(昭和 37 年 5 月造船協会春季講演会において講演)

クラッド鋼の靱性に関する研究 (第 3 報)

正員 木 原 博*

守 田 貞 義**

伊 藤 悌 二**

金 森 政 雄***

正員 中 島 正 樹***

正員 東 後 一 忠***

Study on Notch Toughness of Clad Steel (3rd Report)

By Hiroshi Kihara, *Member* Sadayoshi Morita, Teiji Ito, Masao Kanamori
Masaki Nakajima, *Member* Kazutada Tōgo, *Member*

Summary

The notch toughness of clad steels with various clad arrangements were studied previously, and it was clarified that the sandwich type clad steel with stainless steel at the center had the highest toughness as reported in the 1st and 2nd papers.

In this paper, the effect of clad ratio, properties of base metal and plate thickness on the notch toughness of the sandwich type clad steel were investigated.

The results obtained are as follows.

- 1) The toughness of clad steel is improved in accordance with increase of clad ratio.
Increase of thickness of clad metal makes higher crack initiation energy level and critical propagation stress, while reduction of thickness of base metal lowers various transition temperatures.
- 2) The effect of properties of base metal on the toughness of clad steel is remarkable.
Quenched and tempered clad steel of which base metal is HY-80 shows extremely lower transition temperatures than as-rolled clad steel of which base metal is mild steel. In this case, however, it is necessary to use low carbon stainless steel, hardly embrittled by heat treatment, as clad metal.
- 3) Various transition temperatures of clad steels with the same clad ratio tend to rise in accordance with increase of total plate thickness.
- 4) Comparatively close correlation exists between the arresting temperature by Double Tension test and the fracture transition temperature by Van der Veen test.

1 緒 言

最近低温用鋼として各種のフェライト系高靱性鋼が開発されているが、低温の脆性破壊に対しては、面心立方晶系のオーステナイト系ステンレス鋼がこれらフェライト系鋼に比して優れていることはいうまでもない。しかしながらこのステンレス鋼はフェライト系鋼に比して高価であり、特別の場合を除いてはそのまま実用に供するには問題があるので、その特性を生かした経済的使用法としてフェライト系鋼の母材と張り合せたクラッド鋼が考えられる。

クラッド鋼には一般に使用される片面ステンレス鋼のシングル・クラッド鋼の他に両面ステンレス鋼のダブル・クラッド鋼と中央ステンレス鋼のサンドイッチ・クラッド鋼とがあり、これらの切欠靱性については、すで

原稿受付 昭和 36 年 12 月 18 日

* 東京大学工学部

** 八幡製鉄株式会社

*** 三菱造船株式会社

Table 2 Chemical Compositions of Base Metals & Clad Metal

Material		Chemical Composition (%)									
		C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Mo	Clad Al	
Base Metal	ABS-C	0.16	0.22	0.77	0.021	0.030				0.027	
	HY-80	0.12	0.23	0.32	0.010	0.007		2.35	1.27	0.29	
Clad Metal	SUS-27	0.06	0.66	1.21	0.027	0.010	0.39	18.54			

Table 3 Mechanical Properties of Clad Steels Tested

Mar#	Yield Strength (kg/mm ²)	Tensile Strength (kg/mm ²)	Elongation (% L=200)	Vickers Hardness (Load 30kg)	
				Base Metal	Clad Metal
10M-1	31.8	47.7	17.0	145	162
* -2	34.4	52.4	33.0	152	168
* -3	34.8	54.0	33.0	145	166
* -5	39.7	59.2	38.5	143	166
20M-2	28.0	45.5	37.0	162	201
* -4	27.9	46.0	38.3	153	173
* -6	28.1	49.8	42.0	141	145
* -10	31.4	54.8	40.0	153	185
10H-1	69.6	82.8	15.0	281	230
* -2	68.4	83.2	10.5	283	250
* -3	—	79.3	18.5	277	240
20H-2	67.3	79.7	15.0	264	180
* -4	72.7	79.7	18.5	275	221
* -6	58.9	71.6	26.5	267	221
* -10	52.9	66.9	30.0	272	205
10HQ-1	60.4	69.4	16.0	237	207
* -2	57.9	69.1	16.5	236	213
* -3	56.3	67.8	18.5	224	222
* -5	53.6	66.4	24.5	224	221

