研究論文

縫合 CFRP 積層板の混合モード層間破壊特性評価

萬浪 悠馬^{*1}, 中山 真広^{*2}, 喜多村竜太^{*3}, 荻原 慎二^{*4}

(2016 年 3 月 31 日受付)

Evaluation of Mixed Mode Interlaminar Fracture Properties of Stitched CFRP Laminates

Yuma MANNAMI,^{*1} Masahiro NAKAYAMA,^{*2}
Ryuta KITAMURA^{*3} and Shinji OGIHARA^{*4}

(Received March 31, 2016)

Abstract: Stitched CFRP, reinforced through the thickness by z-fibers like kevlar and carbon fiber, is expected to be used in the automobile industry. In the previous study, the interlaminar toughness properties evaluations of the stitched CFRP have been made. But, many of those evaluates were in a single mode, and there are few studies about mixed mode. In this study, the mixed-mode interlaminar fracture properties of the stitched CFRP laminates were evaluated, and it is intended to clarify the mode ratio dependence of fracture toughness. The I+II mixed mode interlaminar fracture toughness testing, Mixed mode bending (MMB) testing were performed for the stitched CFRP laminates specimen (reinforced by polyarylate z-fibers) and unstitched specimen. For these MMB testings, the specimens, test apparatus and crack observation devices were designed and produced. The crack growth observations were performed in the mode ratio $G_I/G_{II}=0.55, 1.0$ and 1.8 . As a result, the fracture criterion of the stitched CFRP was revealed that was applicable ellipse law, G_I is in the major axis and G_{II} is in the minor one, and stitching is not contributed to Mode II fracture suppression.

Key words: Mixed mode bending (MMB) testing, Stitching, Fracture toughness, Interlaminar delamination, Carbon fiber reinforced plastics (CFRP)

1. 緒 言

炭素繊維強化プラスチック (CFRP, carbon fiber reinforced plastics) は, 母材にプラスチックを用い, これを炭素繊維により強化した材料であり, 一般に繊維配向を有する薄いプリプレグを積層して成形される. この CFRP 積層板は, 繊維方向に対して優れた比強度・比剛

性を持つため, 先進複合材料として多くの産業分野で使われている¹⁾. しかし, 層間靱性が低く, 容易に層間はく離が発生するなどの欠点がある.

この積層材の欠点を克服するための材料の一つとして, 従来の CFRP 積層板にケブラーや炭素繊維等で板厚方向に縫合を施した縫合 CFRP が注目されている²⁾. この縫合 CFRP は縫合により層間はく離進展を抑制する

^{*1} 東京理科大学大学院理工学研究科機械工学専攻 大学院生 (278-8510 千葉県野田市山崎 2641)

Graduate Student, Department of Mechanical Engineering, Graduate School of Science and Technology, Tokyo University of Science, 2641 Yamazaki, Noda, Chiba 278-8510, Japan

^{*2} 宇宙航空研究開発機構航空技術部門構造・複合材技術研究ユニット 研究員 (181-0015 東京都三鷹市大沢 6-13-1) Researcher, Japan Aerospace Exploration Agency, Aeronautical Technology Directorate, Structures and Advanced Composites Research Unit, 6-13-1 Osawa, Mitaka, Tokyo 181-0015, Japan

^{*3,*4} 東京理科大学理工学部機械工学科 (278-8510 千葉県野田市山崎 2641)

Department of Mechanical Engineering, Faculty of Science and Technology, Tokyo University of Science, 2641 Yamazaki, Noda, Chiba 278-8510, Japan

^{*3} 助教 Assistant Professor, ^{*4} 教授 Professor

ことができ、靱性や層間せん断強度が飛躍的に増加することから、より高強度で高い安全性を必要とする航空機やレーシングカー等での利用が検討されている³⁾。しかし、縫合CFRPはその構造上、非縫合CFRPより破壊進展メカニズムが複雑で^{4,5)}、強度設計の信頼性確保が困難であることから、層間破壊靱性に関する評価が重要となる。

