

外ケーブル突起定着部における非線形 FEM の数値解析とマクロモデルの検討

中日本ハイウェイ・エンジニアリング東京株式会社 正会員 工修 ○井口 淳
日本大学 正会員 工博 柳沼 善明

Abstract

The behavior of protruded anchorage zone models for the externally cable is analyzed by the 3D nonlinear FEM. On the load-deflection curve, the ultimate strength and the crack pattern, the analyzed results agree well with the tested results. Furthermore, the numerical analysis using the 3D nonlinear FEM is done to protruded anchorage zone models. The macro model is applied to the calculated results of the ultimate strength that is gained by the numerical analysis. The applicability of the macro model is evaluated. As the result, the calculated ultimate strengths by the modified macro model using eq. (2) agree well with the tested results as well as the numerical analyzed results.

Key words : Protruded anchorage zone, Ultimate strength, Macro model, Nonlinear FEM

1. はじめに

外ケーブル方式 PC 箱桁橋における外ケーブルの定着には突起定着部が用いられている。突起定着部の破壊に対する安全性は、実物大あるいは寸法を縮小した模型による実験^{1, 2)}で確認されている。しかし、試験体が破壊に至る実験は数少なく、突起定着部周辺の破壊に関する研究も数少ない。このような背景から、プレストレストコンクリート技術協会では、「PC 箱桁定着部の破壊解析委員会 (委員長: 田辺忠顕名古屋大学名誉教授)」を設置し、突起定着部の安全性が検討された^{3, 4)}。この委員会では、非線形 FEM を用いて突起定着部の破壊形態や破壊耐力を評価し、さらに、現時点での非線形 FEM の解析精度が未確認であることから、非線形 FEM の解析結果をマクロ的な観点から判断できるマクロモデルを提案している。

著者らは、突起定着部周辺をモデル化した模型供試体の破壊実験を実施して、破壊に至る挙動について調べ、3次元非線形 FEM の解析結果と実験結果がよく一致していることを確認した⁵⁾。そこで本研究は、突起定着部に関する実験結果が数少ないことから、鉄筋量を変化させた模型供試体に対して非線形 FEM による数値解析を行い、数値解析で得られた破壊耐力に対してマクロモデルを適用し、マクロモデルの適用性を検討することを主な目的とした。

2. 実験概要⁵⁾

本研究で行った非線形 FEM の数値解析は、文献 5) で実施した模型突起定着部に関する実験の供試体を対象としている。ここでは、文献 5) の実験概要を述べる。

実験に用いた供試体 (図-1 参照) は、箱桁橋の突起定着部周辺をモデル化した上床版のない縮小模型 (実橋箱桁床版の約 1/10) であり、荷重は供試体を垂直に立てた状態で行った。供試体は、床版に接する突起の境界面の大きさを 2 種類に変化させ、タイプ S では 100x100mm (供試体名 BA-S)、タイプ L では 100x160mm (供試体名 BA-L) とした。荷重は、床版面から 50mm 離れた位置に、圧板に相当する鋼製ブロック (50x50x30mm) を介して、変位制御で荷重した。床版とウェブは、厚さ 30mm で、φ3mm の鉄筋を 20mm 間隔とした金網を 2 層配筋し、それぞれのかぶりを 3mm とした。突起と床版には接合鉄筋を図-2, 3 のように配置した。突起の大きさは、圧板の大きさと接合鉄筋の配筋を考慮して定めた。測定は、突起下面の垂直変位 (def-y) ならびに突起の上下面に対応する位置の水平変位 (def-2, 3)、さらに接合鉄筋のひずみについて行った (図-2, 3 参照)。供試体には、構造物の縮小模型に合わせて骨材を縮小したマイクロコンクリート⁶⁾を用いた。使用

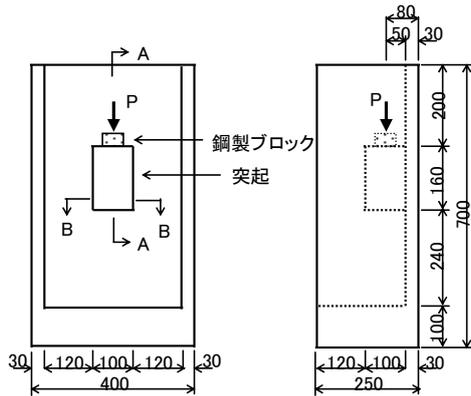


図-1 BA-Lの供試体形状 (単位: mm)

