

衝撃荷重載荷時の FRP シート曲げ補強 RC 梁に関する数値解析 —コンクリート構成則の適用性検討—

Impact response analysis on RC beams strengthened in flexure with FRP sheet
- an applicability of constitutive models for concrete -

瓦井智貴[†], 小室雅人^{*}, 岸徳光^{**}

Tomoki Kawarai, Masato Komuro, Norimitsu Kishi

[†]修(工), 室蘭工業大学大学院, 工学研究科博士後期課程 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

^{*}博(工), 室蘭工業大学大学院教授, もの創造系領域 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

^{**}工博, 室蘭工業大学大学院特任教授, もの創造系領域 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

In order to establish a numerical analysis method for appropriately evaluating the impact behavior of the RC beams strengthened in flexure with FRP sheet under impact loading, 3D elasto-plastic impact response analyses of the RC beam were conducted by varying three different constitutive models for concrete: KCC; CSCM; and proposed model. The applicability of each constitutive model was investigated to compare with the experimental results. Results obtained from this study were as follows: 1) in the case of the unstrengthened RC beams, the dynamic impact behavior of the beam can be properly predicted irrespective of the models; and 2) in the case of the strengthened RC beams, the dynamic response behavior can be appropriately simulated by applying the proposed model.

Key Words: FRP sheet, RC beam, constitutive model of concrete, impact response analysis

キーワード: FRP シート, RC 梁, コンクリート構成則, 衝撃応答解析

1. はじめに

耐衝撃用途鉄筋コンクリート (RC) 構造物の耐力向上法の一つとしては, 軽量で比較的施工が簡易な連続繊維 (FRP) 材を用いた工法が挙げられる. この工法に着目して, Pham ら¹⁾は炭素繊維 (CFRP) シートを用いて下面接着補強あるいは U 字補強した RC 梁を対象に, また, Tang, T.²⁾らは CFRP あるいはアラミド繊維 (AFRP) ラミネートをを用いた下面接着補強 RC 梁を対象に重錘落下衝撃実験を実施し, その耐衝撃性向上効果を明らかにしている. 著者らも, AFRP や CFRP 材を用いた補強法に着目し, 種々の低速度重錘落下衝撃実験を実施している³⁾⁻⁵⁾.

一方で, 合理的な耐衝撃補強設計法を確立するためには, 実験的手法のみでは多大な費用と時間を必要とすることより, 数値解析の手法も取り入れて効率的に実施することが肝要である.

FRP シート曲げ補強 RC 梁は, 一般にシート破断あ

るいは剥離によって終局に至る. 特にシート剥離は, 斜めひび割れ先端部のピーリング作用によって進展することが, 実験結果より明らかになっている (写真-1). 従って, 数値解析においてもシート補強 RC 梁特有の梁全体に広がる曲げひび割れや斜めひび割れを適切に再現することが重要な課題の一つとなる.

このような観点から, 本研究では FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動を適切に評価可能な解析手法の確立を最終目的として, 別途実施した低速度重錘落下衝撃実験結果⁵⁾を対象に, コンクリートモデルを著者等が提案しているモデルも含め 3 種類に変

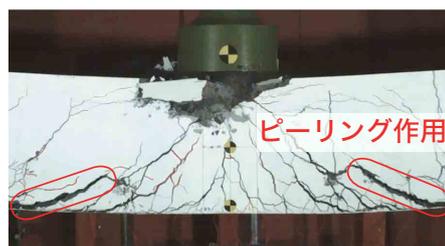


写真-1 ピーリング作用によるシート剥離

[†] 連絡著者 / Corresponding author

E-mail: 18096003@mmm.muroran-it.ac.jp

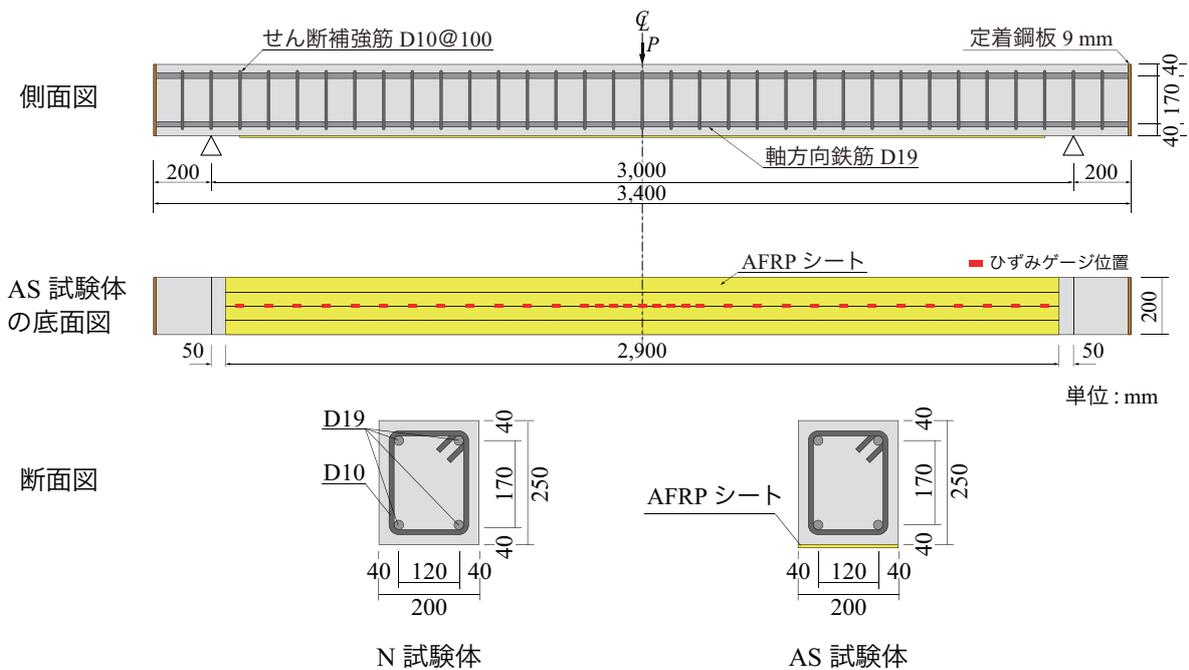


図-1 試験体の形状寸法，配筋および補強状況

表-1 AFRP シートの力学的特性値 (公称値)

目付量 (g/m ²)	保証 耐力 (kN/m)	設計厚 (mm)	引張 強度 (GPa)	弾性 係数 (GPa)	破断 ひずみ (%)
830	1,176	0.572	2.06	118	1.75

化させ、三次元弾塑性衝撃応答解析を実施して比較検討を行った。なお、本研究には衝撃・構造解析用汎用プログラム(以後、解析用汎用コード) LS-DYNA (Ver. R9)⁶⁾を使用している。

2. 実験概要

2.1 試験体概要

図-1には、本研究で対象とした無補強(N)試験体および AFRP シート下面接着曲げ補強(AS)試験体の形状寸法、配筋および補強状況を示している。図より、試験体の形状寸法(梁幅×梁高×純スパン長)は、200×250×3,000 mmである。また、軸方向鉄筋は上下端に D19 を各 2 本配置し、定着長を節約するために、梁端面に設置した厚さ 9 mm の定着鋼板に溶接固定している。さらに、せん断補強筋には D10 を用い、梁中央部から 100 mm 間隔で配筋している。

AFRP シート下面接着曲げ補強の場合には、図に示すように 1 枚の AFRP シートを RC 梁の下面に支点の 50 mm 手前まで接着した。なお、本実験で使用した AFRP シートの目付量は 830 g/m² である(表-1)。



写真-2 衝撃载荷実験状況

2.2 実験方法および測定項目

重錘落下衝撃载荷実験は、質量 300 kg、先端直径 200 mm の鋼製重錘を所定の高さから一度だけ梁のスパン中央部に自由落下させることで実施した。また、写真-2に示すように、試験体の両支点部は、回転を許容し、浮き上がりを防止するため鋼製治具を載せてナットで固定したピン支持に近い構造となっている。