Table 1 Sandwich Type Clad Steels Tested

Mar#	Material		Thickness (mm)		Clad Ratio	Heat Treatment
	Base Metal	Clad Metal	Total	Clad Metal		
10M-1	ABS-C	SUS-27	11	1	1/10	As Rolled
* -2	*	*	*	2	2/9	*
* -3	*	*	*	3	3/8	*
* -5	*	*	*	5	5/6	*
20M-2	*	*	20	2	1/9	*
* -4	*	*	*	4	1/4	*
* -6	*	*	*	6	3/7	*
* -10	*	*	*	10	1	*
10H-1	HY-80	*	11	1	1/10	*
* -2	*	*	*	2	2/9	*
* -3	*	*	*	3	3/8	*
20H-2	*	*	20	2	1/9	*
* -4	*	*	*	4	1/4	*
* -6	*	*	*	6	3/7	*
* -10	*	*	*	10	1	*
10HQ-1	*	*	11	1	1/10	Quenched & Tempered
* -2	*	*	*	2	2/9	*
* -3	*	*	*	3	3/8	*
* -5	*	*	*	5	5/6	*

Fig. 1 Results of V-Notch Charpy Test

に母材として一般構造用キルド鋼を使用した場合について、第1報⁽¹⁾と第2報⁽²⁾に報告したがこれら各様式のクラッド鋼の中ではサンドイッチ型が格段に優れた靱性を有し、ステンレス鋼を最も効果的に使用できることが判明している。

本報ではこのサンドイッチ・クラッド鋼につき、さらにクラッド材の合比、母材の材質および全板厚が切欠靱性におよぼす影響などについて調査した結果を報告する。

2 供 試 材

試験に使用した材料はいずれも中央ステンレス鋼のサンドイッチ・クラッド鋼で、Table 1に示すように母材はキルド軟鋼 ABS-C と高張力鋼 HY-80 の2種、全板厚は 11mm と 20mm の2種で、それぞれ中央にクラッド材として板厚を 3—4 通りに変えた 18—8 ステンレス鋼 SUS 27 を配したものである。いずれも圧延のままであるが、HY-80 を使用した板厚 11mm のものについては、HY-80 の所定の調質処理を施したものについても試験を行なった。Table 2 に各母材とクラッド材の化学成分を、Table 3 に全供試材の機械的性質を示す。

Fig. 2 Results of 2mm U-Notch Charpy Test

軟鋼母材のものはクラッド材の合比増大と共に引張強さは増加し、HY-80 母材のものは反対に減少している。また伸びはいずれも合比増大と共に増加の傾向を示している。これはステンレス鋼の強度が軟鋼と HY-80 との中間にあり、伸びは両者のいずれよりも大きいためである。また HY-80 母材のものは調質処理によつてかなり強度の低下を示している。

これら供試材のうち、板厚 11 mm のものは両面より 0.5 mm づつ削り板厚 10 mm として、板厚 20 mm のものはそのままの板厚で試験に供した。

3 試験方法

切欠靱性判定のための工業的試験法として V 切欠、2mm U 切欠およびプレス切欠の各シャルピー衝撃試験と 3mm プレス切欠の Van der Veen 試験を採用した。この他脆性破壊伝播特性の試験として二重引張試験を行なつた。

試験片はいずれも板の圧延方向より採取し、板厚方向に切欠を付けて、標準の試験方法により試験を行なつたが、板厚 20 mm のシャルピー試験の場合には、切欠形状は標準のままで、断面 20 mm 角、長さ 110 mm の大型試験片を使用し、容量 1500 kg-m の両振式大型衝撃試験機にて試験を行なつた。この場合打撃速度は標準試験機の場合と同様に 5.18 m/sec としたが、打撃エネルギーは 229 kg-m にて行なつた。なお二重引張試験の試験片形状と試験方法は第 2 報⁽²⁾ で述べた通りである。

