材料破損を伴う模型実験相似則に関する一考察

正員 川 野 始* 井 上 克 明*

Some Considerations on Model Test Accompanied with Material Fracture

by Hajime Kawano, *Member* Katsuaki Inoue

Summary

Recently it has become more and more important to ascertain residual safety in accidental case such as collision, grounding etc. of various kind of sophisticated ships or mobile offshore units. In order to localize an accidental damage of those structures, or to confine within a minor damage, it is very essential to quantify a structural resistance, especially relation between absorbed energy and penetration depth. And for this purpose, it is fundamentally important to point out when a outer shell get teared and inner frames or a deck plate get buckled. To observe and quantify those behaviors of steel structures, many experimental crush tests have been tried.

In this report, to improve predicting method and get more precise estimation of damages, some considerations and basic test results are shown about fracture characteristics of materials used in similitude test and its effect on a law of similitude. It is since a plate thickness can affect not only geometrical dimension, but also material characteristics such as ductility and toughness.

Namely, conducting I-beam bend series test of geometrically similar specimen, it's shown that critical strain corresponding to plastic deformation instability of thin plate (2.3 mm thickness) is considerably larger than that of 20 mm thick plate. And the absorbed energy in each specimen at fracture is not consistent to the law of similitude, but deeply dependent on fracture characteristics of the material. That is, the absorbed work including fracture energy can't be estimated by a simple formula, third power to the scale factor of the model.

It is emphasized that model test results should be modified by calculating the critical strain to the onset of ductile fracture of used material and that its fracture mode, ductile appearance or brittle one, should be checked by a material strength test to be in a same type of that in original structures.

1 緒 言

危険物運搬船や mobile offshore units などでは、万一の事故の場合の構造安全性確保に関し、実験的および解析的検討を行う場合が増えている。衝突や座礁時の損傷を局限し、致命的な機能喪失・損壊に至らせぬ観点から、事前検証作業を行うわけである。

船舶の衝突問題に関しては、まず最初に原子力船の安全性確保の観点から、研究が着手された¹⁾。

我国においても、原子力船研究協会およびその後の造船研究協会原子力船研究部会などにおける精力的な研究がある^{2)~7)}。

ところで、最近では原子力船以外の危険物運搬船や mobile offshore units においても、万一事故時の状況推

定を行うケースが増えつつある。ただし、これら状況推定は、一部のルールなどで検討課題として呈示⁸⁾はあるものの、現状必ずしも十分な方法論が規定されているわけではない。

すなわち、原子力船の衝突研究の成果をベースとしながらも、危険物運搬船や offshore structure の構造的特徴、経済性に十分な考慮を払った新たな衝突現象の定量化、つまりその推定精度向上の時代に入りつつあると考えられる。本報告は、この背景に従い、材料強度学的な観点から、手法の精度向上を目指して一考察を加えようとしたものである。

衝突の定量化（突入量など破壊規模、衝突船の排水量と危険速度の関係、などの導出作業）のためには、衝突時の運動エネルギーが衝突船および被衝突船の破損仕事に変換されるとする考え方が基本となる。すなわち、奥

* 三菱重工業（株）長崎研究所

入量と反力の関係を、実験あるいは計算を用いて求めることが、極めて重要かつ根本の課題となる^{9)~13)}。

特に、破壊が進行してゆく過程では、突入量と反力の関係に急激な変化（反力の急減）が起こることが知られている。すなわち、外板の破断や船首のフレーム・スペース間の座屈、船側構造の内構材や甲板の座屈、などに伴う急変である。模型実験を行えば、これらの状況が実際に観察できる。ただし、実船の衝突現象を考えるためには、実船材料の破壊強度特性を想定しなければならない。つまり、模型実験から得た判定条件や突入量と反力関係などにおいて、材料の破壊強度特性が関与している部分は、模型材料の特性から実船材料のものへそっくり入れ替える必要がある。具体的には、微小な亀裂が発生する条件やこれが成長して板の破断となる時点についてである。当然のことながら、降伏点（耐力）や引張り強さの変更も含まれる。

