「材料」(Journal of the Society of Materials Science, Japan), Vol. 55, No. 9, pp. 868-873, Sep. 2006
論　文

2D-C/C 複合材料構造物の強度予測法の提案†

塙　悟史*　石原正博**　柴田大受***
沢　和弘***　本橋嘉信****

A New Strength Prediction Method for 2D-C/C Composite Components

by

Satoshi HANAWA*, Masahiro ISHIHARA**, Taijyu SHIBATA***,
Kazuhiro SAWA*** and Yoshinobu MOTOHASHI****

The strength prediction method for 2D-C/C composite components is proposed in this paper. The proposed method is based on the combination of competing risk model and FEM stress analysis. In the strength prediction, tensile and compressive fracture to lamina direction, tensile and compressive fracture transverse to lamina direction and shear fracture were introduced as basic fracture modes. In order to investigate the applicability of the proposed method, the fracture test with structural element test specimens was performed, and the result was compared with prediction result by the method. From the comparison, it was shown that the proposed prediction method has a slightly higher but more precise prediction than the other traditional fracture models. As a result of this study, it is concluded that the proposed method was applicable to arbitrary shaped 2D-C/C composite components.

Key words : Strength prediction model, 2D-C/C composite, Competing risk model, Statistical treatment

1　緒　　言

炭素繊維強化炭素複合材料（C/C 複合材）は，強化材である炭素繊維と炭素マトリックスから構成される複合材料で，高比強度かつ優れた耐熱性を有する．そのため，航空宇宙分野のみならず原子力分野でも有望な材料として位置づけられ，研究開発が進められている.[1)]C/C 複合材のなかでも，特に 2 次元 C/C 複合材（2D–C/C 材）は，高温強度およびコストの観点から高温ガス炉 (High Temperature Gas-Cooled Reactor, HTGR) 用構造材料として有望視されている.[2)]

構造材としての複合材料を考えた場合，繊維強化型複合材料は強化材である繊維とマトリックスから構成されるために，繊維の配向方向により材料特性に高い異方性を有する．そのため，負荷方向と繊維の配向方向により，引張，圧縮およびせん断等の種々の破壊様式が生じ，それぞれの破壊様式が構造物の破壊に複雑に影響する．さらに，構造物は一般的に複雑な応力分布状態となることから強度の予測は複雑である．

一方，新たな複合材料の破壊モデルとして，著者らは複数の破壊様式が考慮できる競合リスクモデル[3), 4)]に基づく脆性破壊のモデル[5)]を提案し，応力勾配をもつ 2D–C/C 材の曲げ強度予測への適用性を示している．本モデルは，構造物全体の破壊の危険率（Weibull の定義した Risk of rupture[6)]）から構造物の強度を予測することが可能で，さらに考慮する破壊様式に対する破壊の危険率から，支配的な破壊様式の検討，たとえば構造物の強度向上を目指した材料開発など，従来の複合材料の破壊則[7), 8)]を超えた応用が可能である．

そこで本報では，汎用的な 2D–C/C 材構造物の強度予測法として，著者らが提案した競合リスクモデルに基づく脆性破壊のモデル[5)]を任意形状の構造物の強度予測ができるよう拡張する．具体的には，競合リスクモデルに基づく脆性破壊のモデルを有限要素法 (FEM) による応力解析に拡張し，複雑な応力状態における複合材料の強度予測法を提案する．さらに，応力集中を有する構造要素の破壊試験を行い，提案手法による予測結果との比較により，提案する強度予測手法の適用性を示す．

2　破 壊 モ デ ル

2・1　競合リスクモデルに基づく脆性破壊のモデル[5)]

k 種類の破壊原因が構造物の破壊の起点になるとし，構造物は破壊原因の競合により最も弱い破壊原因により破壊すると仮定する．$R_i(\sigma)$ を i 番目の破壊原因による破壊の危険率とすれば，$R_i(\sigma)$ は次式で示される．

$$R_i(\sigma) = \int_{V_i} \left\{ \frac{\sigma - \sigma_{ui}}{\sigma_{0i}} \right\}^{mi} dV_i \qquad (1)$$

