ステンレス鋼 3 層金属複合板の破壊力学的挙動*

(第 1 報, 金属複合材料の破壊力学的挙動)

和田山 芳 英**, 松 本 俊 美**
佐 藤 宏***, 小 倉 慧***Fracture Behavior of Three-Layered Stainless Steel Plates
(1st Report, Fracture Behavior of Metal Composite Materials)Yoshihide WADAYAMA, Toshimi MATSUMOTO
Hiroshi SATOH, and Satoshi KOKURA

The fracture behavior of three-layered stainless steel plates was investigated, related to each layer thickness. The layered plates were prepared by explosive bonding. The central layer consisted of a SUS 304 plate and both surface layers consisted of SUS 316 LN plates. The fracture toughness test for the plates was conducted at 77 K. Every crack was extended in the edgewise direction of each plate. The experimental procedure conformed to ASTM E 813-81 standards. The crack extension of the plates were calculated as the average of the ones in the flatwise direction. It is understood that the elastic-plastic fracture toughness, J_{IC} , and the tearing modulus, T_{mat} , increase with an increase in the total thickness of SUS 316 LN of both surface sides, and these values correspond with the law of mixtures. The J_{IC} and T_{mat} , which were evaluated by the crack extension of the central SUS 304 layer only, are higher than those of the SUS 304 base material.

Key Words: Composite Materials, Fracture, Elastic-Plastic Fracture Toughness, J Integral, Tearing Modulus, Low Temperature, Metal Composite Materials

1. 緒 言

近年, 構造材料の軽量化, 高強度化, 高じん性化に対する要求特性がますます厳しくなる中で, 金属複合材料は比強度, 比剛性に優れしかも用途に合った力学的材料設計が可能な材料として注目を集めており, その成形法や力学的諸特性に関する研究が多方面で進められている⁽¹⁾. このような金属複合材料を実際に構造材料として適用するためには従来からの引張り, 曲げ等の強度試験に加えて, 同材料にき裂等の欠陥が存在することを想定した破壊力学的な強度評価を実施し, 十分な破壊安全性を確認する必要がある. 併せて同材料を材料設計し要求特性に対して最適化を図る上で, 破壊力学的特性における複合効果を把握することは非常に重要となってくる.

以上のような観点から金属複合材料の破壊力学挙動を取り上げ, ここではその基礎検討として成形が容易で複合効果が把握しやすい金属複合板に対して検討を加えた. 金属複合板の強度評価についてはこれまでに

活発な研究が進められており, 素材を積層複合化させることによって延性が改善され破壊じん性 K_{IC} が増加すること⁽²⁾や, 強度全般に対して接合や熱処理時に発生する残留応力の影響が極めて大きいこと⁽³⁾などが報告されている.

単一延性材料に対する破壊じん性評価法は現在ほぼ確立された状態にあるが, 異種の延性材料から構成される金属複合板の弾塑性破壊じん性 J_{IC} および延性不安定破壊抵抗 T_{mat} を推定する手段や, J_{IC}, T_{mat} に及ぼす構成素材の降伏応力, 破壊じん性, 積層板厚比の効果は明らかにされていない.

本研究では降伏強度と破壊じん性が相異なる 2 種類のステンレス鋼から成る 3 層構造の金属積層板を爆発圧接法で作製して弾塑性破壊じん性試験を実施し, 上記の項目を検討した. ここでは問題を単純化させるために, 素材には縦弾性係数が等しく, しかも熱処理の際に大きな熱応力が接合界面に作用しないように熱膨張係数の等しい延性材料 SUS 304 と SUS 316 LN を選定した.

2. 実 験 方 法

以下の弾塑性破壊じん性試験は ASTM E 813-81 に従った.

* 昭和 61 年 11 月 24 日 関西支部第 246 回講演会において講演, 原稿受付 昭和 61 年 4 月 21 日.