表-2には、本研究で対象とした試験体の一覧を示している。無補強試験体、AFRP シート接着補強試験体ともに、設定重錘落下高さ $H = 2.5$ m のみの計 2 体を対象に数値解析を実施した。表中の試験体名のうち、第 1 項目は補強の有無(N:無補強, AS: AFRP シート補強)を示し、第 2 項目の H に付随する数値は設定重錘落下高さ(m)を示している。また、表中の実測重錘落下高さ H' (m) は実測衝突速度 V' (m/s) から換算した自由落下高さであり、コンクリートの圧縮強

表-2 試験体一覧

試験体名	補強材の種類	設定重錘 落下高さ H (m)	実測重錘 落下高さ H' (m)	実測重錘 衝突速度 V' (m/s)	コンクリート 圧縮強度 f'_c (MPa)	軸方向鉄筋 降伏強度 f_{ya} (MPa)	せん断補強筋 降伏強度 f_{ys} (MPa)
N-H2.5	-	2.5	2.29	6.70	32.4	381.7	461.9
AS-H2.5	AFRP シート		2.49	6.99	33.7	371.0	401.9

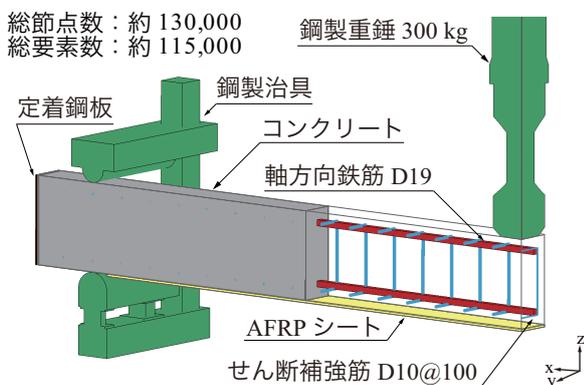


図-2 有限要素モデル (AS 試験体)

度 f'_c および各鉄筋の降伏強度 f_{ya} , f_{ys} は別途実施した材料試験から得られた値である。なお、衝突速度は、レーザ式センサーを用いて衝突直前における重錘 2 点間の通過時間を測定することにより算定している。

本実験の測定項目は、(1) 重錘に内蔵されたロードセルによる重錘衝撃力、(2) 支点治具に設置されたロードセルによる支点反力の合計値 (以後、単に支点反力)、(3) レーザ式変位計による梁中央部変位 (以後、載荷点変位)、および (4) AFRP シートに貼付したひずみゲージによる軸方向ひずみである。重錘衝撃力と支点反力は、起歪柱型の衝撃荷重測定用ロードセルを用いて計測し、実験終了後には RC 梁の側面についてひび割れ分布を記録している。

3. 数値解析手法の概要

3.1 有限要素モデル

図-2 には、本研究で用いた AFRP シート接着曲げ補強 (AS) 試験体に関する有限要素モデルを示している。解析モデルは、対称性を考慮し梁軸方向および桁幅方向にそれぞれ 2 等分の 1/4 モデルを採用した。

適用した要素タイプは、せん断補強筋には 2 節点梁要素、それ以外には全て 8 節点固体要素を用いている。なお、軸方向鉄筋は公称断面積と等価な正方形断面に簡略化している。また、AFRP シートのモデル化に関しては、より高精度で解析を行うために静的解析時⁷⁾と同様に固体要素でモデル化しているが、Courant 条件を前提に考えると、実形状に即してモデル化した

場合にはシート厚さが非常に薄く、計算コストが過大になることが想定される。そのため、本研究では質量及び軸剛性が等価になるように、シート厚を 10 倍にし、密度および弾性係数を表-1 に示した公称値の 1/10 にモデル化することとした。

要素の積分点数に関しては、8 節点固体要素に対して 1 点積分を、せん断補強筋のモデル化に用いている 2 節点梁要素に対して 4 点積分とした。コンクリート-重錘間およびコンクリート-支点治具間には、面と面との接触・剥離を伴う滑りを考慮した接触面を定義し、接触反力の算定にはペナルティ法を適用している。ただし、摩擦は考慮していない。

コンクリートと軸方向鉄筋およびせん断補強筋要素間には、滑りなどを考慮せずに完全付着を仮定した。また、コンクリートと AFRP シート要素間についても、1) 既往の実験結果³⁾⁻⁵⁾から、シートが剥離する場合には下縁かぶり部を伴って剥落し、シートとコンクリートの付着は保たれていること、また、2) ここではコンクリート構成則の違いが FRP 補強 RC 梁全体の耐衝撃挙動に及ぼす影響に着目していることより、鉄筋の場合と同様に簡易に完全付着を仮定した。

衝撃荷重は、重錘要素を RC 梁に接触する形で配置し、その全節点に表-2 に示す実測重錘衝突速度 V' を付加することで発生させている。また、減衰定数 h は、既往の研究^{8),9)}を参考に質量比例分のみを考慮するものとし、いずれの解析ケースにおいても、鉛直方向最低次固有振動数に対して 0.5% と設定した。

3.2 コンクリートの材料構成則

本研究で用いている解析用汎用コード LS-DYNA には 30 種類以上のコンクリートモデルが実装されており、それらの妥当性に関しては種々検討が行われている。例えば、Xiangzhen ら¹⁰⁾は Karagozian & Case Concrete モデル (以後、KCC モデル)を用いて、RC 版を対象に鋼製飛翔体が衝突する衝撃応答解析を実施し、高速載荷時の押し抜きせん断破壊の再現性について検討を行っている。また、De-Bo ら¹¹⁾は Concrete Surface Cap モデル (以後、CSC モデル)を用いて、矩形 RC 梁に関して低速度の衝撃応答解析を実施し、載荷点変位波形やひび割れ図等の再現性について検討を行っている。このほか、Muhammad ら¹²⁾、YONG ら

13), Pavlovic ら¹⁴⁾も種々のコンクリートモデルを用いて、RC 版あるいは梁の衝撃応答解析を実施し、耐衝撃性に関して検討を行っている。しかしながら、これらはいずれも RC 構造物に着目した検討であり、FRP シート接着補強 RC 部材を対象にしたコンクリートモデルの妥当性検討に関しては、未だ十分に行われていないのが現状である。

以上より、本研究では国内外で広く用いられている 2 種類のコンクリートモデル (KCC モデル, CSC モデル) と、既往の研究において著者らが提案しているモデル (以後、提案モデル) に着目して、低速度衝撃を受ける FRP シート接着曲げ補強 RC 梁に関する適用性検討を試みた。

(1) KCC および CSC モデル

図-3(a)には、本研究で用いた KCC および CSC モデルの応力-ひずみ関係を示している。

KCC モデルは密度・ポアソン比・圧縮強度を、CSC モデルは密度・圧縮強度をパラメータとし、その他の材料特性値はプログラム内部で自動計算され、決定される。なお、単位体積質量 ρ_c 、ポアソン比 ν_c は、それぞれ $\rho_c = 2.35 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ 、 $\nu_c = 0.167$ を用いることとし、圧縮強度 f'_c に関しては別途実施した材料試験から得られた表-2 に示す値を用いた。また、軟化領域は要素体積に依存し、(a) 図で示した応力-ひずみ関係は一例として要素体積が 1000 mm^3 の場合を示している。

図のように、いずれのモデルも圧縮・引張強度がほぼ同様な値を示しており、圧縮側・引張側ともに軟化を考慮したモデルとなっている。しかしながら、その軟化勾配は両者で異なっている。なお、両者ともにひずみ速度効果を考慮したモデルとなっている。その他の KCC モデルの詳細については文献 15) を、CSC モデルの詳細については文献 16) を参照されたい。