Fig.3 Results of Press-Notch Charpy Test

4 試験結果

試験の結果得られた各種遷移温度曲線を Fig. 1~5 に示す。図中の点は Fig. 5 を除き 2~3 本の平均値をプロットしたものである。

これらの曲線から次のような criterion の値を求め、Table 4 に一括して示した。すなわち、V 切欠シャルピー試験では最大吸収エネルギー $E_{\max}$ 、最大横収縮率 $\phi_{\max}$ 、2% 横収縮率遷移温度 $Tr_{\phi 2}$ 、エネルギー遷移温度 Tr_E および破面遷移温度 Tr_s 、2mm U 切欠シャルピー試験では最大吸収エネルギー $E_{\max}$ 、最大横収縮率 $\phi_{\max}$ 、延性遷移温度 Tr_{ϕ} および Tr_a 、プレス切欠シャルピー試験では最大吸収エネルギー $E_{\max}$ 、エネルギー遷移温度 Tr_E および破面遷移温度 Tr_c 、Van der Veen 試験では延性遷移温度 T_I および破面遷移温度 T_{II} 、二重引張試験ではそれぞれ応力 20, 30 および 40 kg/mm² における伝播停止温度 $20Tr_a$, $30Tr_a$ および $40Tr_a$ である。

このうち破面遷移温度は、V 切欠シャルピー試験の場合にはステンレス・クラッド材を除く母材の剪断破面率により測定したが、プレス切欠シャルピー試験の場合には切欠底部より両側母材に生じた脆性破面の深さを測定し、標準試験片では、4mm、大型試験片では 9mm に達する温度を破面遷移温度とした。また Van der Veen 試験の場合も、3mm 切欠にもかかわらずプレス切欠シャルピー試験の場合と同様に脆性破面は切欠底部より直ちに両側母材に生じたので、その深さが切欠底部より 32mm に達する温度を破面遷移温度とした。

各試験片破面の外観写真の一例として代表的に板厚 10mm の合比 3/7 のものを Fig. 6~10 に示したが、こ

Fig. 4 Results of Van der Veen Test

Fig. 5 Results of Double Tension Test

Table 4 Summary of Various Notch Toughness Tests

Mark	Thick- ness (mm)	Clad Ratio	V-Notch Charpy					U-Notch Charpy				Press-Notch Charpy			Vander Veen		Double Tention		
			E _{MAX} (kg/mm ²)	Φ _{MAX} (%)	Tr _{Φ2} (°C)	Tr _E (°C)	Tr _S (°C)	E _{MAX} (kg/mm ²)	Φ _{MAX} (%)	Tr _Φ (°C)	Tr _d (°C)	E _{MAX} (kg/mm ²)	Tr _E (°C)	Tr _c (°C)	T _i (°C)	T _π (°C)	20Tr _d (°C)	30Tr _d (°C)	40Tr _d (°C)
10M-1	10	1/9	14.8	10.6	-52	-20	-38	17.3	17.4	-80	-80	15.0	+4	-1	-73	-75	-85	-81	—
• -2	•	1/4	9.6	9.3	-55	-45	-40	12.7	13.3	-80	-80	7.9	-22	-35	-92	-124	-115	-91	—
• -3	•	3/7	11.1	9.3	-60	-50	-48	14.2	14.0	-90	-90	8.7	-22	-42	-94	-128	-165	-120	—
• -5	•	1	18.7	14.4	-86	-46	-32	20.6	19.5	-120	-120	15.4	-6	-48	-128	-142	—	-126	-123 ^x
20M-2	20	1/9	27.2	12.2	-58	+4	+3	31.6	15.0	-60	-55	29.0	+14	+12	-28	-22	-30	-22 ^x	—
• -4	•	1/4	30.9	16.0	-65	-12	-2	35.6	14.0	-80	-70	30.7	+15	+4	-42	-70	-93	-35 ^x	—
• -6	•	3/7	24.7	8.0	-35	-15	-6	29.5	11.4	-100	-80	22.7	+5	-8	-52	-85	-120	-95 ^x	—
• -10	•	1	33.2	12.6	-50	-26	-10	44.3	14.9	-100	-100	37.1	+4	-33	-90	-122	—	-153	-138
10H-1	10	1/9	18.6	9.8	-16	+14	+16	22.6	11.0	-40	-40	21.8	+40	+36	+40	+7	+8	+27	—
• -2	•	1/4	17.0	10.7	-26	+2	+4	20.5	9.5	-60	-60	17.0	+33	+19	+25	-15	-3	+5 ^x	—
• -3	•	3/7	17.3	9.8	-22	+5	+2	21.4	12.5	-60	-70	16.8	+30	+23	+18	-16	-30	-17	—
20H-2	20	1/9	34.3	12.0	<-20	+56	+54	22.8	12.1	-20	-20	34.5	+62	+52	+54	+46	+34	+47	—
• -4	•	1/4	30.6	10.3	-13	+50	+41	32.0	11.9	-20	-30	31.1	+56	+32	+47	+16	+14	+29	—
• -6	•	3/7	36.5	14.3	<-20	+33	+31	34.4	13.7	-20	-20	33.3	+50	+30	+40	+5	-12	+13	—
• -10	•	1	33.8	—	—	-2	-1	37.2	—	—	-150	36.7	+38	+5	+30	-32	—	—	-153
10HQ-1	10	1/9	22.6	14.6	-160	-113	-126	29.6	15.1	-120	-120	30.1	-94	-104	-156	-132	-103	-102	—
• -2	•	1/4	20.0	12.8	-173	-118	-150	22.4	16.0	-125	-125	21.7	-114	-130	-120	-142	-128	-120	—
• -3	•	3/7	16.1	9.7	-148	-116	-134	20.1	16.2	-130	-130	16.9	-108	-124	-125	-131	-136	-127	—
• -5	•	1	16.4	13.8	-181	-120	-146	19.3	15.8	-145	-140	15.8	-116	-147	-130	<-180	-162	-152	—