また、材料の破壊特性値の入れ替えと同時に、模型実験で観察されるのと同じ種類の破面モードが、実船材料の場合にも起こることを、材料強度学的に確かめておくことも重要である。

以上の点を踏まえて、材料の破壊強度特性の相違が、模型実験と実物現象との関係にどのように影響を及ぼすか、について次章以降で検討する。

2 材料破損に関する基礎的考察 (模型実験との関連において)

本章では、材料の破壊強度特性の一般的な考え方、および前章で述べたねらい、すなわち船の衝突現象の定量化手法を精度向上させるために有効と考えられる材料特性化について簡単に記す。

一般に、材料の破壊強度特性値は、いわゆる材料試験で評価される。その種類は多く、対象とする現象ごとに最も深く関与していると考えられるパラメータを見出し、多数の再現実験によって帰納的にその有効性が検証されてきた。

中でも、脆性材料に関する Griffith 理論¹⁴⁾に端を発した破壊力学による材料特性化手法は、亀裂寸法や応力と材料特性値との関係をかなり一般的な形で説明することに成功している。ただし、破壊力学による材料特性化（すなわち破壊強度特性値）といえども、亀裂現象ごとの特性値の正当性は、多数の再現実験の積み重ねによって確認される。この意味では、破壊の本質的メカニズムの説明には未だ達していないという見方もあり得るが、巨視的な亀裂や応力と破壊強度特性値の相互依存性の解明に大きく貢献している手法である。

ところで破壊の本質的メカニズム、すなわち損傷の発生過程としては、多くの観察結果や金属組織学上の知見

から、転位の堆積→微小孔（ポイド）の発生→ポイドの成長・合体→亀裂やクビレの形成、をたどる¹⁵⁾といわれている。この流れでいえば、破壊力学（連続体力学アプローチ）で現在扱い得ている領域は、専ら肉眼で認められる巨視的な亀裂からの破壊に限られている。つまり、亀裂先端など破壊形成箇所には、破壊力学では介入できない破壊の process zone が存在する。

この process zone と破壊力学（連続体力学アプローチ）との関係について、あえて強く表現するとすれば、その存在を予め認めることに意味があるのではないかと思われる。換言すると“材料の破壊先端部には固有の特性を持った process zone があり、これを囲む領域（破壊力学では K-dominant field, J-dominant field などと呼ばれる）に関する連続体力学アプローチからの結論に支配されて、process zone 内部の機構が働く”という大前提を置くことである。つまり、process zone 周辺上の歪分布など力学的条件が同じであれば、同じ現象が再び起こるという体験的法則を意味している。

すなわち、衝突など構造物での材料破損を伴う模型実験において、次の点に留意すべきことが分かる。

- (1) 模型と実物で対応する歪が一致していても、同一材料でない限り、破壊が起こる条件は各々独立に決まる。
- (2) 模型実験と実物現象で、破面モード（例えば、延性破面と脆性破面など）が異なれば、明らかに相似性がないことを表わしている。

これら(1),(2)の具体的な例については、次章で紹介する基礎実験を用いて説明を加える。

本章では更に、代表的な材料破壊モードとして延性破壊と脆性破壊を取り上げることとし、これらの破壊条件について略記しておく。

すなわち、延性破壊の特性化指標としては、引張り問題における塑性不安定が起こる限界歪に着目し、脆性破壊発生に対しては、破壊靱性値を用いる。

Fig.1 Critical strain ϵ_{uns} (schematic diagram)

先ず、塑性不安定が起こる限界歪 ϵ_{uns} については、Fig. 1 に模式的に示されているように、加工硬化による耐力の上昇と変形による断面積減少の平衡が保ち得なくなる限界の歪として定義されている（引張り試験での最大荷重時の歪となる）。すなわち、公称歪 ϵ が増加してゆく時、加工硬化分だけ真応力 σ は上昇するが、塑性変形はほぼ等体積変化であるために実断面積 A は初期値 A_0 から次第に減少する。引張り力 P は、(1) 式で表わせる（記号は、Fig. 1 に従う）。

$$P = A\sigma = A_0\sigma/(1+\epsilon) \\ = A_0 \cdot \tan(\angle OBC) \quad (1)$$