(2) 提案モデル

図-3(b)には、既往の研究^{8),9)}において著者らが提案している応力-ひずみ関係を示している。

図より、圧縮側は相当ひずみが 0.15% に達した段階で完全降伏するバイリニア型としている。降伏の判定には Drucker-Prager の降伏条件式を採用し、単位体積質量 ρ_c 、ポアソン比 ν_c 、および圧縮強度 f'_c は前述のモデルと同様な値を用いることとした。

一方、引張側に対しては線形の相当応力-相当ひずみ関係を仮定し、分割を細かくしてひび割れ分布の精度を向上させることを前提に引張強度に到達した段階で引張力を伝達しないモデル (カットオフモデル) を採用した。また、引張強度には引張破壊エネルギー等価の概念^{8),17)}に基づく仮定の換算引張強度を導入している。以下に、引張破壊エネルギー等価の概念を概説する。

本解析のように曲げ破壊型の RC 梁の場合には、梁

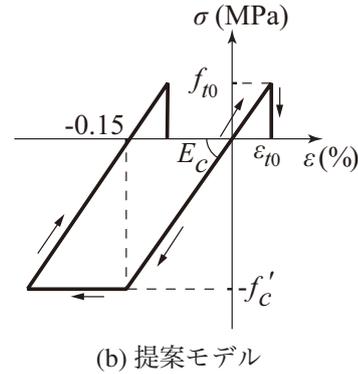
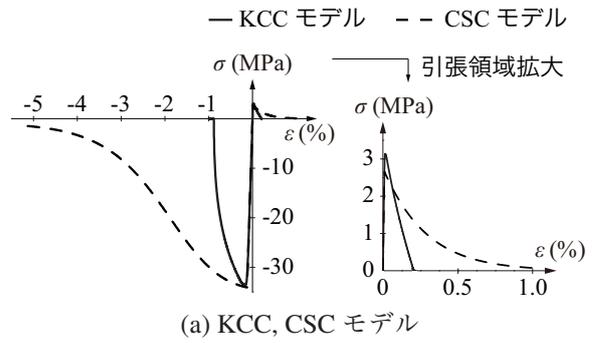


図-3 コンクリートの材料構成則

幅方向のひび割れは、ほぼ一様に発生すると仮定できる。従って、本研究では、図-4(a)に示すコンクリート要素において、分布ひび割れモデルを適用する前段階として、図-4(b)に示すように要素内に幅方向と梁高さ方向に貫通するスパン方向に 1 つの曲げひび割れが発生する状況を想定する。この段階で分布ひび割れモデルを適用し、そのひび割れはスパン方向の要素長にかかわらず同一の引張破壊エネルギー (G_f) によって発生するものと仮定する。このときの要素の G_f は、図-3(b)に示す引張強度 f_{I0} 、その時の引張ひずみ ϵ_{I0} および要素の体積 v_0 を用いて次式で定義される。

$$G_f = \frac{f_{I0} \epsilon_{I0}}{2} v_0 \quad (1)$$

図-4(c), (d)に示されるように、基準要素の各軸方向の要素長を x_0, y_0, z_0 とし、 y 軸 (スパン) 方向に任意の長さを有する i 要素の各軸方向要素長を x_0, y_i, z_0 とする。ここでは、要素長にかかわらず同一の引張破壊エネルギーでひび割れが発生すると仮定していることから、基準要素の破壊エネルギー G_{f0} と i 要素の破壊エネルギー G_{fi} は等しい。この関係より、 i 要素の換算引張強度 (見かけ上の引張強度) f_{ii} は次式で与えられる。

$$f_{ii} = f_{I0} \cdot \sqrt{\frac{y_0}{y_i}} \quad (2)$$

ここで、 f_{ii} : 換算引張強度、 f_{I0} : 材料試験から得られる引張強度 ($= f'_c/10$)、 y_0 : 基準要素長、 y_i : 任意の

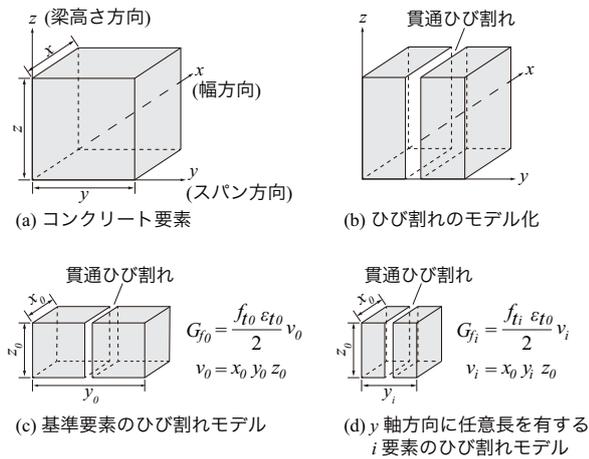


図-4 引張破壊エネルギー (G_f) 等価の概念図

要素分割長である。

これより、スパン方向の要素長を変化させる場合には、式(2)から得られるコンクリートの換算引張強度 f_{ti} を用いることによって、同概念を適用した数値解析が可能となる。なお、ここでは既往の研究^{8),9)}を踏襲し、基準要素長を 25 mm とした。

ひずみ速度効果に関しては、1) 本解析で対象とした実験が低速度衝撃荷重実験であること、および 2) 主に工学的に重要となる補強用 FRP シートの剥離・剥落を伴う梁の変位挙動に着目していることより、本研究では考慮しないで検討を行うこととした。

3.3 鉄筋や AFRP シートなどの材料構成則

(1) 軸方向鉄筋およびせん断補強筋

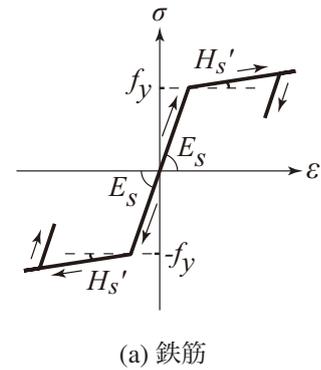
図-5(a)には、軸方向鉄筋およびせん断補強筋に関する応力-ひずみ関係を示している。降伏後の塑性硬化を考慮したバイリニア型の構成則モデルである。降伏応力 f_y は表-2 に示す値を用いている。また、単位体積質量 ρ_s 、弾性係数 E_s およびポアソン比 ν_s に関しては公称値を用い、それぞれ $\rho_s = 7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ 、 $E_s = 206 \text{ GPa}$ 、 $\nu_s = 0.3$ とした。降伏の判定は von Mises の降伏条件に従うこととし、塑性硬化係数 H' は弾性係数 E_s の 1% と仮定している。

(2) AFRP シート

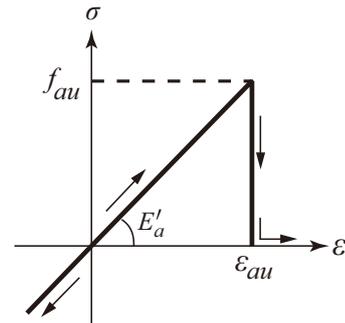
AFRP シートは、図-5(b)に示すように弾性体と仮定し、破断ひずみ ϵ_{au} (=1.75%) に到達した時点で要素が削除されるイロージョンを設定している。なお、本研究の範囲内では実験および数値解析結果ともにシート破断は生じていない。また、前述のようにシート厚を公称値の 10 倍に設定していることより、単位体積質量 ρ_a および弾性係数 E_a の入力値は、公称値である $\rho_a = 1.204 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ 、 $E_a = 118 \text{ GPa}$ の 1/10 の値を用いている。

(3) 支点治具、定着鋼板および重錘

支点治具、定着鋼板および重錘の全要素に関して



(a) 鉄筋



(b) AFRP シート

図-5 鉄筋および AFRP シートの材料構成則

は、実験時に塑性変形が生じていないことより、弾性体モデルを適用している。要素の弾性係数 E_s およびポアソン比 ν_s には公称値を用いることとし、それぞれ $E_s = 206 \text{ GPa}$ 、 $\nu_s = 0.3$ と仮定した。単位体積質量 ρ_s については、支点治具および定着鋼板はともに公称値である $\rho_s = 7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ を用いているが、重錘に関しては実重錘質量 300 kg を解析モデルの体積で除した値を入力している。