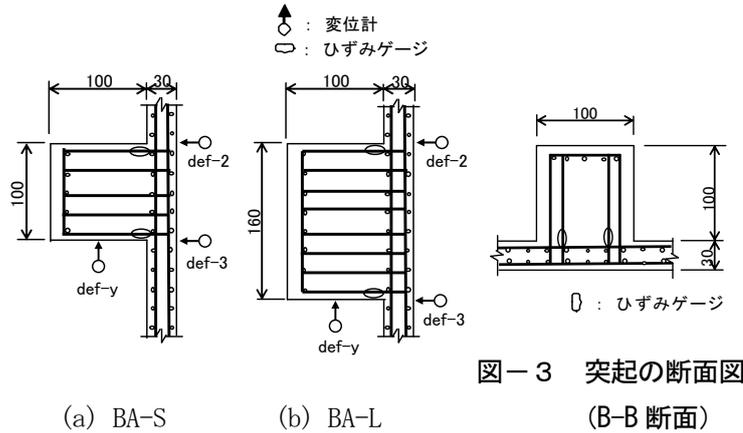


図-2 突起の側面図 (A-A 断面)

図-3 突起の断面図 (B-B 断面)

表-1 マイクロコンクリートの強度特性

圧縮強度 N/mm ²	割裂強度 N/mm ²	ヤング係数 k N/mm ²
40.7	3.72	22.9

表-2 鉄筋の強度特性

鉄筋	降伏強度 N/mm ²	引張強度 N/mm ²	ヤング係数 k N/mm ²
φ 3	602	625	235

したマイクロコンクリートならびに鉄筋の強度特性を表-1, 2に示す。

3. 非線形 FEM の数値解析

3.1 非線形 FEM の概要

本 FEM 解析での荷重は変位制御で行い、修正 Newton-Raphson 法により節点力、節点変位ならびにエネルギーの残差が所定の収束判定値を満足するまで繰り返し計算を行った。本 FEM 解析では、収束判定値を 0.01 とし、繰り返し計算の回数は 1000 回とした。所定の繰り返し回数を超えて収束判定値内に入らなかった場合には、強制的に FEM 解析を終了させた。これは、収束しない場合には、誤差を次のステップに持ち越すため、解の精度が保持できないと判断したためである。本研究では 3次元有限要素解析プログラム ATENA を使用した。

コンクリートの構成則は、圧縮、引張ともに破壊エネルギーモデルで、鉄筋の構成則は弾塑性である。ひび割れは回転ひび割れモデルである。

供試体 (図-1~3参照) の床版とウェブの要素分割は厚さ方向に 3分割とした。これは、3分割以上になると断面内のひずみ勾配が再現でき、巨視的な荷重-変位関係に要素分割による違いが見られないためである^{3, 4)}。

3.2 数値解析の概要

非線形 FEM による数値解析は、文献5)の供試体について、床版に配置した鉄筋量を変化させ、さらに床版と突起との接合鉄筋量を変化させて行った (表-3, 4参照)。表-3, 4中の A_{SL} は床版に配置した鉄筋 1本の断面積で、A_{ST} は接合鉄筋 1本の断面積である。鉄筋の配置は図-2, 3のようであり、数値解析では鉄筋配置を模型供試体と同一の配置とし、鉄筋の断面積のみを変化させた。表-3, 4中のシリーズ名はそれぞれ床版の鉄筋の相違に対応し、ケース T1, T2, T3 はそれぞれ接合鉄筋が 0.5A_{ST}, 1.0A_{ST}, 1.5A_{ST}に対応している。

予備解析として、供試体 (供試体名 BA-L) の全体を解析対象として要素分割した全体モデル (解析名 BA-La11) と、供試体の半分を要素分割した半割モデル (解析名 SL2T2-L) について非線形 FEM 解析を行った。

表-3 数値解析の種類 (タイプ L)