** 正員, (株)日立製作所日立研究所 (〒317 日立市久慈町 4026).

*** (株)日立製作所日立研究所.

2-1 試験片 金属複合板の素材はオーステナイト系ステンレス鋼の SUS 304 (500×500×16') および SUS 316 LN (500×500×25') とした。表 1 は素材の化学成分と機械的性質を示す。積層接合には爆発圧接法 (以下、爆接法) を用い、爆轟方向を素材の圧延方向と一致させた。図 1 は作製された金属複合板の概略と素材構成を示す。爆接の手順として側面材 1 と中央材とを接合後他方の側面材 2 を再接合したため、側面材 1 および中央材は 2 回、側面材 2 は 1 回の爆接による塑性加工を受けている。そこで爆接後 1 050℃ で 2 時間の溶体化処理を施した。

図2は弾塑性破壊じん性試験用の標準コンパクト試験片(以下, CT試験片)を示す。CT試験片サイズは0.4CTと1CTの2種類で, 各部寸法が0.4対1の相似形となっている。0.4CTは爆接, 減厚切削加工前の金属複合板の各層から採取したもので構成素材の破壊じん性評価に, 1CTは金属積層板本体の破壊じん性評価に使用した。き裂進展方向はいずれもT-L方向とした。1CT試験片のナイフエッジは板厚0.4mmのカッタ刃を使用しビス止めした。初期き裂としてすべての試験片に $a_0/W=0.6$ の疲労き裂を導入し, またき裂進展時のトンネリングを防止するため0.4CT試験片には25%のサイドグループを設けた。

2・2 実験装置および計測システム 本報では弾塑性破壊じん性試験法として構成素材には除荷コンプライアンス法、金属複合板には R 曲線法（複数試験片法）を適用した。

除荷コンプライアンス法は試験片の微小なコンプライアンス変化からき裂進展量を推定するため信頼性の高いデータ計測と処理が必要となる。そこでコンピュータ計測システムを導入して多数のデジタルデータを計測し必要な演算処理を加えることで実験精度を向上させた。図3は計測システムの構成を示す。荷重および荷重線変位はコンピュータによって自動計測され

表 1 供試材の化学成分 (wt %) および機械的性質

Material	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	N	$\sigma_{\text{Y}}(\text{MPa})$	$\sigma_{\text{B}}(\text{MPa})$	$\delta_5(\%)$
SUS304	0.05	0.57	1.23	0.041	0.005	8.5	18.10	—	—	284.2	648.8	59.0
SUS316LN	0.02	0.51	0.35	0.028	0.001	11.00	17.88	2.61	0.19	362.8	666.4	50.0

図 1 金属複合板の概略と素材構成

各除荷終了後ごとに J 積分, き裂進展量を計算し, J - Δa 図がリアルタイムでプロットされる。試験終了後はフロッピディスクに保存されたデータを使用して詳細計算し弾塑性破壊じん性 J_{IC} , 不安定破壊抵抗 T_{mat} が決定される。

荷重負荷にはインストロン形引張試験機を使用し、引張速度を0.05~0.5 mm/minとした。試験温度は77 Kで、試験片を液体窒素中に浸漬させた状態で試験した。荷重線変位の測定にはクリップゲージを用いた。

2・3 除荷コンプライアンス法 除荷コンプライアンス法では安定破壊過程に影響を及ぼさないと考えられる 10 % の荷重範囲で除荷を繰り返した。

き裂進展量の推定には Saxena, Hudak⁽⁴⁾の式を用いた。

$$\Delta a = [1.000\,196 - 4.063\,19u_L + 11.242u_L^2 - 106.43u_L^3 + 464.335u_L^4 - 650.677u_L^5] W - a \dots\dots\dots (1)$$

ここで

$$u_L = \frac{1}{(B_e \cdot E \cdot C)^{1/2} + 1}$$

a : き裂長さ, W : 試験片幅

E : ヤング率

C:コンプライアンス

 B_e : 有効板厚

なお変形に伴う荷重線の回転補正については Donald, Schmit⁽⁵⁾の方式をとった。図4は変形前後のCT試験片を示す。図より変形を考慮した補正後のコンプライアンスは次式で求められる。回転中心はリガメント長さの0.4倍のき裂側とした。