ここで，V_i，σ，σ_{ui}，σ_{0i} および m_i はそれぞれ i 番目の

†　原稿受理　平成 17 年 11 月 7 日　Received Nov. 7, 2005
*　正 会 員　日本原子力研究開発機構核熱応用工学ユニット　〒311-1393　茨城県東茨城郡大洗町成田，Nuclear Applied Heat Tech. Div., Japan Atomic Energy Agency, Higashiibaraki-gun, Ibaraki, 311-1393（茨城大学大学院理工学研究科）
**　正 会 員　日本原子力研究開発機構経営企画部　〒100-0011　東京都千代田区内幸町，Policy Planning and Administration Dept., Japan Atomic Energy Agency., Uchisaiwai-cho, Chiyoda-ku, Tokyo, 100-0011
***　日本原子力研究開発機構核熱応用工学ユニット　〒311-1393　茨城県東茨城郡大洗町成田，Nuclear Applied Heat Tech. Div., Japan Atomic Energy Agency, Higashiibaraki-gun, Ibaraki, 311-1393
****　茨城大学工学部超塑性工学研究センター　〒316-8511　日立市成沢町，Faculty of Eng., Ibaraki Univ., Nakanarusawa-cho, Hitachi, 316-8511

破壊原因が生じている体積，発生応力，i 番目の破壊原因に対する位置母数，尺度母数および形状母数（Weibull 係数）である．

負荷応力 σ が作用するときの構造物の破壊確率を $P_f(\sigma)$ とすれば，構造物の破壊しない確率 $1-P_f(\sigma)$ はそれぞれの破壊原因による破壊しない確率の積で計算できる．

$$1-P_f(\sigma)=(1-P_1(\sigma))\cdot(1-P_2(\sigma))\cdots\cdots(1-P_k(\sigma))$$
$$=\exp\left\{-\sum_{i=1}^{k}R_i(\sigma)\right\} \quad (2)$$

すなわち，構造物が破壊するときの破壊の危険率は，全ての破壊原因による破壊の危険率を加算することで求められる．したがって，構造物の破壊の危険率 R_{total} は，

$$R_{total}=\sum_{i=1}^{k}R_i(\sigma) \quad (3)$$

で与えられる．

一方，一様引張応力下の破壊の危険率 R_{tu} は，位置母数をゼロとすると次式により計算される．

$$R_{tu}=\int_{Vt}\left(\frac{\sigma_t}{\sigma_{0t}}\right)^{mt}dV_t \quad (4)$$

ここで，V_t は一様引張応力を受ける試験片体積である．構造物の強度は，式 (3)で求めた構造物の破壊の危険率 R_{total} と式 (4)による一様引張応力下の破壊の危険率 R_{tu} を等しく置くことにより求めることができる．[9]すなわち，式 (3)と式 (4)が等しくなる応力により構造物は破壊することになる．

2・2　有限要素法応力解析への拡張

任意形状の C/C 複合材構造物の強度を予測するために，競合リスクモデルに基づく脆性破壊のモデルを FEM 応力解析に拡張する．FEM 応力解析によれば，外力に対する要素内の任意点の変位 δ は，形状関数を N_k とすれば節点変位 u より次式で表される．

$$\delta_x=\sum_k N_k u_{kx} \qquad \delta_y=\sum_k N_k u_{ky} \qquad \delta_z=\sum_k N_k u_{kz} \quad (5)$$

任意点のひずみ ε はひずみ－変位マトリックスを $[B]$ とすれば次式で得られることから，

$$\{\varepsilon\}=[B]\{\delta\} \quad (6)$$

任意点の応力 σ は弾性応力－ひずみマトリックスを $[D]$ とすれば次式で求められる．

$$\{\sigma\}=[D]\{\varepsilon\} \quad (7)$$

したがって，構造物の破壊の危険率は，考慮する破壊様式に対応する応力成分について，式 (7)で定まる応力を式 (1)に代入することにより得られる．

2D–C/C 材の基本的な破壊様式として，繊維方向および繊維垂直方向への引張破壊および圧縮破壊，せん断破壊の 5 つの様式が考えられることから，[10]ここでは C/C 複合材構造物の破壊原因として 5 種類の破壊様式（繊維方向の引張破壊：mode–1，繊維垂直方向の引張破壊：mode–2，繊維方向の圧縮破壊：mode–3，繊維垂直方向の圧縮破壊：mode–4 およびせん断破壊：mode–5）を考慮する．各々の破壊様式に対する破壊の危険率をそれぞれ R_t，R_{t2}，R_c，R_{c2}，R_τ とすれば，構造物の破壊の危険率 R_{total} は，

$$R_{total}=R_t+R_{t2}+R_c+R_{c2}+R_\tau \quad (8)$$

で与えられる．

各破壊様式に対する破壊の危険率を求めるために，FEM 応力解析により得られる構造物の応力分布を用いるが，ここでは，破壊の危険率を算出する方法の一つとして FEM のメッシュ要素毎に破壊の危険率を求める方法を示す．