この層間破壊靱性評価に関しては、過去にモードI層間靱性評価法であるDCB (double cantilever beam) 試験⁶⁻⁹⁾や、縫合糸の材料特性を評価する面外引張試験¹⁰⁾、モードII層間靱性評価法であるENF (end notched flexure) 試験^{11,12)}などの多くの取り組みが報告されている。DCB試験に関しては、アラミド繊維、炭素繊維などの縫合糸を使用した場合の層間力学特性評価が行われており⁶⁻¹⁰⁾、縫合糸太さや密度等、体積分率により靱性値が上昇すること⁶⁻⁹⁾、およびモードIき裂進展における縫合糸の損傷メカニズムが明らかにされている¹⁰⁾。また、モードIIに関しても、同様の層間靱性評価が行われており^{11,12)}、縫合糸が材料損傷を抑制すること¹¹⁾や、高密度縫合によって靱性値が飛躍的に上昇すること¹²⁾などが報告されている。さらに、靱性評価の衝撃荷重負荷によるアプローチの事例¹³⁾や、モードI+II混合モード層間靱性試験 (mixed mode bending, MMB) において、縫合糸によりモードI靱性値が増加する¹⁴⁾などの報告もある。

以上のように、縫合CFRP積層板の層間破壊特性に関する様々な研究が行われてきたが、DCB試験やENF試験など単一モードでの特性評価が多い。また、縫合CFRPの実構造での層間はく離は3種類の破壊モードが組み合わさって生じるにもかかわらず、混合モード層間破壊特性のモード比依存性を評価したものは少ない。

そこで本研究では、縫合CFRP積層板および非縫合CFRP積層板に対してI+II混合モード層間靱性(MMB, mixed mode bending)試験を実施し、試験中のき裂進展観察を行った。なお、モード比は $G_I/G_{II}=0.55, 1.0, 1.8$ とし、各モードにおける縫合CFRPの混合モード層間破壊特性を定性的・定量的に評価することで、破壊靱性値のモード比依存性を明らかにした。

2. 実 験

2.1 MMB試験

本研究では、混合モード層間靱性試験としてMMB試験を採用した。MMB試験はReederら¹⁵⁾によって開発され、DCB試験の試験片端部開口とENF試験の曲げを

Fig. 1 Schematic of MMB testing.

複合的に試験片に負荷することで混合モード層間破壊を試験片に生じさせる試験法である。ASTM D6671¹⁶⁾規格に基づいたMMB試験の概略図をFig. 1に示す。ここで、 P は荷重、 δ_l は荷重点変位、 a はき裂長さ、 b は試験片幅、 $2h$ は試験片厚さ、 L は支持点間距離の半分、 c はレバー長さである。このMMB試験では荷重 P 、き裂長さ a およびコンプライアンス C からエネルギー解放率を求めることができる。また、MMB試験はDCB試験とENF試験の足し合わせと考えることができるので、混合モードのエネルギー解放率 G はモードIおよびIIのエネルギー解放率 G_I および G_{II} の足し合わせで表される。

$$G = \frac{P^2}{2b} \frac{dC}{da} = G_I + G_{II} \quad (1)$$

$$G_I = \frac{12P^2(3c-L)^2}{16b^2h^3L^2E_{If}} (a + \chi h)^2 \quad (2)$$

$$G_{II} = \frac{9P^2(c+L)^2}{16b^2h^3L^2E_{If}} (a + 0.42\chi h)^2 \quad (3)$$

ここで、 h は試験片板厚の半分、 E_{If} は繊維方向の曲げ弾性係数である。また、 χ はき裂先端の回転分をき裂長さとして補正する係数であり、き裂未進展時は $\chi=0$ である。

$$\chi = \sqrt{\frac{E_{11}}{11G_{13}}} \left\{ 3 - 2 \left(\frac{\Gamma}{1+\Gamma} \right)^2 \right\} \quad (4)$$

$$\Gamma = 1.18 \frac{\sqrt{E_{11}E_{22}}}{G_{13}} \quad (5)$$

ここで Γ は繊維方向曲げ弾性率 E_{11} 、繊維垂直方向弾性係数 E_{22} 、せん断弾性係数 G_{13} から得られる定数である。

さらに、上側のジグの自重を考慮した場合、 G_I および G_{II} は次式で与えられる。

$$G_I = \frac{12[P(3c-L) + P_g(3c_g-L)]^2}{16b^2h^3L^2E_{If}} (a + \chi h)^2 \quad (6)$$

$$G_{II} = \frac{9[P(c+L) + P_g(c_g+L)]^2}{16b^2h^3L^2E_{If}} (a + 0.42\chi h)^2 \quad (7)$$

となる。ここで、 c_g はジグの重心位置、 P_g はジグの自重により働く力である。

Table 1 Mode ratio, lever length and initial crack length.