図 2 弾塑性破壊じん性試験片 (ASTM E 813-81)

図 3 コンピュータ計測システム

$$C = \frac{V_c}{F_c} = \frac{V_m}{F_m} \left[\frac{1}{(1-X/Z)(1-Y/Z)} \right] \dots\dots\dots (2)$$

ここで

$$X = \frac{2V_m \cdot H + V_m^2}{2Z}, Y = \frac{2V_m \cdot D + V_m^2}{2Z}$$

$$Z = a_0 + 0.4b$$

a_0 : 初期き裂長さ

b : リガメント長さ

J 積分は安定き裂進展の影響を考慮した修正 Merkle, Corten の簡便式⁽⁶⁾で求めた。

$$J_{i+1} = \left[J_i + \left(\frac{\eta}{b} \right)_i \cdot \frac{A_{i,i+1}}{B_v} \right] \left[1 - \left(\frac{\gamma}{b} \right) \times (a_{i+1} - a_i) \right] \dots\dots\dots (3)$$

$A_{i,i+1}$: i 番めと $i+1$ 番めの分割点の変位の間に挟まれる荷重-荷重線変位曲線下の面積

B_v : 正味板厚

ここで標準 CT 試験片の場合

$$\eta = 2 + (0.322)b/W$$

$$\gamma = 1 + (0.76)b/W$$

延性不安定破壊抵抗 T_{mat} (Tearing modulus) は無次元パラメータで次式で与えられる⁽⁷⁾。これは R 曲線のこう配に対応する。

$$T_{mat} = \frac{E}{\sigma_f} \frac{dJ_R}{da} \dots\dots\dots (4)$$

σ_f : 流動応力 (降伏強さと引張強さの平均)

なおコンピュータによる数値計算において J 積分は数値積分法で、コンプライアンスは部分除荷の荷重、荷重線変位図の直線部分の傾きから最小二乗法で求めた。金属複合板における R 曲線は複数試験片法で決定した。複合板の試験破面は複雑な様相を呈しているためそのき裂進展量は板厚方向 20 分割点におけるき裂進展量から計算される延性破面面積を正味板厚で除すことによって求めた。

V_m, F_m : 測定点の変位および荷重 (補正前)
 $2D, 2H$: 変形前の測定点および荷重点間の距離
 V_c, F_c : 荷重線上の変位および荷重 (補正後)
 z : 回転長さ, 2θ : 回転角

図4 荷重線の回転を考慮したコンプライアンス補正

3. 構成素材の実験結果

金属複合板を破壊力学的に強度評価し、複合効果を検討するためには構成素材の強度特性を把握する必要がある。それには複合板を構成する素材から試験片を採取せねばならず使用する試験片も小形になりやすい。弾塑性破壊じん性試験では有効な J_{Ic} を得るのに次式の制限を受けるため小形試験片は従来あまり使用されていなかったようである。

$$B, b \geq 25J_{Ic}/\sigma_f \dots\dots\dots (5)$$

本研究では小形試験片 0.4 CT を J_{Ic} 試験に適用、標準試験片 1 CT の結果と比較し、その試験精度と有効性を検討するとともに、金属複合板の各層から小形試験片を採取して J_{Ic} を決定した。試験法には上述のコンピュータ計測システムによる除荷コンプライアンス法を用いた。

