかなり高い。又、T-1 タイプ鋼材で Ni 量が 0.95% から 1.15% に変化しても、ボンド部 K_C 値に大きな変化はなかった。

参 考 文 献

- 1) 伊藤，田中：“溶接ボンド部表面切欠からの脆性破壊発生に関する一考察”造船学会論文集 No.128 (1970) p.405~413
- 2) 伊藤，田中：“溶接ボンド部表面切欠からの破壊に及ぼす諸因子の影響”造船学会論文集 No.129 (1971) p.179
- 3) 木原，金沢，大庭，須清，南方，山本：“切欠，角変形，残留応力が高張力鋼溶接継手の脆性破壊発生特性に及ぼす影響（第1報）”日本造船学会論文集 第125号 (1969)
- 4) 同上“（第2報）”，日本造船学会論文集 第126号 (1969)
- 5) T.Kanazawa, S.Kanazawa, K.Minami, N.Taniguchi and N.Kataya: “On Brittle Fracture Initiation of High Strength Steel Welded Joint ; The 1st International Symposium of the Japan Welding Society.” Doc No. III B-5 (1971)
- 6) 矢田：“溶接構造物に発生する脆性破壊の研究（第3報）”，日本造船協会論文集 第119号 (1966)
- 7) 稲垣：“高張力鋼および低温用鋼の溶接熱サイクルの制御について”，1966年5月
- 8) 池田，薦田，中山，広松：“極厚板の脆性破壊発生および停止性能に関する板厚効果について”，溶接学会全国大会講演概要，第9集 (1971) p.1
- 9) J.M.Barsom and S.T.Rolfe: “Correlations Between K_{IC} and Charpy V-Notch Test Results in the Transition-Temperature Range” ASTM STP 466 (1970) p.281~302
- 10) 日本鋼構造協会の実験の1部，近日発表予定