図中、C が C* に一致する時（直線 BC が、 σ - ϵ 線図への接線となる時）に $\tan(\angle OBC)$ が最大となり、これ以上の引張り力に対しては不安定な塑性変形が進行する。この限界を表わす C* に対応した歪 ϵ_{uns} を、材料ごとに固有の特性値として捉えることは有力な考え方となる。

次に、脆性破壊発生に関する特性値 K_c について簡単に触れる。破壊靱性値 K_c は、亀裂を含む完全弾性体に関する力学エネルギーの平衡条件から定式化されたものである。亀裂体のコンプライアンス変化を媒介にして、(2) 式、(3) 式で表わされる¹⁶⁾。

$$F^2 = 2G_c / \{d(u/F)/dS\} \quad (2)$$

$$G_c = (1-\nu^2)/E \cdot K_c^2 : \text{平面歪条件の場合} \quad (3)$$

ここで、 K_c : 破壊靱性値 ($\text{kgf}/\text{mm}^{3/2}$)、 G_c : Crack extension force、 F : 荷重、 u : 荷重点変位、 S : 亀裂の面積、 E : ヤング率、 ν : ポアソン比、である。

また、破壊時の亀裂先端の応力特異項を用いた表示として次の表現ができる。

$$K = K_c \quad (4)$$

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} f(r_1, r_2, \dots) \quad (5)$$

ここで、 K : 応力拡大係数、 σ : 作用応力、 a : 亀裂半長、 r_i : 亀裂体の形状を表わす無次元数、である。すなわち、二つの相似モデル（変数の右肩に (p) を付して実物の値、(m) を付して模型の値とする）での破壊応力 σ_c および破壊荷重 F_c に関して、次の関係が成立する。

$$\sigma_c^{(m)} / \sigma_c^{(p)} = (K_c^{(m)} / K_c^{(p)}) \sqrt{\lambda} \quad (6)$$

$$F_c^{(m)} / F_c^{(p)} = (K_c^{(m)} / K_c^{(p)}) / \lambda^{3/2} \quad (7)$$

ここで、 λ は実物の模型に対する相似比 (scale factor, 通常は $\lambda > 1$) である。

ところで、破壊発生までの途中の変形が相似であるためには、相似則に従って (8c) 式が必要であり、破壊発生時の歪まで含めて挙動が完全に一致するには (7) 式、(8c) 式を同時に満たさねばならない。このような設定は、一般的には著しく困難である。つまり、形状的に相似な模型ではあっても、脆性破壊が発生する時点は対応

していない。

一般に、幾何学的形状について相似条件が実現しておれば、相似則に従って、次の関係が成り立つ。

$$(\text{実物の歪}) = (\text{模型の歪}) \quad (8a)$$

$$(\text{実物の変形}) = (\text{模型の変形}) \times \lambda \quad (8b)$$

$$(\text{実物の力}) = (\text{模型の力}) \times \lambda^2 \quad (8c)$$

$$(\text{実物の吸収エネルギー}) \\ = (\text{模型の吸収エネルギー}) \times \lambda^3 \quad (8d)$$

しかし、材料破壊が起こる時の歪状態は異なるわけであり、それ以後に関しては、最早、両者の相似性は実現しない点に留意すべきである。

3 試験方法と結果

前章では、模型実験と材料破壊条件の関係について基礎的考察を行った。そして、材料破壊条件まで含めて相似性を確保することはほとんど不可能であることを述べた。また、材料破壊の条件として、延性破壊における塑性不安定の限界歪 ϵ_{uns} と脆性破壊における破壊靱性値 K_c とを取り上げた。

本章では、具体例を示す基礎実験として、形状的に相似である4種類のI断面梁を製作し、3点曲げ試験を行った内容を示す。

3.1 供試材料と梁曲げ試験片形状

供試材として板厚の異なる4種類の軟鋼板を用いた。供試材料の機械的性質および化学成分をTable 1に掲げた。供試材圧延方向が長手方向となるように試験片 (JIS Z 2201-1A 号、平行部長さ 220mm、幅 40mm) を切出し、静的引張り試験を実施した。得られた結果を、Fig. 2 に示した。