(1)　2 次元問題

繊維方向を x 方向，繊維垂直方向を y 方向とし，2 次元に分割したメッシュ要素を考える．前述の 5 種類の破壊様式の位置母数 σ_{ui} をゼロとすると，破壊様式に対してメッシュ要素単位で次式の面積積分を行うことで，破壊の危険率を求める．

$$\begin{aligned}
R_t &= \sum_{j=1}\int_x\int_y\left\{\frac{\sigma_t(x,y)}{\sigma_{0t}}\right\}^{mt}tdxdy\\
R_{t2} &= \sum_{j=1}\int_x\int_y\left\{\frac{\sigma_{t2}(x,y)}{\sigma_{0t2}}\right\}^{mt2}tdxdy\\
R_c &= \sum_{j=1}\int_x\int_y\left\{\frac{\sigma_c(x,y)}{\sigma_{0c}}\right\}^{mc}tdxdy\\
R_{c2} &= \sum_{j=1}\int_x\int_y\left\{\frac{\sigma_{c2}(x,y)}{\sigma_{0c2}}\right\}^{mc2}tdxdy\\
R_\tau &= \sum_{j=1}\int_x\int_y\left\{\frac{\sigma_\tau(x,y)}{\sigma_{0\tau}}\right\}^{m\tau}tdxdy
\end{aligned} \quad (9)$$

ここで，t は構造物の厚さである．

例えば，繊維方向（x 方向）応力の場合であれば，考慮すべき mode–1 および mode–3 の破壊様式に対して，Fig. 1 に示すように繊維方向の引張および圧縮応力の分布から得られるメッシュ要素単位の破壊の危険率を式 (9)に示すように破壊様式が生じる全メッシュ要素について加算し，各破壊様式の破壊の危険率を求める．同様にして，繊維垂直方向応力による破壊様式である mode–2 および mode–4，さらにせん断応力による破壊様式である mode–5 の破壊の危険率を求めることができる．

(2)　3 次元問題

3 次元問題の場合は，繊維方向を x 方向，繊維垂直方向を y 方向，繊維方向を z 方向（x 方向に対して 90° 方向）とし，3 次元に分割したメッシュ要素を考える．前述同様に 5 種類の破壊様式の位置母数 σ_{ui} をゼロとすると，破壊様式に対してメッシュ要素単位で次式の体積積分を行うことで，破壊の危険率を求める．

$$\begin{aligned}
R_t &= \sum_{j=1}\int_x\int_y\int_z\left\{\frac{\sigma_t(x,y,z)}{\sigma_{0t}}\right\}^{mt}dxdydz\\
R_{t2} &= \sum_{j=1}\int_x\int_y\int_z\left\{\frac{\sigma_{t2}(x,y,z)}{\sigma_{0t2}}\right\}^{mt2}dxdydz\\
R_c &= \sum_{j=1}\int_x\int_y\int_z\left\{\frac{\sigma_c(x,y,z)}{\sigma_{0c}}\right\}^{mc}dxdydz\\
R_{c2} &= \sum_{j=1}\int_x\int_y\int_z\left\{\frac{\sigma_{c2}(x,y,z)}{\sigma_{0c2}}\right\}^{mc2}dxdydz\\
R_\tau &= \sum_{j=1}\int_x\int_y\int_z\left\{\frac{\sigma_\tau(x,y,z)}{\sigma_{0\tau}}\right\}^{m\tau}dxdydz
\end{aligned} \quad (10)$$

2 次元問題の場合と同様に，繊維方向応力の場合であれば，mode–1 および mode–3 の破壊様式に対して，Fig. 1 に示すように繊維方向の引張および圧縮応力の分布から得られる要素単位での破壊の危険率を 3 次元的に加算し，各破壊様式の破壊の危険率を求める．同様にして mode–2，mode–4 および mode–5 の破壊の危険率を求める．

3　破壊試験と強度予測

3・1　構造要素の破壊試験

複雑な応力状態を有する構造物への適用性を検討するため，Fig. 2 に示すように半径 10mm の半円孔を持つ，長さ 50mm，高さ 40mm，厚さ 7mm の応力集中を有する橋形の構造要素を用いた破壊試験を行う．荷重は，構造要素の半円孔部に対して同図に示すような L 型治具を用いて与え，繊維配向方向に対して平行に荷重負荷速度 0.5mm/min 一定で加えた．なお，破壊試験に用いた構造要素の数は 10 体である．供試材は，高強度炭素繊維の平織りクロスを積層させ，フェノール樹脂含浸，黒鉛化熱処理および原子力用に高純度化した原子力用炭素繊維複合材料 CX–270G（東洋炭素㈱製）[11]である．主な物性値を Table 1 に示す．