x Extrapolated

10M-3

10H-3

10HQ-3

Fig.6 Typical Fracture Surfaces of V-Notch Charpy Specimen

Fig.7 Typical Fracture Surfaces of 2mm U-Notch Charpy Specimen

Fig.8 Typical Fracture Surfaces of Press-Notch Charpy Specimen

Fig. 9 Typical Fracture Surfaces of Van der Veen Specimen

Fig. 10 Typical Fracture Surfaces of Double Tension Specimen

れから判るように Van der Veen あるいは二重引張試験片においては、両側の母材に生じた脆性亀裂の長さが等しくないものがある。このような場合には両者の平均をとって亀裂長さとした。またこの脆性亀裂は発生と停止とを繰り返し、数段階にわたって進展する傾向があり、このような場合には最初に停止したと思われる位置でその長さを測定した。

なおシャルピー試験において、供試材のうち 20H-10 はクラッド材と母材との剥離が著しいため横収縮率を測定することができなかつた。

5 試験結果の考察

5-1 合比の影響

試験結果のうち各系列の供試材に共通した一般的傾向としていえることは、2, 3 の例外はあるが、合比の増大すなわちステンレス・クラッド材板厚の増加と共に、各シャルピー試験の吸収エネルギー、Van der Veen 試験の撓みおよび二重引張試験の限界応力が増大し、各種遷移温度がいずれも低下することである。

シャルピー試験では、遷移領域より高温側の最大吸収エネルギー・レベルは必ずしも合比に比例していないが、低温側の最小吸収エネルギー・レベルは切欠形状の如何を問わず明らかに合比増大と共に増加する傾向を示し、合比大なるものは遷移領域以下の低温においてもかなり高い靱性を維持している。これと全く同様な傾向が Van der Veen 試験の撓みや二重引張試験の限界応力についても認められる。これは遷移領域以下の低温では母材の靱性が失われるため、クラッド鋼の靱性がステンレス・クラッド材にほとんど依存していることを示すものであり、この事実は供試材のうち 10HQ 系列が、後述のように、ステンレス・クラッド材の脆化のため合比の大小に関らずに低いエネルギー・レベルあるいは限界応力を示していることから推察される。

またシャルピー試験の横収縮率についてはこのような傾向は明らかではないが、これは 10HQ を除く他の系

Fig. 11 Effect of Clad Ratio on Transition Temperatures of Various Notch Toughness Tests

Fig. 12 Typical Micro-structures of clad Steels Tested ($\times 300 \times \frac{2}{3}$)

列では母材とステンレス・クラッド材との接着面が剥離する傾向にあるため、中央のクラッド材の収縮量が測定値にほとんど含まれていないことによるものと考えられる。このようなクラッド鋼においては、塑性変形量を目安とした靱性の criterion には横膨張率をとる方が適当であると考えられる。

Fig. 11 は各試験の代表的遷移温度と合比との関係を示したものである。各系列共いづれの遷移温度も合比の増大と共に低下する傾向を示しているが、ステンレス・クラッド材の脆化している 10 HQ 系列の低下の割合が、これより靱性の優れたクラッド材を有する他系列のそれと比較してほとんど変わらないことは、合比増大に伴う遷移温度の低下が母材の板厚減少の効果によるものであり、ステンレス・クラッド材の靱性にはそれほど大きな影響を受けていないことを示すものであると考えられる。