Fig. 2 では、歪が比較的小さい範囲では歪ゲージ出力を、大きな範囲では平行部の平均伸びを出力（公称歪 ϵ ~ 公称応力 σ の関係として）している。Fig. 2 の縦軸を真応力 $\sigma(1+\epsilon)$ に修正し、Fig. 1 の要領に従えば塑性不安定を起こす限界歪 ϵ_{uns} を求めることができる（その一例を Fig. 3 に示す）。

次に、4種類の供試材を用いて、スカラップを有するI断面梁を製作した。製作した試験片の形状寸法および

Table 1 Mechanical properties and chemical composition

Code	Thickness	Mechanical Properties			Chemical Compositions (%)					
		σ_y (kgf/mm ²)	σ_B (kgf/mm ²)	El. (%)	C	Si	Mn	P	S	Ceq.
SPCC-SD (JIS G3141)	2.3	16*	29*	40*	0.03	0.01	0.28	0.015	0.012	0.08
SPHC (JIS G3131)	6	28*	37	49	0.04	0.01	0.27	0.017	0.012	0.09
KAM (NK Rule)	10	30	45	28	0.15	0.23	0.66	0.013	0.012	0.26
KAS (NK Rule)	20	30	45	32	0.17	0.19	0.56	0.017	0.016	0.26

* : Obtained Data by Tensile Test, The Others : From Mill Sheets

Fig. 2 σ - ϵ diagram by tensile test Fig. 3 Obtained critical strain ϵ_{uns}

梁の曲げ負荷の要領を Fig. 4 に示した。Fig. 4(a) に示されているように、4 種類の試験片はほぼ完全な相似形状である。フランジおよびウェブ板厚が 2.3 mm, 6 mm, 10 mm および 20 mm のものをそれぞれ M 23 シリーズ, M 60 シリーズ, M 100 シリーズおよび M 200 シリーズと以下称す。試験片中央部つまり荷重点直入には横リブ材を配置した。横リブがウェブを遮っており(ウェブが切れている), 引張り側フランジとの交差部にはスカルップを設けた。

スカルップおよびその周辺の形状と隅肉溶接条件を Table 2 として示した。実際の脚長は, 指示値からの若干の増減があった。また, M 23 シリーズでは, 脚長が

(Unit: mm)

Series	l_0	l_1	b_1	b_2	d_1	t_1	t_2	t_3	t_4	r
M23	300	103	23	35	21	2.3	2.3	2.3	6	6
M60	660	270	60	90	54	6	6	6	9	15
M100	1100	450	100	150	90	10	10	10	15	25
M200	2200	900	200	300	180	20	20	20	30	30

(a) Size of Specimen

(b) Method of Test

Fig. 4 I-beam bend test

Table 2 Fillet welding condition

Specimen Series	Part in Beam		Leg Length (mm)	Pass Layer Sequence	Rod Dia (mm)	Note
	Scallopp Radius (mm)	Rib Thickness (mm)				
M23	6 ^R	6	2		2 ϕ	No Round Weld at Scallopp
M60	15 ^R	9	3		2.6 ϕ	
M100	25 ^R	15	5		5 ϕ	
M200	50 ^R	30	10		5 ϕ	

* Manual Arc Weld

Table 3 Shape of notch

Specimen	Used Disk Grindstone		Notch Shape		Configuration
	Dia ϕ (mm)	Thickness t (mm)	$2a$ (mm)	b (mm)	
M23N-1 M23N-2	Scatched by Scriber		abt	5.0	abt
M60N	62	0.1	12.0	0.59	
M100N	76	0.1	20.0	1.34	
M200N	150	0.2	40.0	2.72