Lever length c [mm]	No consideration of jig weight		With consideration of jig weight	
	Mode ratio	Initial crack length [mm]	Mode ratio	Initial crack length [mm]
70.6	1.80	30	1.67	30
52.5	1.00	33	0.86	34
41.8	0.55	36	0.47	37

よって、モード比 G_I/G_{II} は、ジグの自重を考慮しない場合とする場合とで、それぞれ以下のように与えられる。

$$\frac{G_I}{G_{II}} = \frac{4}{3} \left(\frac{3c-L}{c+L} \right)^2 \quad (8)$$

$$\frac{G_I}{G_{II}} = \frac{4}{3} \frac{[(3c-L) + (P_g/P)(3c_g-L)]^2}{[(c+L) + (P_g/P)(c_g+L)]^2} \quad (9)$$

次に、き裂の安定成長条件 $dG/da > 0$ を考える。ジグの自重を考慮しない場合、コンプライアンス C は古典梁理論から次式で与えられる。

$$C = \left(\frac{3c-L}{4L} \right)^2 \frac{8a^3}{bh^3E_{11}} + \left(\frac{c+L}{L} \right)^2 \frac{2L^3+3a^3}{8bh^3E_{11}} \quad (10)$$

よって、式(1)に式(8)と(10)を代入し整理すると、き裂長さ a が式(11)を満たすときにき裂は安定成長をする。式(11)の右辺は最小の初期き裂長さに相当する。

$$a > L \left(\frac{1/3}{G_I/G_{II} + 1} \right)^{1/3} \quad (11)$$

本研究では、Table 1 に示すように、モード比はモード I が卓越する条件、モード I, II が均等な条件、モード II が卓越する条件のそれぞれで試験を実施した。試験片形状、ジグ寸法、き裂の安定成長性を考慮してモード比をそれぞれ $G_I/G_{II}=1.8, 1.0$ および 0.55 とした。このときのレバー長さ c は 70.6, 52.5 および 41.8 mm となり、初期き裂長さは 30, 33 および 36 mm とした。また、ジグの自重を考慮した場合、モード比は $G_I/G_{II}=1.67, 0.86$ および 0.47 となった。

2.2 縫合 CFRP 試験片

本研究で用いる試験片は RTM 法によって成形された(株)豊田自動織機製の縫合 CFRP 積層板である。この積層板には縫合が施されており、面内糸は T800SC-24K ((株)東レ)、縫合糸は高強力ポリアリレート繊維 ((株)クラレ製、ベクトラン)、母材は樹脂 RTM6 (Hexcel Corp.製)である。なお、面内糸の積層構成は $[-45/90/45/0]_{3s}$ であり、縫合間隔はピッチ 3 mm × スペース 3 mm、縫合糸の太さは 200 denier である。また、比較の

Fig. 2 MMB test specimen.

ために、同じ積層構成で縫合されていない非縫合 CFRP 積層板でも同条件の MMB 試験を実施した。

Fig. 2 に示すように、試験片形状は長さ 150 mm × 幅 12.5 mm × 厚さ 4.7 mm の短冊型であり、初期き裂 (initial crack length) 導入のためにポリイミドフィルムが一枚挿入されている。なお、縫合および非縫合試験片に対して、3 種類のモード比 $G_I/G_{II}=1.8, 1.0, 0.55$ の計 6 種類の MMB 試験を行うものとし、サンプルは各 3~4 本とした。以下に試験片の作製手順を示す。(1) 層間はく離が進展する前に試験片が折れるのを防ぐため¹⁰⁾、試験片の上下面に積層構成 $[0]_{10}$ 、厚さ 1.5 mm の CFRP 積層板のタブを接着する。(2) 試験片に開口用のジグを挿入するため、初期き裂側に厚さ 2.1 mm × 深さ 10 mm の切込みを入れる。(3) 試験片の両側面に銀色塗料を塗り、完全に乾燥させる。(4) 試験片側面に 5 mm 間隔のスケールと支点位置をけがく。(5) 詳細観察中にき裂長さを確認するため、電動彫刻ペンを用い、スケール付近に 10 mm 間隔で線をけがく。(6) ベニヤ板のタブを試験片に接着する。(7) ポリイミドフィルムへき裂を誘導するため、中央層にカッターノッチを入れる。