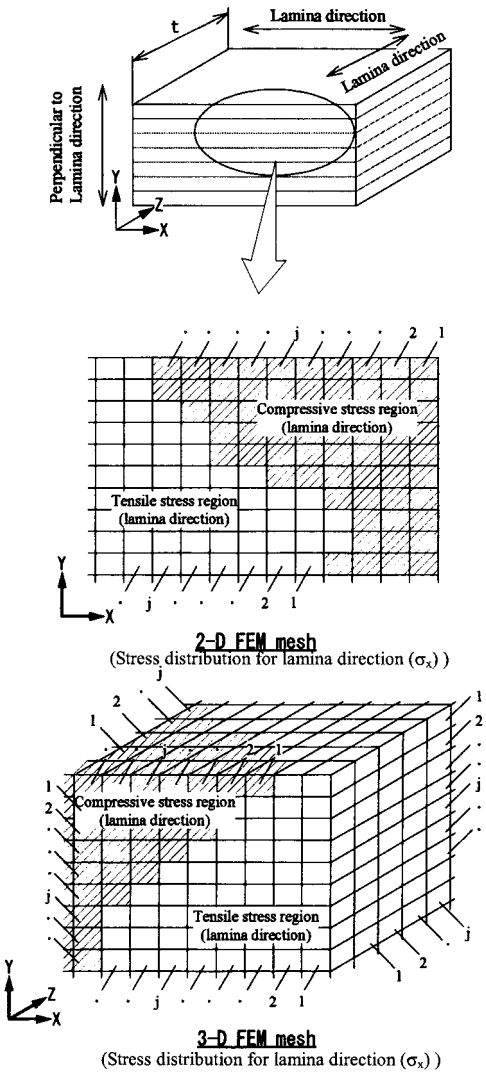


Fig. 1　Application of competing risk theory.

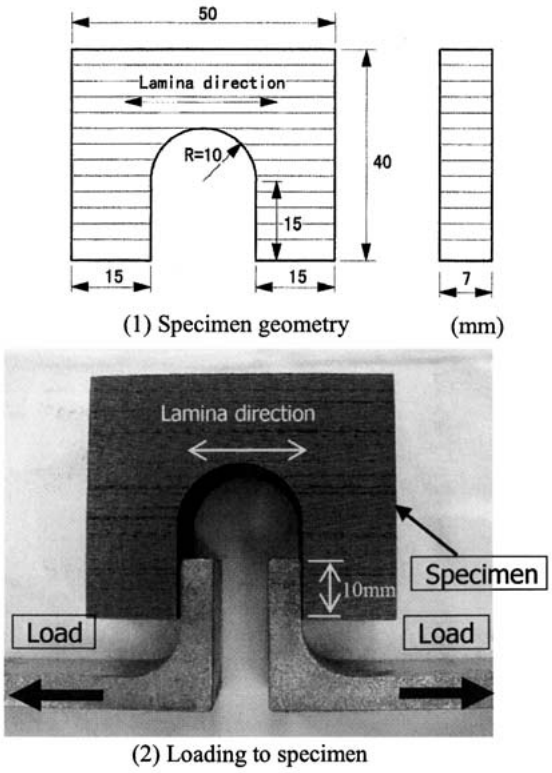


Fig. 2　Fracture test.

Table 1　Typical material properties of CX-270G.[11]

Bulk density (g/cm^3)	1.63
Electrical resistivity (μΩ·m)	6.5
Thermal expansion coefficient (10^{-6}/K)	0.2 (P)　10.8 (T)
Bending strength (MPa)	133 (T)

T: Transverse to lamina direction
P: Parallel to lamina direction

3・2　構造要素の強度予測

FEM による応力解析には，汎用有限要素法応力解析コード ABAQUS[12]を用いた．解析では 8 節点 2 次の平面応力要素を用い，Fig. 3 に示すように対象性を考慮して 1/2 モデルとした．解析規模は，要素数が 3672，節点数が 20041 である．解析では，L 型治具の接触面に剛体要素を設定し，繊維配向方向に平行となるよう剛体要素に負荷を与えて，繊維方向応力（σ_x）分布，繊維垂直方向応力（σ_y）分布およびせん断応力（σ_τ）分布を求めた．ここで，評価対象物との接触部である剛体要素へは，接触による力の伝達を考慮した．解析は弾性解析とするとともに，材料物性として繊維方向および繊維垂直方向の材料異方性を考慮した．解析に用いた物性値を Table 2 に示す．表中に示す物性値は，後述の基礎強度試験にて測定したものである．なお，同表に示す物性値のうち，xy 面および yz 面のせん断弾性係数 G については実測値がないために，FEM を用いた弾性解析により荷重ー変位の関係が実験結果によく合うようにせん断弾性係数を定めた．得られた応力分布から，式 (8)，式 (9)により構造