Fig. 5 Obtained P - δ curve by bend test

Fig. 6 Flange thickness after fracture

小さいために、スカラップの隅肉角巻き溶接が困難であり、角巻きの運棒は行っていない。

スカラップの角巻き溶接の余盛止端部に、一部の試験片では予め表面切欠きを挿入しておいた（平板の状態にて）。すなわち、フランジ材に回転砥石により、機械切欠きを加工した。その切欠き形状を Table 3 に掲げる（切欠き付き試験片には N を付けて M 200 N などと称し、ないものは M 200 S などと表わした）。砥石を削るなどの方法で可能な限り切欠き形状は相似に近づけたが、M 23 シリーズについては加工が困難であったためにけがき棒で所定長さおよび深さに引掻き疵を与えた。

3.2 梁曲げ試験とその結果

Fig. 4(b) に示した要領で、引張り側フランジが破断するまで漸次負荷した。その際の着点変位すなわち撓みの速度は、できるだけ歪速度の影響が小さくなるよ

Fig. 7 Normalized P - δ curve

う、M 200 シリーズで約 40mm/分とし、他シリーズでは比例的に小さくした。試験中は、荷重と着点変位の関係を記録した。この出力例を Fig. 5 に示す。

破断の仕方としては、M 200 N 試験片を除くすべての試験片では、フランジとウェブ交差部の角巻き隅肉部でまず剪断ずれが生じ（程度の差は認められたが）、これがある程度進行した時点で角巻き隅肉余盛りの止端部またはここにある切欠き断面から亀裂が発生し破断に至った。

破面外観上の所見として特徴的な点は、大部分の試験片のフランジ破面がいわゆる 45° 剪断破面（延性破面）であったのに対して、M 200 N 試験片だけは典型的な脆性破面（シェブロン・パターン）であった点である。荷重-変位線図上では、若干（弾性）直線範囲を越えた位置で破壊しており（Fig. 5(c) 参照）、破断面の板厚取縮も極めて少なかった（Fig. 6 参照）。

4 考 察

梁曲げ試験で得られた荷重 P と撓み δ の線図を基に、(8) 式で表わされる相似則の基本的考え方に従って、荷重は P/λ^2 で、撓みは δ/λ で基準化した結果が Fig. 7

として示されている（相似比 λ は、M 23 シリーズを基準 $\lambda=1$ とする）。

Fig. 7 から次の 2 点が特徴的な点として指摘できる。

- (1) 各試験シリーズ間で、荷重低下が起こる撓み δ/λ の値にかなりの差がある。
- (2) 同じく、加工硬化域に入り始めた領域での荷重 P/λ^2 の値に若干の差がある。

このうち(2)は、各供試材の引張り強度特性すなわち加工硬化域での強度レベル差によるものと考えられる。つまり、更に良好な相似性を確保するためには、Fig. 2 での加工硬化域での平均的な応力 $\bar{\sigma}$ （例えば、歪が降伏歪から 5% 程度まで変化するのに対応する平均的応力）を各試験シリーズ材ごとに求め、縦軸は $\bar{\sigma}\lambda^2$ で基準化する改善策も考えられよう。

(1)は、2章で述べた材料相互の限界歪の違いが原因であろう。この点を明らかにするために、梁のフランジ部の最大公称歪を簡単な数値計算によって算出した。その計算は、次の手順により、机上電卓で行った。

- (i) I 断面梁（の半分）を、多数の小区間に分割する。
 - (ii) 負荷前中立軸に垂直であった断面は、変形後も垂直を保つ（断面内歪分布 $\epsilon(\eta)$ が、深さ方向（ η 方向）に直線分布する。（9）式参照）と仮定し、応力-歪関係は単軸引張り時のもの（Fig. 2）を用いる。これにより、I 断面梁の曲げモーメント M と曲率 $1/\rho$ の関係を求めることができる。
- $$\epsilon = \eta/\rho \quad (9)$$
- (iii) 与えられた荷重条件下で、曲げモーメント分布から、各小区間ごとに対応する曲率を、(ii)より順次求める。
 - (iv) 中央部での撓み傾斜零の条件を用い、各小区間の曲率を逐次積分することにより、各小区間の撓み傾斜分布を求める。同様に、撓み分布を求