また Fig. 11 において、各シャルピー試験の合比増大による遷移温度低下の割合は比較的緩やかであるが、Van der Veen と二重式張試験においてはその割合が著しい。これは試験方法における衝撃荷重と静的荷重との本質的相違によるものの他に中央のクラッド材が亀裂発生に対するより伝播の阻止に有効に作用しているためであると考えられる。

5-2 材質の影響

Fig. 11 から明らかなように、HY-80 母材の供試材のうち圧延のままの 10H と 20H 系列とは、軟鋼母材の 10M と 20M 系列と比較して遷移温度が高いが、HY-80 の所定の調質処理を施した 10HQ 系列は他とかけ離れて低い遷移温度を有している。このように母材の材質はクラッド鋼の切欠靱性に著しい影響

を及ぼしている。

Fig. 12 は各供試材の代表的顕微鏡組織を示したものであるが、圧延のままの HY-80 母材の組織は炭化物がフェライト粒内および粒界に凝集して析出したいわゆる over aging 状態の組織を呈しており、このような組織が軟鋼母材のフェライト・パーライト組織と比較して靱性の劣ることは明らかである。一方これを調質した 10HQ 系列の母材は完全に焼戻しマルテンサイト組織になっており、このような組織の HY-80 が優れた靱性を有することは周知の事実である。

以上のことから、このサンドイッチ・クラッド鋼の靱性を支配する大きな因子は母材の板厚効果と共に母材自身の靱性であるといえよう。従つて本試験に使用した 10HQ 系列のように優れた母材を使用すれば、たとえ合比が小さくても優れた靱性が期待できる。

ただここで注意すべきことは、一般に HY-80 のようなフェライト系高靱性鋼は焼入れ焼戻しの調質処理を施すのが普通であり、クラッド鋼に使用する場合にも当然このような熱処理が施されるわけであるが、同時に熱処理を受けるステンレス・クラッド材がこの熱処理により脆化しないことが必要なことである。本試験に使用したクラッド材は比較的炭素量の高い SUS27 であつたため、10HQ 系列では Fig.12 から判るように、オーステナイト粒界に炭化物が著しく析出して脆化しており、そのためこの試験片のクラッド材は、他と異なり塑性変形量が少なく、一見脆性破壊のような破断様式を呈している。シャルピー試験において、この系列が他系列に比して遷移領域より低温側のエネルギー・レベルが低く高温側のエネルギー・レベルが合比増大と共に逆に減少する傾向にあるのもこの原因によるものである。また前述のように、二重引張試験の限界応力が低いのも同様な原因によるものと考えられる。要するにクラッド材に使用するステンレス鋼には、炭化物析出による脆化を防ぐため低炭素ステンレス鋼を使用すべきであり、そうすればサンドイッチ・クラッド鋼の特性がさらに発揮されるであろう。

5-3 全板厚の影響

軟鋼および HY-80 母材のいずれの供試材もそれぞれ 10mm と 20mm の 2 種類の板厚について試験を行なつたが、同一合比のもの同士比較してみると、次に述べる通り各種の遷移温度はいずれも板厚 20mm の方が高く、20mm 以上の板厚については試験を行なっていないが、一般の構造用鋼の場合と同様に板厚増加と共に切欠靱性の低下する傾向にあることは明らかである。

各シャルピー試験は、板厚 10mm については標準試験片、20mm については大型試験片を使用し試験条件が異なるため、吸収エネルギー・レベルは 20mm の方が著しく高くなり直接の比較は出来ないが、各種遷移温度はいずれも 20mm の方が 10~40°C 高く、明らかに板厚の影響があるといえよう。なお母材が軟鋼あるいは HY-80 のいずれの場合もこの影響に著しい差はないようである。

Van der Veen 試験においても遷移領域より高温側の撓み量は板厚 20mm の方が大きい、破面遷移温度は 10mm より 20~50°C 高く、この差は合比大なるものほど小さく、また母材が軟鋼より HY-80 の場合の方が小さい傾向がみられる。

二重引張試験においても、同様に伝播停止温度は板厚 20mm の方がかなり高温側にあるが、限界応力は同一合比のものについて比較すると略等しい値を示しており、板厚の影響を受けていない。