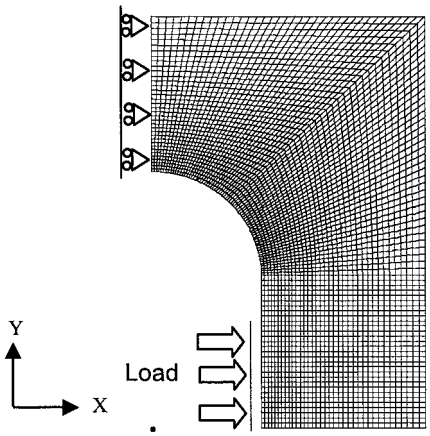


Fig. 3 FEM analytical model.

Table 2 Material properties used in the FEM analysis.

Elastic modulus: E_x	106.5 (GPa)
Elastic modulus: E_y	1.0 (GPa)
Elastic modulus: E_z	106.5 (GPa)
Poisson's ratio: ν_{xy}	0.02
Poisson's ratio: ν_{xz}	0.12
Poisson's ratio: ν_{yz}	0.02
Shear elastic modulus : G_{xy}	85 (MPa)
Shear elastic modulus : G_{xz}	3.0 (GPa)
Shear elastic modulus : G_{yz}	85 (MPa)

物の破壊の危険率を求めた．

本研究では，式 (9)中の各破壊様式のモデルパラメータを定めるために，基礎強度試験を実施した．試験は，mode–1 として繊維方向の引張試験，mode–2 として繊維垂直方向の引張試験，mode–3 として繊維方向の圧縮試験，mode–4 として繊維垂直方向の圧縮試験および mode–5 としてせん断試験である．各試験に用いた試験片の寸法を Table 3 に示す．各試験に用いた試験片本数はそれぞれ 25 本である．平均強度，Weibull 係数および尺度母数は，試験結果の Weibull 確率紙プロットにより求めた．なお，基礎強度試験には構造要素の破壊試験と同じ CX–270G（東洋炭素㈱製）を用いた．なお，基礎強度試験により得られた各破壊様式のモデルパラメータは Table 4 に示す通りである．

Table 3 Specimen size for fundamental strength tests.

Fundamental strength	Specimen size (mm)
Tensile strength (P)	30 (gauge length), 20 (width), 4 (thickness)
Tensile strength (T)	15.5 (gauge length), 10 (width), 10 (thickness)
Compressive strength (P)	10 (length), 10 (width), 10 (thickness)
Compressive strength (T)	10 (length), 10 (width), 10 (thickness)
Shear strength	50 (length), 10 (width), 6 (thickness)

T: Transverse to lamina direction
P: Parallel to lamina direction

Table 4 Model parameters for five kinds of fracture modes.

Parameter	Tensile mode (P)	Tensile mode (T)	Compressive mode (P)	Compressive mode (T)	Shear mode
Weibull modulus	m_t=10	m_{t2}=10	m_c=23	m_{c2}=11	m_τ=28
Scale parameter [MPa]	σ_{ot}=159	σ_{ot2}=2	σ_{oc}=86	σ_{oc2}=133	$\sigma_{o\tau}$=7

T: Transverse to lamina direction
P: Parallel to lamina direction

4 結果および考察

4・1 破壊試験結果

構造要素の破壊試験で得られた荷重と荷重負荷部変位の関係を Fig. 4 に示す．本試験では，最高荷重点を破壊荷重と定義した．構造要素の平均破壊荷重は 98.8N，標準偏差 4.7N，その際の荷重負荷部変位量の平均値は 0.4mm であった．同図には，FEM による応力解析結果を一点鎖線にて示しており，構造要素の変形挙動は弾性解析の結果とほぼ同等であることがわかる．なお，荷重が小さな領域では弾性的挙動からずれるが，これは一般的に材料試験でみられる試験治具と試験片のわずかな隙間に起因するものと考えられる．