3.4 梁軸方向要素長および断面分割

(1) 梁軸方向要素長

一般的に、コンクリート材料を対象に数値解析を実施する場合には要素寸法依存性を如何に制御するかが重要となる。本研究で対象とした 3 種類のモデルではいずれも要素体積あるいは梁軸方向要素長をパラメータとして、破壊領域を修正している。ここでは、2次元部材である RC 梁を対象としていることを基本に、梁軸方向要素長 L を既往の研究¹⁷⁾と同程度とし、かつ、純スパン長やせん断筋の配置間隔および骨材の最大寸法を考慮して $L = 25 \text{ mm}$ を基準とした。また、図-6 に示すように、各モデルの要素寸法依存性を検証するため、その 1/2、1/4 である $L = 12.5, 6.25 \text{ mm}$ に関しても同様に数値解析を実施することとした。なお、ここではいずれも分布ひび割れモデルを適用していることより、要素長を小さくすることでひび割れ分布の高精度化が期待できるのはもちろんのことである。

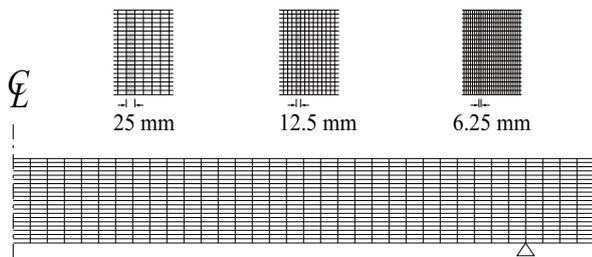


図-6 要素分割長

(2) 断面分割

図-7には、本研究で用いた数値解析モデルの断面分割を示している。高さ方向の断面分割は、上・下縁かぶり部：5分割（約6mm）、軸方向鉄筋部：2分割（約8.5mm）、上下縁軸方向鉄筋間：16分割（約9.5mm）となっている。また、幅方向の断面分割に関しては、梁軸方向断面中心部と軸方向鉄筋間：3分割（約17mm）、軸方向鉄筋部：2分割（約8.5mm）、側面かぶり部：2分割（約17mm）となっている。なお、AFRPシート補強試験体の場合には、AFRPシートの補強効果を適切に再現するため、梁軸方向断面中心部と軸方向鉄筋間：6分割（約8.5mm）、側面かぶり部：4分割（約8mm）と、無補強試験体よりも各要素をさらに2分割した。

4. 数値解析結果及び考察

4.1 無補強(N)試験体

(1) 各種時刻歴応答波形

図-8には、落下高さ $H=2.5$ mにおけるN試験体の各種時刻歴応答波形について、3種類のコンクリートモデルを用いた場合の数値解析結果と実験結果を比較して示している。また、いずれの数値解析結果についても要素分割長 L を3種類（赤線： $L=25$ mm, 青線： $L=12.5$ mm, 緑線： $L=6.25$ mm）に変化させた3ケースの結果を示している。なお、重錘衝撃力はペナルティ法による接触反力から、支点反力は支点治具下部のロードセル配置箇所における軸方向断面力から算出している。

図-8(a)より、重錘衝撃力波形に着目すると、実験結果は継続時間が1 ms程度の主波動が励起した後に、3 ms程度の第2波が励起しており、その最大値は1600 kN程度である。一方で、KCCモデルでの数値解析結果に着目すると、最大値を示す第1波が励起した後に、継続時間が3 ms程度の第2波が後続しており、その傾向は実験結果とほぼ同様であるものの、最大値を1000 kN程度と過少評価していることも確認できる。また、要素長を変化させた場合には、いずれの波形もほぼ同様の波形形状をしており、要素長の影響が小さいことが分かる。CSCモデル、提案モデルに着目

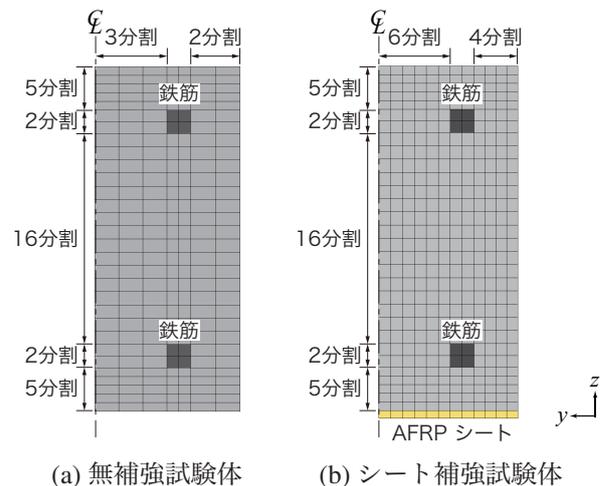


図-7 断面分割

すると、実験結果と同様な波形形状を確認できるものの、いずれも最大値を過少評価する傾向にある。提案モデルに関しては、15 ms付近の波動の励起時間に要素長による差異がみられるものの、いずれのモデルに関しても要素長が衝撃力波形に及ぼす影響は小さいことが分かる。

図-8(b)より、支点反力波形に着目すると、実験結果は継続時間が50 ms程度の主波動が励起した後に、自由減衰振動状態に至っていることが分かる。KCCモデルによる数値解析結果は、主波動の立ち上がりから、最大値まで、要素長によらず実験結果と概ね一致していることが分かる。しかしながら、いずれの要素長においても主波動の継続時間が10 ms程度実験結果よりも長くなっている。CSCモデルの場合には、実験結果と比較して最大値を過大に評価する傾向にあるが、いずれの要素長においても継続時間は実験結果と等しく、要素長の影響は小さいことが分かる。提案モデルに関しても、支点反力立ち上がり直後に高周波成分が卓越し、最大値を過大に評価する傾向にあるが、要素長によらず主波動の継続時間は実験結果と類似している。

図-8(c)より、載荷点変位波形に着目すると、実験結果は30 ms付近で最大値を示し、その後自由減衰振動状態に至り、残留変形が生じている。数値解析結果に着目すると、いずれのモデルにおいても、波形性状は実験結果とほぼ同様であり、要素長やモデルにより、最大変位あるいは残留変位に実験結果と若干の差異がみられるものの、いずれのモデルを用いた場合においても無補強試験体の時刻歴応答波形は概ね再現可能であることが明らかとなった。