3.1 小形試験片による J_{Ic} 試験の有効性 図5は1 CT および 0.4 CT 試験片によって得られた 316 LN 鋼の J 積分抵抗曲線である。供試材は爆接加工前のもので試験温度は液体窒素温度 (77 K) である。両者の結果はほぼ一致しており、特に 0.4 CT の場合は 1 CT と比べて鈍化直線部分のバラツキが小さい。これは小形試験片のほうが同一き裂進展量に対するコンプライアンス変化が大きく精度が向上したためと考えられる。なお、鈍化直線は 1 CT および 0.4 CT の両方とも、実験結果と傾き $J = 2\sigma_f \Delta a$ の直線が最も対応する位置に引いたものである。図中の鈍化直線の原点から得られる試験片の初期き裂長さは試験片破面の実測値とよく一致していた。0.4 CT によって得られた J_{Ic} は式(5)を満足していないが 1 CT の有効な J_{Ic} と一致した値が得られている。

図5 0.4 CT と 1 CT 試験片によって得られた J 積分抵抗曲線 (SUS 316 LN, 試験温度: 77 K)

3.2 構成素材の強度特性 表2は金属複合板の構成素材の液体窒素温度77 Kにおける引張特性を示す。側面材1および2は爆接を受けた回数がそれぞれ2回、1回と異なるが両者の特性に差異はない。これは溶体化処理によって爆接時の塑性加工の影響が有効に除去されたためである。降伏強さは316 LN 鋼のほうが304 鋼より2.5 倍も高い。引張強さは逆に304 鋼のほうが高い。なお除荷コンプライアンス法において試験片のき裂長さの推定に必要な材料定数は本表の値を用いた。

図6は構成素材のJ 積分抵抗曲線を、表3は決定された破壊じん性を示す。表中の有効性判定は式(5)を適用した。複合板の側面材1および2の破壊特性に差異がない。また側面材の316 LN 鋼は中央材の304 鋼よりも J_{IC} が4倍以上高いことがわかる。

以上の引張りおよび破壊じん性試験の結果から、作製された3層複合板は中央材に304 鋼、側面材に中央材より高強度・高じん性な316 LN 鋼が配置されていること、すなわち低強度・低じん性材の両側部を高強

度・高じん性材で強化した型の複合板になっていることがわかる。

4. 金属複合板の実験結果

4.1 接合界面の組織およびCT 試験片破面 図7は爆発圧接法による接合界面を示す。界面では波長約0.2 mmの爆接波が形成されている。接合界面には欠陥もなく超音波探傷試験の結果も良好であった。

図8は金属複合板のCT 試験片断面を示す。試験片サイズは1 CTでサイドグループを付与していない。中央材の304 鋼では実験中に成長した延性き裂が大きい。側面材の316 LN 鋼の延性き裂進展は304 鋼と比較すると小さいが、304 鋼のき裂進展の影響を受けたため試験片の側面部から接合界面に近づくにつれてその進展が大きくなっている。これは材料特性の異なる304 鋼と316 LN 鋼が延性き裂進展過程において相互に影響し合ったためと考えられる。

4.2 弾塑性破壊じん性試験結果 図9は金属複合板の温度77 KにおけるJ 積分抵抗曲線を示す。前述のように複合板のき裂進展量は試験片破面の板厚方向20 分割点の実測値の平均値を用いた。図中素材の結果も示した。表4は決定された破壊じん性を示す。表中の $R_{316 LN}$ は複合板の全板厚に対する316 LN 鋼の板厚比を表す。

表2 金属複合板素材の機械的性質
(爆接後1050°C, 2 hの溶体化処理後, 試験温度: 77 K)

Material	σ_s (MPa)	σ_b (MPa)	E(GPa)	δ (%)	ϕ (%)
SUS304 (Center)	281	1599	228.3	41.6	49.7
SUS316LN(Side1)	759	1409	209.7	68.3	53.2
SUS316LN(Side2)	779	1417	211.6	72.2	53.4

表3 金属複合板素材の弾塑性破壊じん性試験結果

Material	J_{IC} (kJ/m ²)	K_{IC} (MPa/m)	T _{mat}	Validity
SUS304 (Center)	117.8	165.2	25.4	Valid
SUS316LN(Side1)	607.2	374.3	97.4	Invalid
SUS316LN(Side2)	604.5	374.1	99.4	Invalid