4・2 強度予測結果

Table 4 のモデルパラメータを用いて FEM 応力解析の結果から構造要素の強度を予測した．本手法により予測される破壊荷重は 110N であり，実験値より若干高めの値を与えるものの良い予測結果を示した．ここで，各破壊様式の構造要素破壊への寄与を明らかにするために，構造要素が単独の破壊様式のみで破壊すると仮定し，式 (8) の右辺のいずれか単独の破壊様式による破壊の危険率を用いて破壊強度を予測した．Fig. 5 に示すように，構造要素の破壊に対しては，mode–2 である繊維垂直方向の引張破壊が最も支配的であることが理解される．すなわち，材料設計として繊維垂直方向の引張強度を向上させることが同形状の構造物の強度向上に有効であることがわかる．

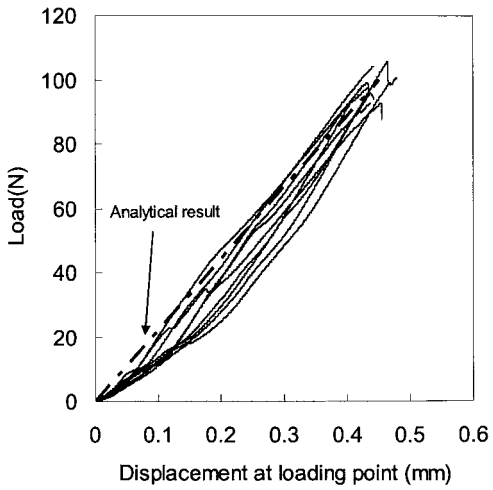


Fig. 4 Load vs. loading point displacement curve obtained by structural element fracture test.

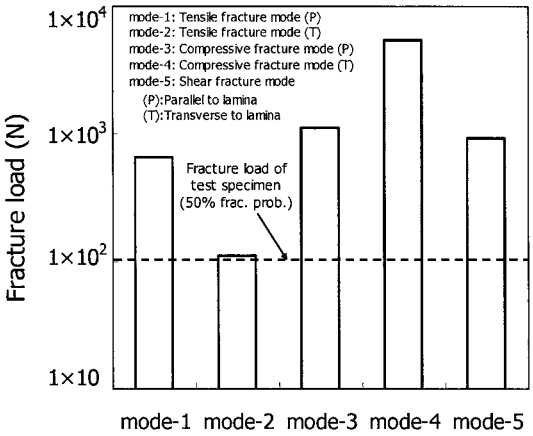


Fig. 5　Predicted fracture load for each fracture mode.

構造要素に生じる破壊の危険率分布を Fig. 6 に示す．同図は負荷荷重 110N における mode–1，mode–2 および mode–5 の破壊の危険率の分布を示しており，破壊の危険率は mode–2 に生じる破壊の危険率の最大値で規格化している．同図は壊れやすさの指標の分布を示しており，値が大きい程壊れやすいことになる．これより，半円孔部の曲率不連続部近傍が mode–2 により最も壊れ易くなる結果となり，これは実験結果ともほぼ一致する．

以上より，複雑な応力状態を有する 2D–C/C 複合材料構造物に対して，提案した強度予測手法により理論的な強度予測が可能であることがわかる．従って，基本的な破壊様式を把握することにより計算力学的手法を適用することで，任意形状の複合材料構造物の強度も理論的に予測可能であることが結論付けられる．

4・3　従来の破壊則との比較

従来の破壊則を用いて，FEM 応力解析結果から構造要素の強度を予測し，提案した強度予測手法との比較を行う．ここでは，破壊則として最大応力説および Tsai-Wu 則[8]を検討する．

最大応力説は，異方性主軸方向の応力成分のいずれかがある一定値（破損強さ）に達したときに破壊が起こるとする最も単純な理論である．異方性主軸 (1, 2) 方向の平面応力状態での応力成分を，σ_1，σ_2，τ_{12} とすれば，強度は次式で示される．ここで，S_{t1}，S_{t2} および S_{c1}，S_{c2} は

$$S_{c1} < \sigma_1 < S_{t1},\quad S_{c2} < \sigma_2 < S_{t2},\quad |\tau_{12}| < S_{12} \qquad (11)$$

であり，それぞれ 1，2 軸方向の引張強さ，圧縮強さを，S_{12} はせん断強さを示す．

一方，Tsai-Wu 則は拡張 Mises 則の一つであり，平面応力状態において異方性主軸(1,2)方向の応力成分，σ_1，σ_2，τ_{12} に対して Tsai–Wu 則パラメータ P_{TW} は次式で与えられる．

$$P_{TW} = f_1\sigma_1 + f_2\sigma_2 + f_{11}\sigma_1^2 + f_{22}\sigma_2^2 + 2f_{12}\sigma_1\sigma_2 + f_{66}\tau_{12}^2 \qquad (12)$$