(2) ひび割れ分布

図-9には実験終了時あるいは解析終了時における梁側面のひび割れ分布を示している。なお、各コンクリートモデルによってひび割れの評価方法は異なる。

実験結果 数値解析結果

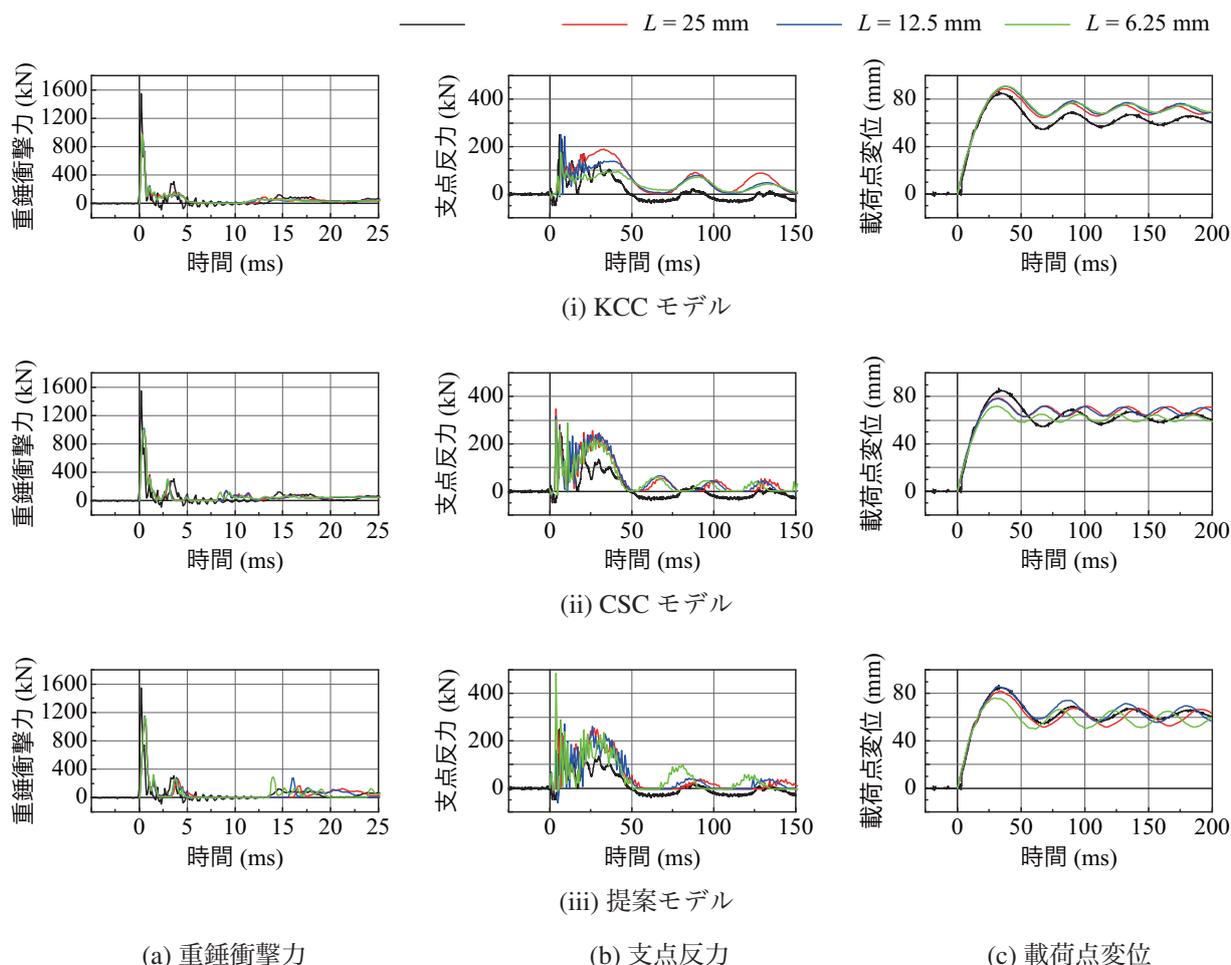


図-8 要素長を変化させた各コンクリートモデルに関する各種応答波形 (N-H2.5)

そのため、KCCあるいはCSCモデルの場合には、解析コードに組み込まれている、弾性状態を青色、引張・圧縮軟化領域を超過し完全に損傷した状態を赤色として損傷度合を評価する機能を用いて図示している。一方で、提案モデルの場合には図-3(b)に示すコンクリートの材料構成則に基づき、引張応力がカットオフされた状態(第1主応力が零近傍応力)となる要素をひび割れ(赤色)として評価した。また、数値解析結果はいずれも要素長が $L = 25, 6.25$ mmの場合である。

図-9(a)に示す実験結果に着目すると、載荷点部に圧壊が生じ、角折れの性状を示している。また、斜めひび割れと共に上下縁から進展する曲げひび割れが梁全体に分布していることも分かる。

次に、数値解析結果に関して要素長を $L = 25$ mmとした場合に着目すると、KCCモデルにおいては、実験結果と同様に載荷点近傍部の損傷が大きく、角折れの性状を示していることが分かる。しかしながら、全体的に損傷領域が実験結果よりも広く分布していることが見て取れる。また、CSCモデルでは載荷点部の圧壊も含めた損傷領域がほぼ実験結果と一致しているもの

の、支点部近傍では損傷が軽微であり、明確なひび割れは確認できない。提案モデルでは、載荷点近傍での斜めひび割れや、梁全体に分布する上下縁から進展する曲げひび割れが確認できる。

最後に、数値解析結果に関して要素長を $L = 6.25$ mmとした場合に着目すると、いずれのモデルにおいても $L = 25$ mmとした場合とほぼ同様な損傷傾向が確認でき、かつ要素長を小さくしたことにより損傷範囲が明確になる傾向を示している。

なお、各モデル間でひび割れ分布に差異が現れているものの、応答波形についてはいずれもほぼ同様な性状を示している。これは、無補強試験体の耐衝撃挙動については、いずれの場合も要素の破壊エネルギーが工学的にほぼ適切に評価されているものと推察される。

4.2 AFRP シート接着曲げ補強 (AS) 試験体

(1) 各種時刻歴応答波形

図-10には、落下高さ $H = 2.5$ mにおけるAS試験体の各種時刻歴応答波形について、3種類のコンク

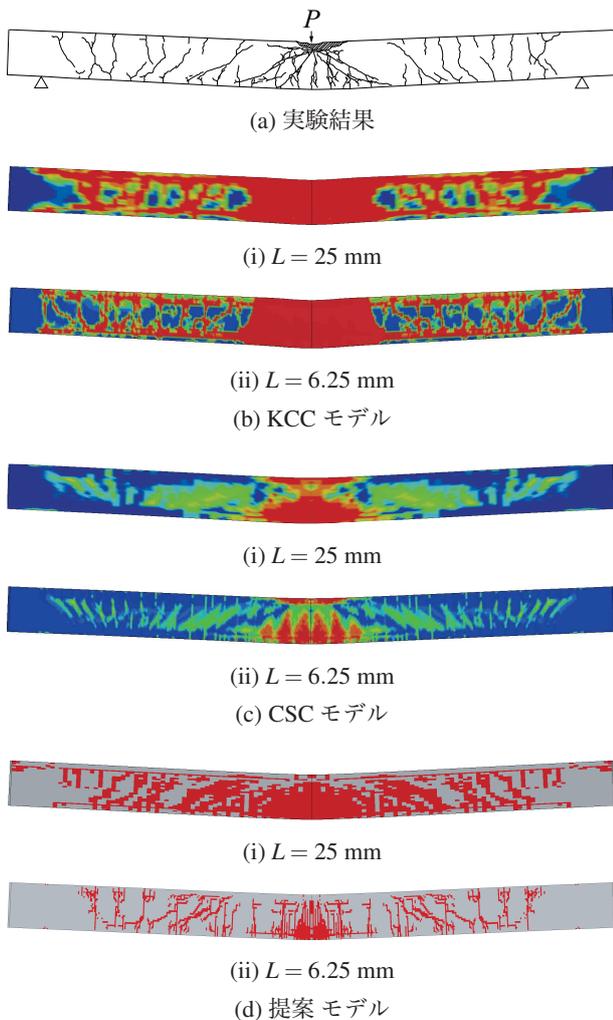


図-9 ひび割れ分布 (N-H2.5)

シートモデルを用いた場合の数値解析結果と実験結果を比較して示している。

まず、図-10 (a) の重錘衝撃力波形に着目すると、無補強試験体と同様な波形性状を示しており、最大値は 1200 kN 程度である。数値解析結果に関しては、いずれのモデル、要素長による大きな差異はない。これは重錘衝突初期には重錘衝突近傍部コンクリートの剛性だけに依存するためと推察される。

次に、図-10(b)の支点反力波形に着目すると、KCCモデルの要素長 $L = 25, 12.5 \text{ mm}$ の場合には、実験結果よりも最大値が小さく、減衰自由振動状態においても、支点反力が残留している。これは、重錘衝突部や支点部近傍の損傷が大きく、支点の飛び跳ね防止治具を上方に押し上げるように梁が過大に変形したためと考えられる。また、要素長 $L = 6.25 \text{ mm}$ の場合には、重錘衝突直後から解析終了時に至るまで支点反力がほぼ励起されていない。これは、重錘衝突直後に支点部に鉛直方向のひび割れが生じたことで要素が過大に変形したことによって応力が解放されたことによるものと推察される。