5-4 二重引張試験と小型試験との相関

Fig. 13~16 は各種小型試験の代表的遷移温度と二重引張試験の伝播停止温度との相関を示したものである。強度の異なる鋼材間でこのような相関を求める場合には、二重引張試験の伝播停止温度には遷移曲線の立上りの温度をとるのが妥当であると思われるが、一般には明瞭な立上りを示さない場合が多いので降伏点の 1/2 の応力に対応する温度がとられているが、本供試材の場合には、降伏点に余り差のない同一系列においても合比によつて限界応力に著しく差があり、この方法は不適当と思われるので、便宜上合比 3/7 以下のものについては応力 30 kg/mm²、限界応力の高い合比 1 のものについては応力 40 kg/mm² に対応する曲線上の温度をもつて伝播停止温度とした。

一般に V 切欠あるいはプレス切欠シャルピー試験の破面遷移温度と二重引張試験の伝播停止温度との間には、比較的良好な相関があるといわれているが、本試験の結果では低温側において各系列に共通した相関が全く認められない。また 2mm U シャルピー試験の延性遷移温度の場合には、伝播停止温度とは全く異質の遷移温度と考えられるため相関は考えられないのが普通であるが、本試験結果では V 切欠あるいはプレス切欠シャルピー試験の場合よりは良好な相関が存在するようであり、この理由についてはさらに検討の必要があると思われる。

Fig. 13 Relation between Arresting Temperature in Double Tension Test and Fracture Transition Temperature in V-Notch Charpy Test.

Fig. 14 Relation between Arresting Temperature in Double Tension Test and Fracture Transition Temperature in Press-Notch Charpy Test.

Fig. 15 Relation between Arresting Temperature in Double Tension Test and Ductility Transition Temperature in 2 mm U-Notch Charpy Test.

Fig. 16 Relation between Arresting Temperature in Double Tension Test and Fracture Transition Temperature in Van der Veen Test.

これらシャルピー試験の遷移温度と比較して Van der Veen 試験の破面遷移温度の場合には、母材の材質や板厚に関係なく比較的良好な相関が認められる。これは前にも述べたように、この試験片の亀裂様式が、3mm 切欠にもかかわらず、二重引張試験の場合と同様に切欠底部から直ちに脆性亀裂を生じており、この破面率が伝播特性を強く表わしているためと考えられる。

6 結 言

以上のようにサンドイッチ・クラッド鋼の切欠靱性におよぼす各種の因子について検討を加えたが、その結果を要約すると次の通りである。

- 1) サンドイッチ・クラッド鋼の切欠靱性は合比の増大と共に向上する。合比が増大すると中央のステンレス

クラッド材の板厚が増加するので、そのステンレス鋼の優れた靱性により、特に遷移領域以下の低温における亀裂発生・伝播の吸収エネルギー・レベルと伝播の限界応力が上昇し、また両面の母材の板厚が減少するので、その板厚効果により遷移温度が低下する。合比の影響はこの両者の効果が合成されたものであると考えられる。

2) この合比がシャルピー試験のような小型試験による切欠靱性に及ぼす影響より、二重引張試験のような大型試験における伝播特性におよぼす影響の方が大きい。

3) クラッド鋼の切欠靱性におよぼす母材の材質の影響は著しく、HY-80 母材のものも圧延のままの状態では軟鋼母材のものにも劣っているが、調質処理により HY-80 の靱性を改善すれば、きわめて遷移温度の低い優れた切欠靱性が得られる。しかしながらこの場合、調質処理によつてクラッド材の方が脆化すれば、エネルギー・レベルや限界応力が低下するので、クラッド材にはこのような熱処理によつても脆化し難い低炭素ステンレス鋼を使用することが必要である。

4) 一般構造用鋼の場合と同様に、クラッド鋼においても全板厚の増加と共に各種の遷移温度が上昇し、切欠靱性は低下の傾向を示す。

5) 二重引張試験における伝播停止遷移温度と V 切欠あるいはプレス切欠シャルピー試験の破面遷移温度との間には信頼性のある相関は認められないが、Van der Veen 試験の破面遷移温度との間には比較的良好な相関が存在する。

終りにのぞみ実験に協力された三菱造船機研究部の浦山 晃、森内祥二両氏に深く謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 木原博，楠田忠雄，金森政雄，中瀬大一，春木英夫，東後一忠，“クラッド鋼の靱性に関する研究（第1報）”造船協会論文集108第号昭和35年12月。
- 2) 木原博，金森政雄，春木英夫，東後一忠，中瀬大一，楠田忠雄，“クラッド鋼の靱性に関する研究（第2報）”造船協会論文集第109号昭和36年6月。