0.4CT, 25% Sidegroove

図6 金属複合板素材のJ 積分抵抗曲線
(爆接, 溶体化処理後, 試験片サイズ0.4 CT, 温度77 K)

図7 接合界面の組織 (爆発圧接法)

図8 金属複合板のCT 試験片破面
(A: 延性破面, B: 疲労破面, C: 強制破断面)

複合板は全板厚が一定でタイプ A, B, C の順に中央部の 304 鋼の板厚が減少し両側部の 316 LN 鋼の板厚が増加する。すなわち 304 鋼に対する 316 LN 鋼の強化割合が高くなる。図において高じん性な 316 LN 鋼の板厚比の大きいタイプ C ほど複合板の J_{ic} や T_{mat} は増加している。

4.3 金属複合板のき裂先端における塑性域形状

一般に単一材料内部の弾性応力状態は板厚方向側面図で平面応力、中央部で平面ひずみ状態に近いため Von Mises の降伏条件に基づきき裂先端の塑性域形状は側面図で広がる。そこで単一板と複合板のき裂先端の塑性域形状を線形破壊力学を用いて定性的に比較した。

き裂先端の塑性域寸法の計算は主応力成分で表された Von Mises の降伏条件式にモード I 型 (開口形) 変形におけるき裂先端の主応力成分を代入することによって求めた⁽⁸⁾。

実験に使用した金属複合板は側面材 (316 LN 鋼) と中央材 (304 鋼) の弾性係数が等しいため弾性応力分布は単一板とほぼ同様になる。両材料の降伏応力は表 2 の値を用いた。図 10 は 304 鋼単体および中央部の 304 鋼を両側部から 316 LN 鋼で強化した複合板の塑性域形状を模式的に示す。ここで単一板における板厚中央部の一定領域および複合板の 304 鋼の板厚方向全域は平面ひずみ状態、外側面は両方とも平面応力状態とした。複合板の塑性域は単体と比較して両側部で非常に小さくなっている。これは中央部の 304 鋼が降伏した

後は両側部の 316 LN 鋼が外力を支持することを示している。

4.4 複合板の破壊じん性に対する素材強度、複合板厚比の効果 図 11 は複合板の全板厚に対する 316 LN 鋼の板厚比と複合板の破壊じん性との関係を示す。横軸の板厚比が零なら 304 鋼単体、1 なら 316 LN 鋼単体を表す。図中の破線は配置される材料の板厚比と強度から決定される線型複合則値を示す。実験結果は複合則にほぼ従っており板厚比 0.4~0.65 の範囲内の複合板の破壊じん性は複合則によって推定できることがわかる。

複合板を破壊力学的に強度評価する際には板厚方向に不均一なき裂進展量の平均値をもって複合板のき裂進展量とするのではなく、き裂が進展しやすい 304 鋼のき裂進展量を用いてその破壊じん性を決定することも破壊安全性の観点から重要である。図 12 は複合板の J 積分と板厚中央部の 304 鋼の平均き裂進展量との関係を示す。図中の表に示すように複合板のタイプが異なっても J_{ic} はほとんど変化せず T_{mat} のみが増加している。しかし 304 鋼単体と比較すると 304 鋼のき裂進展量で評価した複合板の J_{ic} および T_{mat} は大きく上昇しており、両側面から 316 LN 鋼で強化した効果が現れている。

図 13 は複合板の全板厚に対する 316 LN 鋼の板厚比と図 12 より得られた破壊じん性との関係を示す。図

表 4 金属複合板の弾塑性破壊じん性試験結果

Type	J_c [kJ/m ²]	K_{Ic} [MPa $\sqrt{m}$]	T_{mat}	R_{316LN} (%)
A	304.7	265.6	56.9	38.6
B	335.5	278.7	64.9	55.9
C	470.2	329.9	73.9	64.6