シリーズ	ケース	解析名	床版の鉄筋		接合鉄筋
			橋軸方向	橋軸直角方向	
SL1	T1	SL1T1-L	0.5A _{SL}	0.5A _{SL}	0.5A _{ST}
	T2	SL1T2-L			1.0A _{ST}
	T3	SL1T3-L			1.5A _{ST}
SL2	T2	SL2T2-L	1.0A _{SL}	1.0A _{SL}	1.0A _{ST}
	T3	SL2T3-L			1.5A _{ST}
SL3	T3	SL3T3-L	1.5A _{SL}	1.5A _{SL}	1.5A _{ST}

表-4 数値解析の種類 (タイプ S)

シリーズ	ケース	解析名	床版の鉄筋		接合鉄筋
			橋軸方向	橋軸直角方向	
SL1	T1	SL1T1-S	0.5A _{SL}	0.5A _{SL}	0.5A _{ST}
SL2	T2	SL2T2-S	1.0A _{SL}	1.0A _{SL}	1.0A _{ST}
SL3	T3	SL3T3-S	1.5A _{SL}	1.5A _{SL}	1.5A _{ST}

半割モデルは、半分にした分割面の垂直方向の変位を拘束して解析した。最大荷重時におけるひび割れ状況の実験結果を図-4に、解析結果を図-5に示す。図-4中の数字はひび割れが生じた順番を示している。図-5には、全体モデルと半割モデルに要素分割した場合のひび割れ状況が示してある。図-5によれば、全体モデルと半割モデルのひび割れ状況はほぼ同じである。さらに、ひび割れ状況の実験結果(図-4参照)と比較すると、全体モデルと半割モデルのFEM解析結果は実験結果とおおむね一致している。

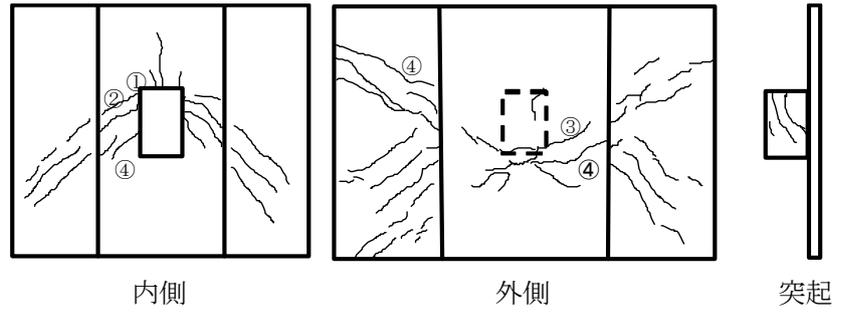
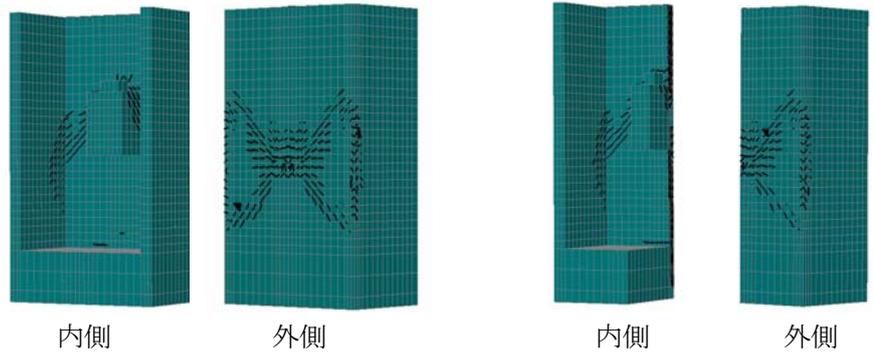


図-4 破壊後のひび割れ状況の展開図(BA-L)⁵⁾



(a) 全体モデル(解析名 BA-Lall) (b) 半割モデル(解析名 SL2T2-L)

図-5 最大荷重時におけるひび割れ状況のFEM解析結果(供試体名BA-L)

次に、数値解析で得られた最大荷重を破壊耐力 P_{ult} として、破壊耐力の解析結果と実験結果とを比較検討する。破壊耐力 P_{ult} の実験値と解析値

表-5 破壊耐力の実験値と解析値との比較

タイプ	供試体名	test kN	FEM kN		FEM/test	
			全体モデル	半割モデル	全体モデル	半割モデル
S	BA-S	52.5	51.7	50.8	0.985	0.968
L	BA-L	70.3	74.8	73.2	1.064	1.041