2.3 MMB 試験装置

本研究では Fig. 3 に示すように万能試験機 (テンシロン, RTF-1350, (株)エー・アンド・デイ) に MMB 試験ジグを取り付けて試験を実施した。

MMB 試験では、層間破壊靱性値を算出するため試験中のき裂進展量計測が必要である。そこで、XYZ ステージ (LT-214-2, 中央精機株式会社製) 上に設置した光学顕微鏡システム (MX7575CS, (株)ハイロックス, VHX-1000, (株)キーエンス) を用いてき裂進展量の計測と詳細観察を行った (Fig. 4)。

Fig. 3 MMB testing apparatus.

Fig. 4 Experimental setup.

2.4 試験手順

本研究における MMB 試験の手順を以下に示す。(1) ロードセルの較正を行う。(2) 試験片を MMB ジグに固定する。(3) 実験の様子を撮影するための光学顕微鏡システムを設置し、光学顕微鏡の観察面とは逆側に定点カメラを設置する。また、VHX-1000 には操作画面上に現在時刻およびデータロガーによる現在荷重を表示する。(4) 定点カメラの録画を開始する。(5) 試験機の変位速度を 1 mm/min として試験を開始すると同時に、データロガーの収集と VHX-1000 の録画を開始する。(6) 試験中は常にき裂先端を光学顕微鏡で録画する。(7) き裂が観察域の終点(試験片中央部を押し込むジグの真下)まで達した後、開口による縫合糸の損傷を観察した後、試験終了とする。(8) 試験終了後、試験機、定点カメラと VHX-1000 の録画およびデータ収集を止める。以上の手順で MMB 試験を行った。

本試験は変位速度一定の試験であるため、データロガーのサンプリング周期、およびクロスヘッド速度から変

位を計算した。また、き裂進展の開始後、VHX-1000 の録画映像からき裂長さ a を読み取り、同録画に記録されている時刻から、変位 δ_i に対するき裂長さを記録した。さらに、それぞれのき裂長さに対し、式(1)、(6)および(7)から靱性値 G 、 G_I および G_{II} を算出した。

3. 実験結果

3.1 荷重-変位線図およびはく離き裂進展抵抗

縫合および非縫合 CFRP 積層板の MMB 試験における荷重-変位線図を Fig. 5 に示す。また、はく離き裂進展抵抗 (R カーブ) を表すエネルギー解放率とクラック進展量の関係を Fig. 6 に示す。なお、凡例の 0.55, 1.0 および 1.8 は、モード比が 0.55, 1.0 および 1.8 であることを、S は縫合試験片、U は非縫合試験片であることを示す。

Fig. 5 に示すように、いずれの条件でも、変位の増加に伴い荷重は増加し、非線形挙動を示した。また、断続的な荷重低下も見られ、全体的にバラツキの大きな結果となった。これは、き裂の不安定成長によるものであると考えられる。また、変位が 2~4 mm 程度で大きな荷重低下が現れた。不安定にき裂が進展を開始したためであると考えられる。さらに、縫合および非縫合の結果を比較してみると、縫合の方が比較的大きな荷重を示している。これは、縫合によりき裂の進展が抑制されたためであると考えられる。

Fig. 6 より、いずれの条件でも、クラックの進展に伴い、エネルギー解放率が増加していることが確認できる。また、評価領域の終点(ジグ中央支点直下)から 3 mm 程度の領域で、エネルギー解放率の勾配が大きくなる傾向が見られた。これは、き裂が評価領域の終点に近づくと支点の押し込みの影響によりき裂の開口および進展がしにくくなるためであると考えられる。また、非縫合より、縫合の方が大きなエネルギー解放率を示しており、例えばモード比 $G_I/G_{II}=0.55$ では約 2.5~3 倍の増加が見られた(Fig. 6 (a), (a'))。また、このエネルギー解放率についても、サンプル間で大きなバラツキが見られ、例えば、1.0S_3 では極端に小さな初期靱性値を示すのに対して、1.0S_2 では大きな初期靱性値を示した(Fig. 6 (b))。1.0S_3 に関しては、カッターノッチによる予き裂をポリイミドフィルムの先端にまで挿入したため、き裂先端の状態が異なっていた可能性があると考えられる。なお、この傾向は 1.8S_4 や 1.8U_1 でも見られた。また、1.0S_2 に関しては、開口面における縫合糸の数の影響が考えられ、1.0S_2 では幅方向の縫合糸の数が 5 本であっ

Fig. 5 Load-displacement curves of stitched and unstitched CFRP laminates.