図 9 金属複合板の J 積分抵抗曲線 (複数試験片法, 試験温度: 77 K)

(a) 304 鋼単体 (b) 金属複合板

図 10 金属複合板のき裂先端の塑性領域

図 11 金属複合板の破壊じん性と 316 LN 鋼の板厚比の関係

図 12 中央材 (304 鋼) のき裂進展量で評価した複合板の J 積分抵抗曲線

より 304 鋼のき裂進展量で評価した複合板の J_{ic} は 316 LN 鋼の板厚比が 0.4~0.65 の範囲ではほとんど変化していないが、304 鋼単体の J_{ic} よりかなり向上していることがわかる。

複合板のき裂先端の塑性形状から明らかなように 304 鋼の降伏応力は 316 LN 鋼に比べてかなり低いいため中央部で早期に塑性域が広がる。したがってまだ弾性域にある 316 LN 鋼が外力を支持するため 304 鋼の塑性域の広がりが抑えられるとともに J 積分値が高くなる。ただしこの強化効果が同板厚比 0.4~0.65 の範囲内であまり変化しなかった点については異種材複合によるき裂先端の複雑な応力状態に影響された可能性があるため、今後数値計算等を用いて詳細に検討する必要がある。

また図 13 の T_{mat} については 316 LN 鋼の板厚比の増加とともに単調に増加している。これは中央材の 304 鋼の T_{mat} が側面材の 316 LN 鋼に比べて低いいため複合板中央部でき裂が大きく進展しようとするが側面材とのき裂進展量が異なるためその進展が抑制される。そのため 316 LN 鋼の板厚比が増加し 304 鋼に対する強化割合が高くなるにつれて 304 鋼の平均き裂進展量で評価した複合板の T_{mat} も増加したと考えられる。なお側面材の 316 LN 鋼の板厚が十分厚くなると中央材の 304 鋼のき裂進展は 316 LN のき裂進展で完全に拘束されるようになり、複合板の T_{mat} は 316 LN 鋼の T_{mat} とほぼ等しくなると考えられる。

図 13 中央材 (304 鋼) のき裂進展量で評価した複合板の破壊じん性と 316 LN 鋼の板厚比の関係

5. 結 言

オーステナイト系ステンレス鋼 SUS 316 LN を 2 枚両側面に、同 SUS 304 を中央に配置させた 3 層金属複合板を爆発圧接法で作製し、液体窒素温度 (77 K) で弾塑性破壊じん性試験を実施した結果を以下に示す。なお複合板のき裂進展方向は板厚直角方向で複合板の全板厚に対する両側面材の板厚合計が 0.39~0.65 の範囲で両材料の板厚比を変化させた。

(1) 複合板の巨視的な弾塑性破壊じん性 J_{ic} および延性不安定破壊抵抗 T_{mat} は複合板の全板厚が一定の場合、高強度、高じん性な 316 LN 鋼の板厚が厚くなるほど増加し、それらの値は全板厚に対する両側面材の合計板厚によって内挿される複合則と一致する。

(2) 複合板のき裂進展量に低強度、低じん性な 304 鋼のき裂進展量を用いて安全側評価した場合、複合板の J_{ic} および T_{mat} は 304 鋼単体の値よりかなり増加する。

文 献

- (1) 例えば、(財)次世代金属・複合材料研究開発協会編、第 3 回次世代産業基盤技術シンポジウム予稿集、(昭 60)、111。
- (2) 千葉・ほか 3 名、日本複合材料学会誌、9-30 (昭 58)、108。
- (3) 小倉・ほか 5 名、材料、33 (昭 59)、391。
- (4) Saxena, A., ほか 1 名、Int. J. Fract., 14-5 (1978)、453。
- (5) Clarke, G. A., ほか 1 名、Int. J. Fract., 10 (1974)、79。
- (6) Ernst, H., ほか 2 名、ASTM STP, (1981)、476。
- (7) Paris, P. C., ほか 3 名、ASTM STP, 668 (1979)、5。
- (8) 岡村、線形破壊力学入門、(昭 51)、22、培風館。