との比較を表-5に示す。表-5によれば、全体モデルと半割モデルによる P_{ult} の解析値は、タイプS, Lともに実験値とよく一致している。全体モデルと半割モデルの P_{ult} を比較すると、タイプS, Lともに約2%の差しかなく、ほとんど一致している。次に、荷重と突起下面の垂直変位(すなわち荷重の載荷方向, 図-2の def-y)との関係を図-6に示す。def-yのFEM解析結果と実験結果とを比較すると、要素分割モデルの相違にかかわらず、BA-SとBA-LのFEM解析結果はともに実験結果とよく一致している。以上により、全体モデルと半割モデルとの解析結果はほとんど一致しているとみなせることから、以下の数値解析では供試体の半分を要素分割した半割モデルで非線形FEM解析を行うものとする。

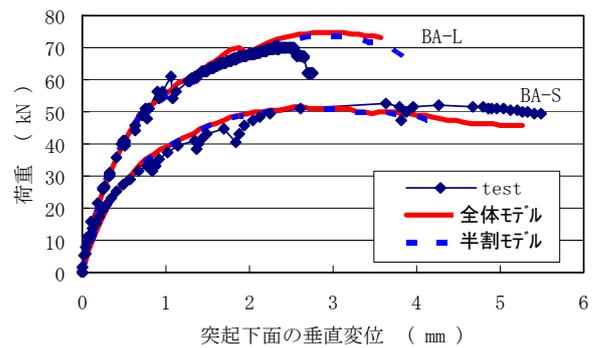


図-6 荷重と突起下面の垂直変位との関係

3.3 数値解析結果

破壊耐力に及ぼす床版鉄筋比の影響を図-7に示す。図-7の床版鉄筋比 p_{SLxy} は、床版に配置した橋軸方向(y方向, 図-3の荷重載荷方向, すなわち垂直方向)の鉄筋比 p_{SLy} と、橋軸直角方向(x方向)の鉄筋比 p_{SLx} との和である。なお、床版には上下2層に鉄筋があるため、床版鉄筋比は上下2層の鉄筋量から求めるものとする。図-7によれば、 p_{SLxy} が大きくなるにしたがい P_{ult} は大きくなっている。突起定着部の破壊耐

力は、ひび割れ状況 (図-4 参照) から突起が橋軸方向に回転することにより、主に橋軸方向では突起の前後の床版の曲げと、橋軸直角方向では突起の横の床版のねじれにより分担されるものと考えられる。そのため、 p_{SLy} が増加すると曲げ耐力が増加し、 p_{SLx} が増加するとねじれ耐力が増加することになり、その結果 P_{ult} が増加するものと考えられる。

次に、破壊耐力に及ぼす接合鉄筋比の影響を図-8に示す。接合鉄筋比 p_{ST} は、接合鉄筋量を床版に接する突起の境界面の面積で除したものである。図-8によれば、 p_{ST} の値にかかわらず各シリーズでの P_{ult} はほぼ同じ値になっている。このことは、突起自体が破壊せず、床版が破壊する破壊パターン3の破壊であると考えられ、さらにひずみのFEM解析結果からも破壊パターン3の破壊であることを確認している。シリーズSL1とSL2で P_{ult} が異なるのは、床版鉄筋量が異なるためである (表-3 参照)。