ここで，

$$f_1 = \frac{1}{S_{t1}} - \frac{1}{S_{c1}} \quad f_2 = \frac{1}{S_{t2}} - \frac{1}{S_{c2}}$$
$$f_{11} = \frac{1}{S_{t1}S_{c1}} \quad f_{22} = \frac{1}{S_{t2}S_{c2}} \quad f_{66} = \frac{1}{S_{12}^2} \qquad (13)$$

であり，破壊しない条件は

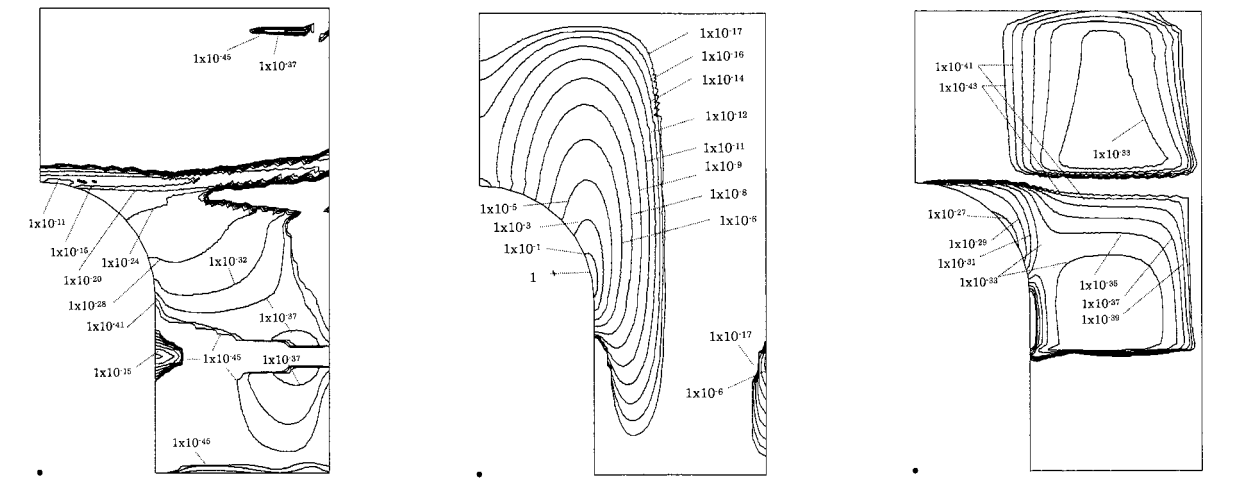
$$P_{TW} < 1 \qquad (14)$$

で与えられる．なお，f_{12} は 2 軸応力の強度試験より求まるが，十分な実験値がない場合は次式において，$f^* = -0.5$ とする提案がなされている．[13]

$$f_{12} = f^*\sqrt{f_{11}f_{22}} \qquad (15)$$

そこで，本検討では $f^* = -0.5$ として強度を予測した．

評価に用いた強度を Table 5 に示す．なお，同表に示した強度は **3・2** 節の基礎強度試験結果である．最大応力説および Tsai-Wu 則による予測結果を Fig. 7 に示す．同図より，従来の破壊則では，提案モデルと比較して低めの予測値を与える．なお，最大応力説と Tsai–Wu 則では同程度の強度予測結果である．ここで，Tsai–Wu 則パラメータの分布を Fig. 8 に示す．同図より，半円孔部の曲率不連続部近傍で 1.0 となり，当部位が壊れやすいことになる．なお，この部位は提案した強度予測手法とほぼ同じであり，実験結果ともほぼ一致する．以上より，2D–C/C 複合材料に対して，提案した強度予測手法の方



(a) Distribution of risk of rupture for mode-1　(b) Distribution of risk of rupture for mode-2　(c) Distribution of risk of rupture for mode-5

Fig. 6　Risk of rupture distributions obtained by FEM analysis.

Table 5 Strength data for prediction.