める。

こうして求めたフランジ最大公称歪（フランジ幅は 100% 有効としている）と梁中央の撓みの関係が Fig. 8 中の曲線として示されている。Fig. 8 中には、3 章の実験で得られた各試験片の最大荷重時の撓みに対応するフランジ最大公称歪が、●印で示されている。

Fig. 8 から分かるように、典型的な脆性破面を示した M 200 試験片を除外し、延性破壊データに限定すれば、板厚が大きくなるにつれてフランジ部最大公称歪が低下する傾向が認められる。つまり、薄板である M 23 シリーズの最大荷重時のフランジ公称歪は、M 200 シリーズでのそれに比較してかなり大きい。Fig. 8 で得た最大荷重時のフランジ最大公称歪と Fig. 3 で得た塑性不安定の限界歪 ϵ_{uns} の対応関係を示したものが Fig. 9 である。これから、最高荷重に到達する時のフランジ最大公称歪と平滑引張り試験片での塑性不安定を起こす歪とが、ほぼ一致していることが分かる。すなわち、この結果は最高荷重すなわちこの直後に起こる荷重低下（剛性低下）を評価するのに、塑性不安定を起こす歪 ϵ_{uns} をそのまま用いてよいことを示すものである。ただし、今回の実験には、若干の補足説明が必要であろう。すなわち、今回の延性破壊試験片はいずれもフランジとウェブ交差部の角巻き隅肉部の剪断ずれを起こした後に破断していた。梁が最高荷重を示した時ないしはその直後の急激な荷重低下を示した時には、スカラップなどによる歪集中効果はかなり緩和していたものと想像される。しかし、広範囲の構造部分をモデル化した模型試験片の場合には、歪集中部付近の平均的な歪が限界歪 ϵ_{uns} に達する時点を実験計測または計算によって押えるべきであり、歪集中の緩和の程度は、2 次的な課題として考えるべきであろう。

以上述べたことから、延性破断に対しては、材料ごとに固有の限界歪が設定されるべきであり、これを無視し

Fig. 8 Calculated strain vs. deflection

Fig. 9 Comparison between flange strain at P_{max} and ϵ_{uns}

Fig. 10 Absorbed fracture energy

た評価はかなり危険側の推定となり得ることが分かった。ちなみに、各々の I 断面梁が破断に至るまでの吸収エネルギーすなわち Fig. 5 における $P-\delta$ 曲線が囲む面積を求めて、フランジ板厚との関係を Fig. 10 に示した。板厚の違いを単に幾何学的寸法の相違としてのみ考えて相似則を適用した場合には、吸収エネルギーは相似比 λ の 3 乗に比例する ((8d) 式) ので、Fig. 10 中の勾配 3 の直線上に全実験点が乗るはずである。しかし、すべての実験点が直線上に揃っておらず、単純な相似側の適用による場合に比較して 2 倍強の差が生じている。特に、薄板の M 23 シリーズの結果が、より厚い板の結果と比較して、大きめの吸収エネルギーを示している点に注意すべきである。以上のように、極端に特性の異なる材料を用いて比較することは、注意を要するところである。

次にもう一つの問題点である破面モードが同種であることの重要性について述べる。すなわち、実物での材料破壊モードと模型実験での破壊モードとが同種となることが基本である。しかし、今回の M 200N 試験片は、他と異なる典型的な脆性破面であり、明らかに破壊は同じメカニズムでなかったと判断される。以下に、この理由について若干の検討を加える。

Table 1 に示したように、M 200N 試験片の材料は、船体用軟鋼 KAS である。シャルピー特性を調べたところ、破面遷移温度 $vTrs$ が $+15^{\circ}C$ 、 $vE_{+20^{\circ}C}=7 \text{ kgf-m}$ であった。本供試鋼と同厚で同クラスの鋼板の破壊靱性値 (ディープノッチ試験結果) を調べたところ、常温で $300 \sim 400 \text{ kgf/mm}^{3/2}$ であることが分かった¹⁷⁾。