次に、CSCモデルに着目すると、要素長 $L = 25, 12.5 \text{ mm}$ の場合には、最大値が実験結果よりも大きいものの、作用継続時間は実験結果と同様である。また、自由減衰振動部の周期は、解析結果が実験結果に比較して短いことも確認できる。一方で、要素長 $L = 6.25 \text{ mm}$ の場合には、実験結果と大きな差異が見られる。この場合には、重錘衝突後約 25 ms 経過時に FRP シート要素の削除 (破断) が確認されており、KCCモデルの $L = 25, 12.5 \text{ mm}$ の場合と同様、支点のリバウンド防止治具を上方に押し上げるように梁が過大に変形することで、支点反力が大きく残留したものと推察される。

提案モデルに着目すると、要素長を $L = 6.25 \text{ mm}$ とした場合において、最大値を過大に評価する傾向があるものの、作用継続時間や自由減衰振動部に関して、実験結果を概ね適切に再現していることが分かる。

なお、KCC および CSC モデルにおいて、要素長 $L = 6.25 \text{ mm}$ とした場合に他の要素長の場合と挙動が異なるのは、応力が局所化し要素が過大に変形したことによるものと推察される。これは、シート補強の場合にはひび割れ幅やその分布特性の補強効果への感度が高いことにより、破壊エネルギーを含めた引張側の構成則などの影響が大きく現れたためと推察される。

また、図-10 (c) の載荷点変位波形に着目すると、KCCモデルの場合には、いずれの要素長においても、変形が大きく、特に要素長 $L = 6.25 \text{ mm}$ の場合には、CSCモデルの場合と同様に要素の異常変形を確認しており、変形が過大になっている。CSCモデルの場合には、要素長 $L = 6.25 \text{ mm}$ の場合を除き、実験結果と類似の波形性状を示しているものの、最大変位が実験結果よりも小さく、残留変位は実験結果よりも大きく示されている。一方で提案モデルの場合には、要素長が最も小さい $L = 6.25 \text{ mm}$ の場合において、3種類のモデルの中で最も精度よく実験結果を再現していることが分かる。これは、後述のようにシート補強によって梁全体に広がる実験結果のひび割れ分布を適切に再現していることを暗示している。これより、提案モデルでは分布ひび割れを前提に、カットオフモデルを用い要素長を小さくすることで、曲げひび割れはもちろんのこと、斜めひび割れの進展に伴うピーリング作用によるシートの補強効果の消失現象を再現できる可能性を示唆している。

(2) ひび割れ分布

図-11にはシート補強試験体に関する実験終了時あるいは解析終了時における梁側面のひび割れ分布を示している。なお、KCCモデルの要素長 $L = 6.25 \text{ mm}$ のみ、重錘衝突直後から損傷範囲が大きく、解析終了時に梁の変形が過大となるため、実験結果において最大変位到達時点である 25 ms 時のひび割れ分布を示した。

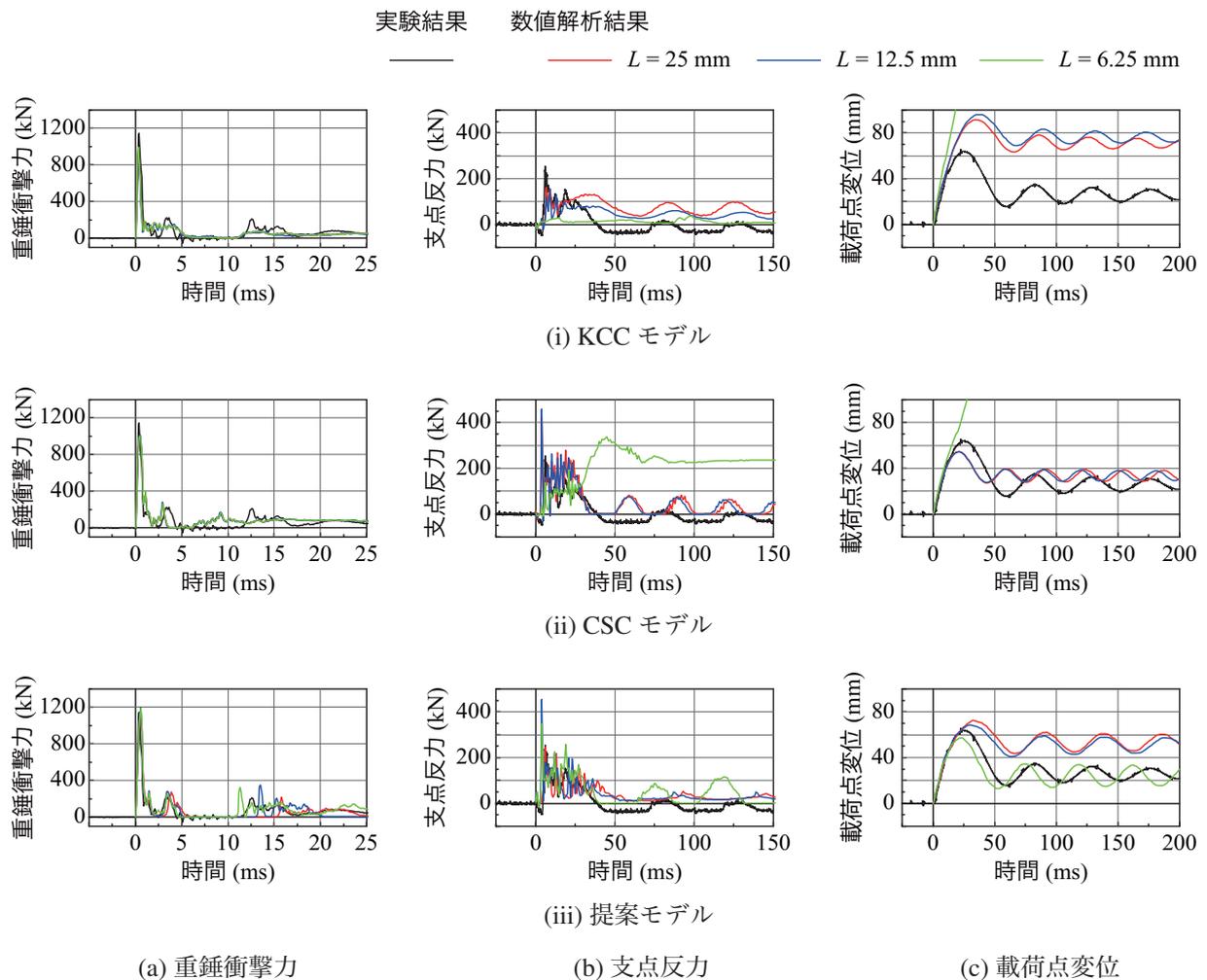


図-10 要素長を変化させた各コンクリートモデルに関する各種応答波形 (AS-H2.5)

図-11 (a) に示す、実験結果に着目すると、無補強試験体と比較し、載荷点直下に微細なひび割れが多数生じていることが分かる。また、無補強試験体のような角折れの性状は確認できない。

次に、KCC モデルの要素長 $L = 25 \text{ mm}$ の結果に着目すると、無補強試験体のようなひび割れ性状を示しており、さらに上下縁軸方向鉄筋に沿うようなひび割れ、および下縁においては FRP シートに沿うような過度な損傷が確認できる。また、要素長 $L = 6.25 \text{ mm}$ とした場合も同様な傾向を見て取れるが、 $L = 25 \text{ mm}$ とは異なり支点部近傍に大きな損傷範囲が確認できる。重錘衝突直後から、この支点部近傍を含めた梁全体に損傷が一気に進展することにより、実験結果との大きな差異が生じたものと考えられる。また、いずれの要素長においても、下縁鉄筋に沿うように損傷を示す赤色領域が確認でき、ここで引張応力が解放されることで、AFRP シートの補強効果が適切に再現できないものと推察される。