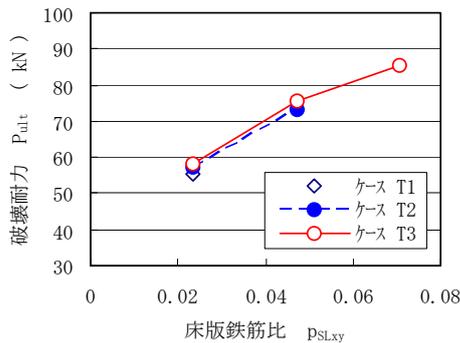


図-7 破壊耐力に及ぼす床版鉄筋比の影響

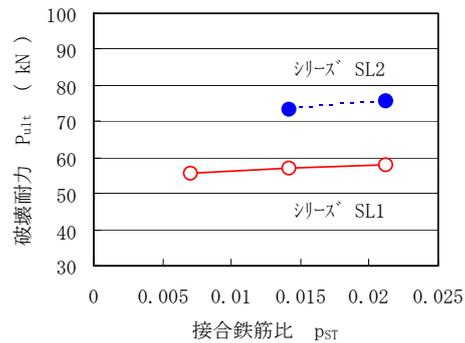


図-8 破壊耐力に及ぼす接合鉄筋比の影響

4. マクロモデルによる検討

4.1 マクロモデルによる破壊耐力^{3, 4)}

突起定着部の破壊は3つの破壊パターンに分類され、破壊パターン1は定着突起内部の抵抗機構の破壊、破壊パターン2は突起と床版あるいはウェブとの境界におけるスリップ破壊、破壊パターン3は桁本体の構造破壊である。本研究では、突起定着部周辺の桁本体の破壊を対象としているため、破壊パターン3のマクロモデルによる破壊耐力についてのみ述べる。突起定着部をウェブから離れた位置に設置した場合、マクロモデルは箱桁から突起定着部の周囲を切り出したフリーボディ (図-9 参照) の各断面に、その断面の終局耐力に相当する断面力が作用するものとして、破壊耐力を算出している。定着力 P が作用しているフリーボディにおいて (図-10 参照)、終局状態で各断面力 (すなわち曲げモーメントの M_{S1} と M_{S3} 、ねじりモーメントの T_{S2} と T_{S4} 、面外せん断力の Q_{S1} と Q_{S3}) がそれぞれ塑性限界に達して、極限解析が可能な状態であるとする。なお、断面力 T_{S4} は、 T_{S2} の反対側の断面に作用し、その値は T_{S2} と同じである。図-10 のようにフリーボディが θ だけ剛体回転したとすれば、突起定着部の破壊耐力 P_{ult} は仮想仕事の原理から、

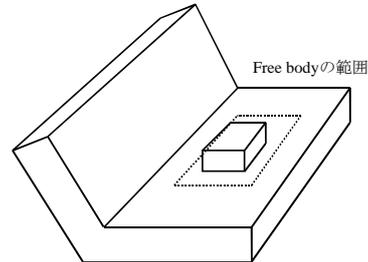


図-9 箱桁の突起定着部を切り出したフリーボディの範囲

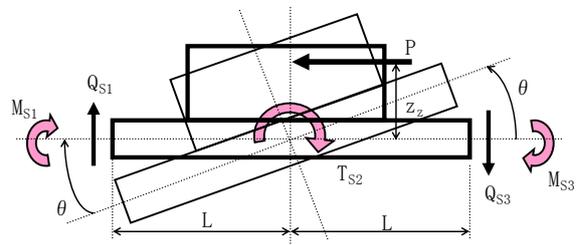


図-10 仮想変位 θ を与えたときの剛体変位

$$P_{ult} = (1.0/z_2) (-M_{S1}^u + M_{S3}^u + 2T_{S2}^u) - (L/z_2) (Q_{S1}^u + Q_{S3}^u) \dots \dots \dots (1)$$

となる。それぞれの終局耐力 ($M_{S1}^u, M_{S3}^u, T_{S2}^u, Q_{S1}^u, Q_{S3}^u$) は、コンクリート標準示方書⁷⁾ から算出することができる。

4. 2 マクロモデルの適用性

マクロモデルでは、突起定着部の周囲を切り出したフリーボディについて破壊耐力を計算するものである。フリーボディの大きさを 1.0D (ここに、D は下床版厚) だけ広げた範囲とした場合について、 P_{ult} のマクロモデルによる計算値と実験値とを比較した結果、計算値と実験値はよく一致していた⁵⁾。そこで、数値解析結果に対してマクロモデルを適用し、フリーボディを 1.0D だけ広げた範囲とした場合について、解析結果とマクロモデルの計算結果との比較を図-11に示す。ここに、 $P_{ult,M}$ はマクロモデルで計算した破壊耐力、 $P_{ult,F}$ は FEM で解析した破壊耐力である。図-11によれば、床版に接する突起の境界面の大きさが異なるタイプ S, L ともに、 p_{SLxy} が大きくなるにしたがい $P_{ult,M}/P_{ult,F}$ の値は大きくなっている。これは、床版の鉄筋量が多くなるにしたがい、マクロモデルの計算値が大きく計算され、フリーボディの範囲が大きすぎることを意味している。