討 論

〔質問〕 小林 英男 (東京工業大学)

複合板としての挙動ばかりでなく、試験片厚さ中央でき裂進展が優先する一般の安定き裂進展の挙動の取扱いに、重要な情報を与える結果として、興味深く拝見した。下記をご教示願いたい。

(1) コンプライアンス法によるき裂進展測定の結果は、き裂進展量 Δa がいったん負の値を示した後に、正の値をとる。これは現在の測定技術では除くことのできない誤差である。したがって、日本機械学会基準 S001 ではコンプライアンス法を推奨していない。貴実験結果ではこの傾向が特に顕著に認められる (図5、図6)。このような実験結果に対して、原点を通らない鈍化直線を仮定する根拠はなにか。本文中に記されている「鈍化直線の原点から得られる試験片の初期き裂長さは試験片破面の実測値とよく一致していた。」の意味が理解できない。鈍化直線の原点の Δa は負の値である。また、得られている J_{IC} に相当する Δa もすべて負の値である。

(2) 図12の中央材 (304 鋼) の Δa はどのように測定したのか。複数試験片法の結果ならば、構成素材の結果も含めて、 $J-\Delta a_{max}$ 表示を示していただきたい (Δa_{max} は試験片厚さ中央の Δa 、日本機械学会基準 S001)。

(3) き裂前縁に沿って J 積分は異なる。修正 Merkle-Corten の式から得られる J 積分はなにを示しているとお考えか。

〔回答〕 (1) 除荷コンプライアンス法では Δa がマイナス側へ逆行した後プラス側に進む傾向が見られるが、著者はこの要因がクリップゲージとナイフエッジ部のかみ合い、摩擦等の測定技術上の問題なのか、疲労き裂導入条件等による試験片側の問題なのかを具体的に把握できなかった。したがって鈍化データの立ち上り点が本当の Δa_{int} を与えるものと判断しかねた。図5、6は Δa がマイナス側へ逆行する極端な結果であるが経験的には鈍化過程後半部において $J=2\sigma_f \cdot \Delta a$ の鈍化直線の傾きに近いデータが得られることが多く、また実験結果に対して安全側の J_{IC} を求めることも考慮して鈍化直線をマイナス側へシフトさせた。御存知のように ASTM 規格では除荷コンプライアンス

付図 1

ス法を推奨しており、アメリカ国家基準局 (NBS) においても鈍化直線をマイナス側へシフトさせた結果を多数発表している (付1)。本件に関しては著者も苦慮しており今後詳細な検討が加えられるべきと考える。なおご指摘の本文は鈍化直線の原点から得られる a_{int} が実測値と比較して ASTM の許容値を満足する範囲内に入っていたことを意味しており、実測値はシフト前と後の中間に位置していた。

(2) 中央材 304 鋼の Δa は 304 鋼部の延性破面面積を 304 鋼の板厚で除した値を用いた。 $J-\Delta a_{max}$ 図を付図 1 に示す。304 鋼および 316 LN 鋼単体の破壊靱性評価には除荷コンプライアンス法を適用したため付図 1 から削除した。中央材 304 鋼の Δa は板厚方向にほぼ一様であるため Δa_{max} で表示しても特に大きな変化は認められなかったが、板厚方向に複雑なき裂進展をする複合板の Δa に Δa_{max} を用いることは重要であると考ええる。

(3) 異種材から構成される複合板のき裂前縁における J 積分は板厚方向に変化しており修正 Merkle-Corten の簡便式との対応性が問題となる。そこで事前に三層複合板を三次元的に J 積分解析し、板厚方向の J 積分の平均値と簡便式で得られる J 積分がほぼ一致することを確認した。したがって簡便式による J 積分は複合板のマクロな J 積分と解釈した。

(付1) National Bureau of Standard, NBSIR, 81-1645, (1981), 37.