Category	Strength (MPa)
S_{t1}	149
S_{c1}	84
S_{t2}	1.9
S_{c2}	128
S_{12}	7.2

S_{t1} : Tensile fracture strength (P)
S_{c1} : Compressive fracture strength (P)
S_{t2} : Tensile fracture strength (T)
S_{c2} : Compressive fracture strength (T)
S_{12} : Shear fracture strength

T : Transverse to lamina direction
P : Parallel to lamina direction

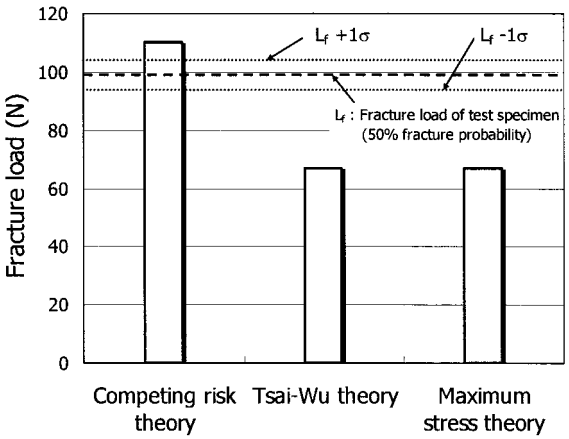


Fig. 7 Predicted fracture strength.

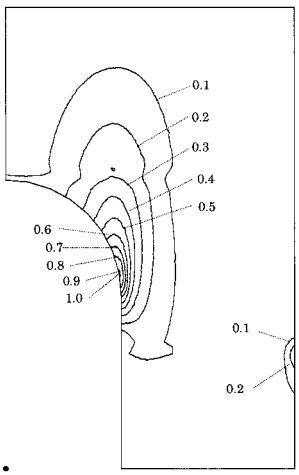


Fig. 8 Distribution of Tsai-Wu parameter, P_{TW}.

が，従来の破壊則よりも正確な強度予測が可能であると考えられる．

5 ま と め

任意形状の 2D–C/C 複合材構造物の強度予測を目的に，複雑な応力状態における複合材料の強度予測について，競合リスクモデルに基づく脆性破壊のモデルを FEM 応力解析に拡張した強度予測手法を提案した．さらに，提案した強度予測手法を検証するために，構造要素試験を行い強度予測結果と比較した．その結果，提案した強度予測手法が良い予測結果を与えることを明らかとした．すなわち，複雑な応力状態を有する 2D–C/C 複合材料構造物に対して，提案した強度予測法により理論的な強度予測が可能であることが示された．

参 考 文 献

1) For example, T. D. Burchell, W. P. Eatherly, J. M. Robbins and J. P. Strizak, “The Effect of Neutron Irradiation on the Structure and Properties of Carbon-carbon Composite Materials”, Journal of Nuclear Materials, Vol.191-194, pp.295-299 (1992).

2) For example, M. Eto, S. Ishyama, K. Fukaya, T. Saito, M. Ishihara and S. Hanawa, “Development of Carbon/carbon Composite Control Rod for HTTR (II)”, JAERI-Research 98-003 (1998).

3) Y. Matsuo and K. Kitakami, “On the Statistical Theory of Fractured Location Combined with Competing Risk Theory and its some Applications”, Transactions of JSME., Vol.51, Series-A, pp.2575-2582 (1985).

4) Y. Matsuo and H. Murata, “Selection of Strength Distribution Model and Monte Carlo Simulation for Bending Test of Ceramics”, Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.33, No.375, pp.1545-1551 (1984).

5) M. Ishihara, S. Hanawa, T. Sogabe, Y. Tachibana and T. Iyoku, “Proposal of the Prediction Method Using a Competing Risk Model on the Bending Strength of 2D-C/C Composite”, Material Science Research International, Vol.10, No.1, pp.65-70 (2004).

6) W. Weibull, “A statistical distribution function of wide applicability”, Journal of Applied Mechanics, Vol.18, pp.293-297 (1951).

7) S. W. Tsai, “Strength theories of filamentary structure”, Fundamental Aspects of Fiber Reinforced Plastic Composites, Wiley Interscience, pp.3-11 (1968).

8) S. W. Tsai and E. M. Wu, “A general theory of strength for anisotropic materials”, Journal of composite materials, Vol.5, No.547, pp.58-80 (1971).

9) R. Price and H. Cobb, “Application of Weibull Statistical Theory to the Strength of Reactor Graphite”, CONF-701105, pp.547-567 (1970).

10) The Japan Society for Composite Materials, Fukugouzairyou Handbook (1989) The Nikkan Kogyo Shinbun, LTD.

11) T. Sogabe, M. Ishihara, S. Baba, T. Kojima, Y. Tachibana, T. Iyoku, T. Hoshiya, T. Hiraoka and T. Yamaji, “ Development of the Carbon Fiber Reinforced Carbon-carbon Composite for High Temperature Gas-cooled Reactors”, JAERI-Research 2002-026 (2002).

12) ABAQUS Inc., “ABAQUS Analysis User’s Manual V6.5”, (2004).

13) S. W. Tsai and H. T. Hahn, “Introduction to Composite Materials”, Technomic (1980).