たのに対し、1.0S_1 および 1.0S_3 では 4 本、1.0S_4 では側面に近い繊維束 1 列が樹脂におよそ半分しか埋まっておらず、実質荷重を受け持てる幅方向の縫合糸数は 4 本、であったため、1.0S_2 は大きなエネルギー解放率を示したと考えられる。さらに、Fig. 5 (c') および 6 (c') に示すように、1.8U_3 は他のサンプルとは異なる挙動を

示している。これは、1.8U_3 以外では初期き裂がポリイミドフィルムの層間を進展しているのに対し、1.8U_3 では織物の層間を進展したため、進展抵抗が大きく、結果として荷重およびエネルギー解放率が大きくなったと考えられる。

以上のように、縫合の有無およびモード比によりき裂

Fig. 6 Relation of energy release rate and crack extension of stitched and unstitched CFRP laminates.

進展抵抗が変化することが確認できたが、試験結果は大きなバラツキを示した。また、試験中の開口が小さく、き裂が評価領域を進展しているときのZ糸の様子を観察することができなかった。このことから、タブの低剛性化など、試験片、試験装置および試験方法の再検討が必要であると考えられる。

3.2 靱性値のモード比依存性

MMB試験における初期破壊靱性を用いて、各モード比の破壊基準を算出し、その評価を行った。ここで、Fig. 7に縫合および非縫合試験片の破壊基準を示す。なお、図中のExperiment (Ave.)は各モードの実験値の平均値を結んだものである。また、図中のMode IおよびIIは、

Fig. 7 Fracture criterion of CFRP laminates.

DCB および ENF 試験の実験結果であり、参考文献^{12,17)}から引用した値である。

3.2.1 縫合試験片

縫合試験片の破壊基準に関しては、線形近似または楕円形近似の適用が考えられるが、エポキシ系の非縫合 CFRP において、ある程度 G_{II} が作用した方が G_I の限界値が増加する現象が Reeder の研究¹⁸⁾で報告されている。そこで、本研究では次式のように楕円近似による破壊基準の近似を行った。

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^2 + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^2 = \left(\frac{G_I}{3.33}\right)^2 + \left(\frac{G_{II}}{0.8}\right)^2 = 1 \quad (11)$$

ここで、 G_{IC} および G_{IIC} は純モード I および II に対する破壊靱性値であり、モード比ごとのプロット点に対する残差の二乗和が最小になるように算出した。なお、 $G_{IC} = 3.33 \text{ kJ/m}^2$ および $G_{IIC} = 0.8 \text{ kJ/m}^2$ と算出でき、Fig. 7 (a)にこの近似曲線 (式(11))を Approximation として

描いた。

Fig. 7 (a)に示すように、モード I およびモード I 卓越 ($G_I/G_{II} = 1.8$)の混合モード状態において、き裂抑制への寄与が大きくなることが確認できる。一方で、モード II およびモード II 卓越の混合モード状態ではき裂抑制への寄与が少なく、とりわけ $G_I/G_{II} = 1.0$ および 0.55 では靱性値が低くなっている。これは Fig. 7 (b)に示す非縫合試験片の破壊基準とほぼ同等の値となり、初期靱性値において、縫合はモード II のき裂抑制にほとんど寄与しないという結果となった。この原因を明らかにするため、試験片き裂開口中の詳細観察を行ったところ、モード II 変形が卓越するモード比 ($G_I/G_{II} = 1.0$ および 0.55)において、縫合糸が面外方向に対して約 $10 \sim 14^\circ$ 傾いている様子が確認できた。この縫合糸は剛体回転していると考えられ、本来であれば引張荷重を受けることで、やがてモード I および II 破壊を抑制する閉口応力を発生し、最終的に破断に至ると考えられる。しかし、本 MMB 試験では、モード I 変位が小さく、面外せん断方向の変位は縫合糸の剛体回転によって吸収されたために縫合糸のたるみが解消されずモード II 変形に対して閉口応力を発生できなかったと考えられる。