CSC モデルの要素長 $L = 25 \text{ mm}$ の場合には斜めひび割れや、支点部近傍のひび割れが明確に確認でき

ず、全体的に実験結果よりも損傷を小さく評価する傾向にあることが推察される。しかしながら、KCC モデルのような下縁鉄筋に沿うようなひび割れが確認できないことより、概ねシート補強試験体の耐衝撃挙動を評価可能であるものと考えられる。要素長 $L = 6.25 \text{ mm}$ とした場合には、要素長を小さくしたことによる応力の局所化から、シート要素の削除(破断)が確認されており、それに伴い梁の変形が過大となっている様子が分かる。

一方で、提案モデルでは、要素長 $L = 25 \text{ mm}$ の場合には要素長が大きいことにより、下縁鉄筋に沿うようなひび割れが生じており、必ずしも実験結果の再現には至っていない。しかしながら、要素長 $L = 6.25 \text{ mm}$ の場合には、曲げひび割れは実験結果よりも多く確認できるが、斜めひび割れや支点近傍部の上縁から下縁に進展するひび割れ分布を明確に確認でき、かつ下縁鉄筋に沿うようなひび割れも生じないことから、シート補強 RC 梁の耐衝撃挙動を概ね適切に再現可能であることが分かる。

以上より、提案モデルの場合には、要素長を小さく

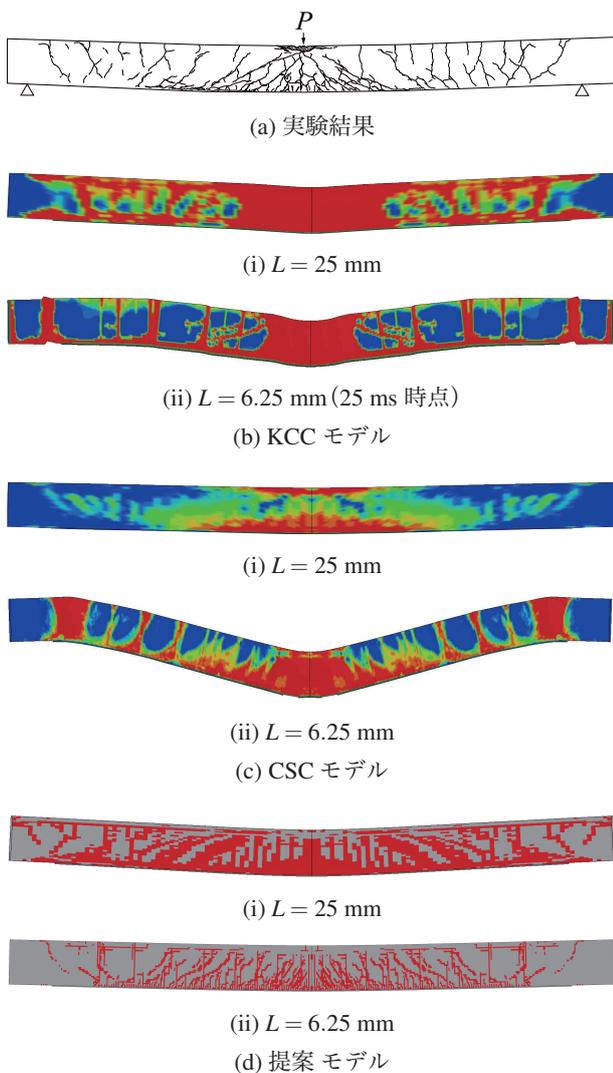


図-11 ひび割れ分布 (AS-H2.5)

した場合にも破壊エネルギー等価の概念を適用していることにより、梁全体、特に下縁に広がるひび割れ分布を最も実験結果を詳細に再現でき、シートの補強効果も実験結果により近い形で評価することが可能であるものと判断される。

(3) AFRP シートの軸方向ひずみ分布

図-12 には、落下高さ $H = 2.5$ m に関する AFRP シートの軸方向ひずみ分布について、各モデルの解析結果と実験結果を時系列的に比較して示している。ここでは、シート幅方向中央部各要素の軸方向ひずみを出力し整理している。なお、ひび割れ分布と同様に、数値解析結果は KCC および CSC モデルに関しては要素長 $L = 25$ mm の結果を、提案モデルに関しては要素長 $L = 6.25$ mm の結果を示した。

図より、実験結果に着目すると、重錘衝突初期には衝突部近傍のみに引張ひずみが生じ、荷重点から 0.5 m 程度離れた箇所では圧縮ひずみが励起している。また、5 ms までに支点まで曲げ波が伝播していく状況が

見て取れる。それ以降は、静的荷重時とほぼ同様な挙動を示し、全スパンにおいて AFRP シートには引張ひずみが生じていることが分かる。

KCC モデルに着目すると、重錘衝突初期から衝突部近傍のひずみが一様に分布しており、実験結果を適切に再現できていないことが確認できる。これは前述のひび割れ分布からも分かるように、KCC モデルの場合には要素長によらず実験結果よりも損傷を過大に評価する傾向にあり、かつ梁下縁に鉄筋に沿うようなひび割れが顕著に現れる。この損傷は重錘衝突直後からシートのひずみ分布と対応する形で進展していくことを確認しており、これによりシートまで引張応力が伝達されず、その補強効果を適切再現できないものと推察される。一方で、CSC モデルの場合には、最大変位到達付近の 30 ms 時点までほぼ実験結果を適切に再現しているが、自由減衰振動状態である 50 ms 時点では荷重点直下において 0.5 % 程度実験結果との差異が確認できる。これは、図-10 (c) から分かるように、自由減衰振動状態における、周期や振幅に関して実験結果との差異が影響しているものと考えられる。また、提案モデルに着目すると、重錘衝突初期から曲げ波が支点に伝播していく様子や、自由減衰振動状態においても、全スパンにわたって AFRP シートのひずみ分布をほぼ適切に再現していることが分かる。

5. まとめ

本論文では、低速度衝撃荷重荷時における FRP シート下面接着曲げ補強 RC 梁の耐衝撃挙動を適切に評価可能な解析手法の確立を最終目的として、別途実施した重錘落下衝撃荷重荷時実験結果を対象に三次元弾塑性衝撃応答解析を実施した。ここでは、3 種類のコンクリートモデルを用いることで、無補強 RC 梁の他、FRP シート補強 RC 梁に関するシートの補強効果を適切に再現可能なコンクリートモデルの適用性を検証した。本研究で得られた事項を整理すると、以下のように示される。

- 1) 無補強 RC 梁に関しては、軟化領域の有無によらず、いずれのモデルも耐衝撃挙動を概ね再現可能である。
- 2) シート補強 RC 梁に関しては、Karagozian & Case Concrete (KCC) モデルの場合には、分割数に関わらず FRP シートの補強効果を適切評価することは困難である。
- 3) 一方で、Concrete Surface Cap (CSC) モデルの場合には、分割数を無補強 RC 梁の場合と同程度に分割することにより、最大変位はある程度評価可能であるが、除荷後の FRP シートのひずみ分布や減衰自由振動状態を再現するには至らない。