また、M 200 シリーズ模型を対象にして (亀裂のない状態で)、立体平板 FEM 計算を行った。その結果、破壊が生じたスカラップ隅肉部のフランジ板では、応力集

Table 4 Estimate of brittle fracture occurrence

Specimen	Scale Factor λ	Assumed K_c ($\text{kgf/mm}^{3/2}$)	Estimated K ($\text{kgf/mm}^{3/2}$)	Occurrence of Brittle Crack
M23N-1	1.0	>400	120	No
M23N-2	1.0	>400	110	No
M60N	6.0/2.3	>400	210	No
M100N	10./2.3	>400	290	No
M200N	20./2.3	$300 \sim 400^{(1)}$	330	Yes, Possible

(1) Estimated by Empirical Correlation between Charpy Data and K_c .

(2) K Formula is Shown in Eq.(10). Using Nominal Max. Stresses of FRange in the Test.

中率 1.65 (基準応力は、フランジ平均応力) であり、曲げ応力 σ_b と引張り応力 σ_t の比が約 0.25 の結果を得た (曲げ応力は、ウェブ側がプラスとなる)。これらの値を (10) 式に示す表面亀裂に関する Newman の K 値解¹⁸⁾に代入して、M 200N 試験片の最高荷重における応力拡大係数 K を求めた。

$$K = (\sigma_t + H\sigma_b) \sqrt{\pi a} f / \Phi \quad (10)$$

ここに、 $H, f: a/t, a/c$ の関数、 $\Phi: a/c$ の関数、 a : 亀裂表面長さの半分、 c : 表面亀裂の深さ、 t : 板厚、である。その結果によると、 $K \approx 330 \text{ kgf/mm}^{3/2}$ であり、M 200N 試験片での脆性亀裂発生の可能性が説明できることが分かった。

M 200N 試験片以外の切欠き試験片の脆性破壊の可能性についても同様の検討を行ってみた。その結果を Table 4 に示す。ただし、破壊靱性値 K_c は板厚が小さくなると一般的に増大することが期待されるが、ここでは仮に同一値と仮定した。Table 4 によると、M 100N 試験片をはじめいずれの切欠き試験片においても、最大荷重時 (この荷重は、延性破壊条件から決定できる) には脆性破壊の発生条件が満たされないことが分かる。一般に、作用応力は一定として板厚が次第に大きくなる場合 (実物に近い模型となる場合)、亀裂形状も含めた相似形状が確保されているとすると、応力拡大係数 K は板厚の $1/2$ 乗に比例して大きくなり、破壊靱性値 K_c は低下する傾向にある。つまり、板厚の薄い小さな模型では全く脆性破壊の可能性がなかった ($K \ll K_c$) としても、亀裂形状まで含めた相似模型が大型化するに伴って、 K と K_c は近づく傾向を持つことになる。ただし、実際に脆性破壊が起こる ($K \geq K_c$) か否かは、実物構造の板厚、亀裂形状寸法および材料特性値 (塑性不安定化の限界歪 ϵ_{uns} 、破壊靱性値 K_c) などによって大きく左右されることはいうまでもない。

5 結 言

船舶・海洋構造物の衝突や座礁を念頭に置いて、材

破損を伴う模型実験に注目し、模型材および実物材の破壊強度特性が衝突エネルギーなどに及ぼす影響について考察した。また、相似形状をした I 断面梁を用いた基礎実験を行い、材料強度特性の影響を調べた。その結果、以下の知見を得た。

(1) 船の衝突実験などの材料破損を伴う模型実験では、使用材料の破壊強度特性の相違が原因で、例えば外板破断までの吸収エネルギーなどに関して幾何学的な相似比のみを単純に用いた実物推定では、大きな誤差を生じる可能性がある。すなわち、薄板の場合には、延性破壊が起こる時の歪が大きくなるために、その結果を用いて推定すると、過大な吸収エネルギーとなる傾向がある。しかし、この場合でも、適切な材料強度指標を用いて、模型実験の結果を修正することにより、実物挙動推定は可能であると考えられる。