3.2.2 非縫合試験片

Fig. 7 (b)に示すように、非縫合試験片において、破壊靱性値はモード比の変化に対して線形的に推移していることが確認できる。ここで、図中の Approximation は、Mode I (DCB) と Mode II (ENF) の試験結果の代表点を結んだ直線であり、非縫合試験片においては、モード比による靱性値の偏りはほぼない。また、Fig. 7 (a)に示す縫合試験片における $G_I/G_{II} = 1.0$ および 0.55 の破壊靱性値は、この直線付近に分布することから、これらのモード比において、破壊靱性値は縫合の有無に依らないといえる。

4. 結 言

縫合および非縫合 CFRP 積層板の混合モード層間破壊特性評価のため MMB 試験を実施した結果、以下のことが明らかとなった。

- (1) 縫合 CFRP 積層板の初期靱性値の破壊基準には G_{IC} を長辺、 G_{IIC} を短辺とする楕円則が成り立つ。
- (2) 縫合はモード I の破壊を抑制するのに効果的だが、モード II 破壊の抑制への寄与は非常に小さい。これは面外方向に対して縫合糸が剛体回転し、かつモード I 変位が小さかったために縫合糸のたるみが解消されなかったことが原因であると考えられる。

- (3) 試験結果のバラツキの低減およびき裂が評価領域を進展しているときの縫合糸の様子を観察するために、試験片、試験装置および試験方法の再検討が必要である。

参 考 文 献

- 1) D. ハル, T.W. クライン: 複合材料入門 (改訂版), 培風館, 東京 (2003), pp. 8-30.
- 2) 前田 豊, 飯塚健治, 荒井 豊, 中川清晴, 柳澤 隆, 石渡 伸, 久田俊一郎, 川邊和正, 石川隆司, 尾崎毅志, 木村 學, 奥 明栄, 木村耕三, 小島 昭, 大野秀幸: 炭素繊維の最先端技術 (初版), シーエムシー出版, 東京 (2007), pp. 175-177.
- 3) 末益博志: 入門複合材料の力学 (初版), 培風館, 東京 (2009), pp. 15-16.
- 4) 吉村彰記, 矢代茂樹, 岡部朋永, 武田展雄: 日本複合材料学会誌, **32**, 5 (2006), 198-207.
- 5) 吉村彰記, 矢代茂樹, 武田展雄: 日本複合材料学会誌, **34**, 1 (2008), 14-20.
- 6) Y. Iwahori, T. Ishikawa, N. Watanabe, A. Ito, Y. Hayashi & S. Sugimoto: *Adv. Compos. Mater.*, **16**, 2 (2007), 95-113.
- 7) 岩堀 豊, 石川隆司, 林 洋一, 渡辺直行: 日本複合材料学会誌, **26**, 3 (2000), 90-100.
- 8) 岩堀 豊, 石川隆司, 渡辺直行, 伊藤 光, 林 洋一, 杉本 直: 日本複合材料学会誌, **32**, 3 (2006), 127-136.
- 9) K.A. Dransfield, L.K. Jain & Y.W. Mai: *Compos. Sci. Technol.*, **58**, 6 (1998), 815-827.
- 10) K.T. Tan, N. Watanabe & Y. Iwahori: *Compos. Struct.*, **92**, 6 (2010), 1399-1409.
- 11) L.K. Jain & Y.W. Mai: *Compos. Sci. Technol.*, **58**, 6 (1998), 829-837.
- 12) J. Herwan, A. Kondo, S. Morooka & N. Watanabe: *Plast. Rubber Compos.*, **43**, 9 (2014), 300-308.
- 13) K.T. Tan, N. Watanabe & Y. Iwahori: *Composites: Part B*, **42**, 4 (2011), 874-884.
- 14) W. Trabelsi, L. Michel & R. Othomene: *Appl. Compos. Mater.*, **17**, 6 (2010), 575-595.
- 15) J.R. Reeder & J.H. Crews: NASA TM-102777, NASA Langley Research Center, Hampton (1991).
- 16) Anon: Standard Test Method for Mixed Mode I-Mode II Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber Reinforced Polymer Matrix Composites, ASTM International, D6671.
- 17) 三上恵仁: 縫合 CFRP 積層板の剛体衝突における高速衝撃特性, 首都大学東京大学院平成 26 年度修士論文 (2015).
- 18) J.R. Reeder: NASA TM 1-4210 (1992).