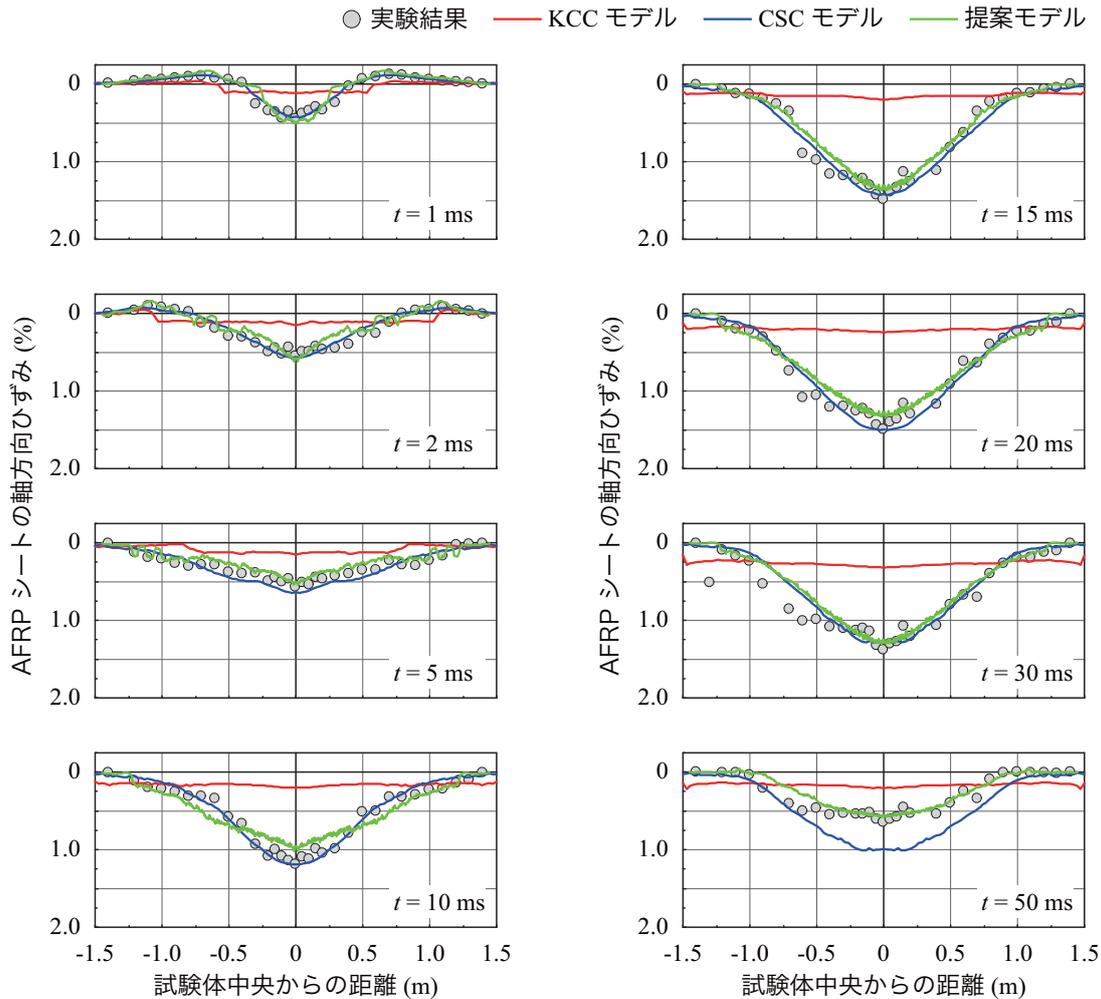


図-12 各時系列における AFRP シートの軸方向ひずみ分布の比較 (KCC モデル・CSC モデル： $L = 25$ mm, 提案モデル： $L = 6.25$ mm)

また、要素長を小さくする場合には適切な解を得ることは困難である。

- 4) 提案のモデルを適用する場合には、要素長を 6 mm 程度まで小さくすることにより精度を向上させることが可能となり、各種時刻歴応答波形やひび割れ分布および、時系列の AFRP シートの軸方向ひずみ分布を適切に再現可能である。

今後は、入力エネルギーを変化させた場合や、シートの剥離・破断現象の再現を含め、より詳細な構成則の検証が必要であると考えられる。また、RC 梁のみならず RC 版や実規模構造物を対象に FRP 材を用いて補強した場合についても、同様の検討が必要であり、提案モデルの適用性や汎用性についてさらなる検証を実施していく予定である。

謝辞

本研究は JSPS 科研費 JP17K06527 の助成により行われたものである。また、研究で使用した AFRP シー

トはファイベックス (株)、接着剤は住友ゴム工業 (株) からご提供頂いた。なお、本論文の作成にあたり、当時室蘭工業大学構造力学研究室の田口将大君 (現 東海旅客鉄道株式会社) に多大なるご支援を頂いた。ここに記して、感謝する次第である。

参考文献

- 1) Thong M. Pham and Hong H.: Behavior of FRP Strengthened RC Beams under Static and Impact Loads, *International Journal of Protective Structures*, Vol. 8(1), pp. 3-24, 2016.
- 2) Tang T. and Saadatmanesh H.: Behavior of concrete beams strengthened with fiber-reinforced polymer laminates under impact loading, *Journal of Composites for Construction*, Vol. 7(3), pp. 209-218, 2003.
- 3) 栗橋祐介, 今野久志, 三上 浩, 岸 徳光: AFRP シート曲げ補強 RC 梁の耐衝撃性能に関する実験的検討, 構造工学論文集, Vol. 60A, pp. 875-888,

- 2014.
- 4) 岸 徳光, 小室雅人, 栗橋祐介, 三上 浩, 船木隆史: 2種類のRC梁下面埋設FRPロッドの耐衝撃性向上効果に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 64A, pp. 1188-1200, 2018.
 - 5) 瓦井智貴, 小室雅人, 岸 徳光, 三上 浩, Le Huy Sinh: 衝撃荷重載荷時におけるAFRPシート接着曲げ補強RC梁の破壊形式に関する実験的検討, 構造工学論文集, Vol. 65A, pp. 901-911, 2019.
 - 6) Hallquist, J. O., LS-DYNA Version R9 User's Manual, Livermore Software Technology Corporation, 2016.
 - 7) 岸 徳光, 三上 浩, 張 広鋒: FRPシート曲げ補強RC梁に関するシートの剥離挙動解析, 土木学会論文集, No. 725/V-58, pp. 255-272, 2003.
 - 8) 小室雅人, 瓦井智貴, 岸 徳光, 栗橋裕介: AFRPロッド下面埋設補強RC梁に関する衝撃応答解析手法の妥当性検討, 土木学会論文集 A2, Vol. 74, No. 2, I315-I326, 2018.
 - 9) 瓦井智貴, 小室雅人, 岸 徳光, 栗橋祐介: AFRPシート下面接着曲げ補強RC梁の衝撃応答解析, コンクリート工学年次論文集, Vol.40, No.2, pp. 715-720, 2018.
 - 10) Xiangzhen K., Qin F., Q. M. Li, Hao W., John E. C.: Modified K&C model for cratering and scabbing of concrete slabs under projectile impact, *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 108, pp. 217-228, 2017.
 - 11) De-Bo Z., Wei-Jian Y., Sashi K. K.: Numerical simulation and shear resistance of reinforced concrete beams under impact, *Engineering Structures*, Vol. 166, pp. 387-401, 2018.
 - 12) Muhammad S., Zhu X. Y., Pan R.: Simulation analysis of impact tests of steel plate reinforced concrete and reinforced concrete slabs against aircraft impact and its validation with experimental results, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 273, pp. 653-667, 2014.
 - 13) Yong J. Y., Jae-Yeol C.: Analysis of effect of momentum on the behavior of RC beams under low velocity impact loading, *SUSI2018*, Vol. 180, pp. 149-157, 2018.
 - 14) A. Pavlovic, C. Fragassa, A. Disic: Comparative numerical and experimental study of projectile impact on reinforced concrete, *Composites Part B*, Vol. 108B, pp. 122-130, 2017.
 - 15) Malvar L. J., Crawford J. E., Wesevich J. W., Simons D.: A plasticity concrete material model for DYNA3D, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.19(9-10), pp. 847-873, 1997.
 - 16) Murray Y. D.: Users manual for LS-DYNA concrete material model 159, Technical Report, 2007 reinforcement for RC structures, Bulletin 14, 2001.
 - 17) Kishi, N. and Bhatti, A.Q.: An equivalent fracture energy concept for nonlinear dynamic response analysis of prototype RC girders subjected to falling-weight impact loading, *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 37, pp. 103-113, 2010.

(2019年9月20日受付)

(2020年2月1日受理)