(2) 相似形状をした I 断面梁を用いた基礎実験の結果から、模型と実物との対応を考えるために適した材料強度指標を確かめた。その結果、延性破壊においては、塑性不安定に至る限界歪、脆性破壊については破壊靱性値 K_{IC} が、有効であることが分かった。

以上、材料破損を伴う模型実験における留意点について述べた。材料の相違による限界歪の相違などは、見落されがちであり、今後の研究としてこの点を考慮した事故時の状況推定技術の高精度化に努めたい。

本研究を進めるに当たり、貴重な示唆を与えていただいた弊社長崎研究所船体強度研究室の萩原孝一室長、矢島浩主務に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) V. U. Minorsky : An Analysis of Ship Collisions with Reference to Protection of Nuclear Power Plant. J. of Ship Research, October (1959).
- 2) 日本造船研究協会原子力船第 10 研究部会、原子力船の耐衝突構造の防護能力に関する試験研究、昭和 56 年 9 月。
- 3) 日本原子力船研究協会船体分科会：原子力船の船体構造の設計に関する試験研究、原船協 40 号、1963 年 6 月。
- 4) 秋田好雄、高田 健、潮田史郎、松沢撰津雄、片岡軍司：原子力船の衝突防護構造について、造船協会論文集、第 118 号、昭和 40 年 12 月。
- 5) 日本造船研究協会原子力船第 3 研究部会：原子力船の耐爆発防護構造に関する研究、造船研究協会報告、No. 122 (1970)。
- 6) Y. Akita, N. Ando, Y. Fujita, K. Kitamura : Studies on Collision—Protective Structures in Nuclear Powered Ships, Nuclear Eng. and Design, Vol. 19 (1972)。
- 7) review として、たとえば、有田喜久雄、北村勝英：原子力船耐衝突構造の研究について、造船学会誌、第 521 号、昭和 47 年 11 月。
- 8) たとえば、Dt. N. V., Rule for Classification Mobile Offshore Units, (1983) の Pt. 3, Cl. 1, Sect. 4, Accidental Impact Energy.
- 9) Y. Akita, K. Kitamura : A Study on Collision by an Elastic Stem to a Side Structure of Ships, 日本造船学会論文集、第 131 号、昭和 47 年 5 月。
- 10) 安藤文隆、有田喜久雄：二重殻構造の衝突強度について—第一報、静的圧壊実験による破壊過程—、日本造船学会論文集、第 139 号、昭和 51 年 5 月。
- 11) 長沢 準、有田喜久雄、谷 政明、酒戸恒男、徳江弘伸、岡 修二：二重殻構造の衝突強度について—第 2 報、吸収エネルギー効率—、日本造船学会論文集、第 144 号、昭和 53 年 11 月。
- 12) 洪江唯司、伊藤 久、北村勝英、吉村信敏、吉田章一、長沢 準：原子力船の耐衝突船側構造の強度実験、日本造船学会論文集、第 151 号、昭和 57 年 5 月。
- 13) K. Hagiwara, H. Takanabe and H. Kawano : A Proposed Method of Predicting Ship Collision Damage, Int. J. Impact Engng., Vol. 1, No. 3 (1983) p. 257.
- 14) A. A. Griffith, Phil. Trans. Roy. Soc. London, Ser. A 221 (1920) p. 163.
- 15) たとえば、J. Gurland and J. Plateau : The Mechanism of Ductile Rupture of Metals Containing Inclusions, Trans. ASM., Vol. 56 (1963).
H. C. Rogers : The Tensile Fracture of Ductile Metals, Trans. Metal. Soc. AIME, Vol. 218 (1960) p. 498.
- 16) たとえば、岡村弘之：線型破壊力学入門、培風館、p. 49.
- 17) 日本造船研究協会第 169 研究部会、船体構造の破壊管理制御設計指針、昭和 58 年 6 月。
- 18) J. C. Newman, Jr. and I. S. Raju : Analysis of Surface Cracks in Finite Plate Under Tension or Bending Loads, NASA Technical Paper 1578.