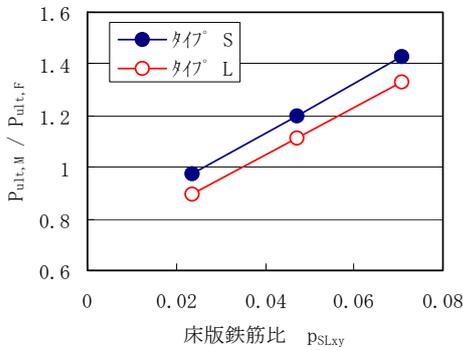


図-11 $P_{ult,M}/P_{ult,F}$ と床版鉄筋比との関係

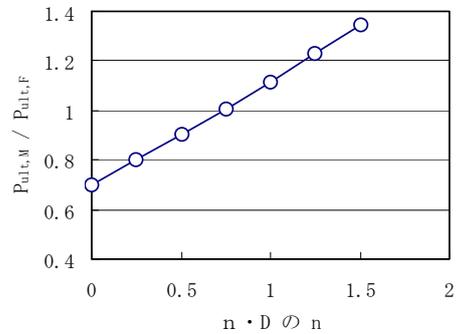


図-12 $P_{ult,M}/P_{ult,F}$ と n との関係 (SL2T2-L)

破壊耐力に及ぼすフリーボディの大きさ ($n \cdot D$) の影響を図-12に示す。ここに、D は下床版厚、n は倍率で、フリーボディの大きさは突起の周囲をそれぞれ $n \cdot D$ だけ広げた範囲となる (図-9 参照)。図-12によれば、 $n \cdot D$ の n が大きくなるにしたがい $P_{ult,M}/P_{ult,F}$ は大きく計算されている。そこで図-12で $P_{ult,M}/P_{ult,F}$ と n との近似曲線を求め、この近似曲線からマクロモデルの計算値 $P_{ult,M}$ が FEM の解析値 $P_{ult,F}$ と一致する n の値を求めた。これを、タイプ S の 3 体 (表-4 参照) ならびにタイプ L の 3 体のタイプ S のシリーズとケースに対応する解析名のもの) について行なった。

次に、 $P_{ult,M}$ と $P_{ult,F}$ とが一致する n の値と床版鉄筋比の関係を図-13に示す。図-13から、 p_{SLxy} が大きくなるにしたがい n は小さくなっている。マクロモデルの計算値 $P_{ult,M}$ と FEM の解析値 $P_{ult,F}$ とが一致する n の値と p_{SLxy} との関係は線形で近似でき、式(2)で求められる。

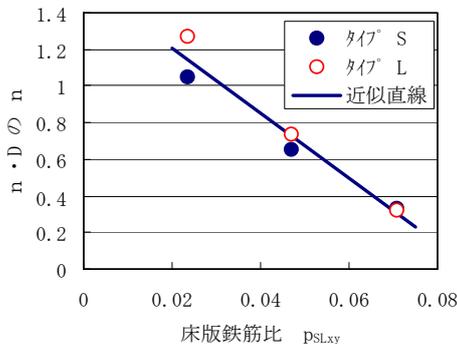


図-13 n と床版鉄筋比との関係

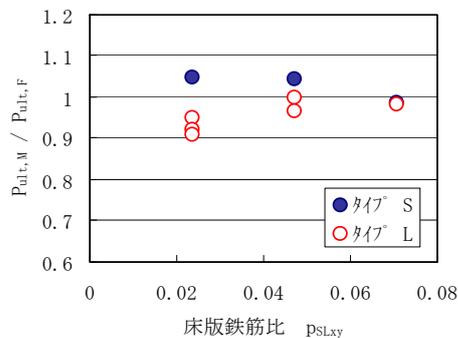


図-14 $P_{ult,M}/P_{ult,F}$ と床版鉄筋比との関係

$$n = -17.7 p_{SLxy} + 1.56 \quad \dots \dots \dots (2)$$

ここに、 p_{SLxy} は床版鉄筋比、 n は $n \geq 0$ である。

次に、式(2)からフリーボディの大きさを求め、マクロモデルにより破壊耐力を計算し、FEM の数値解析結果との比較を図-14に示す。図-14によれば、 $P_{ult,M}/P_{ult,F}$ の平均値はタイプSで1.03、タイプLで0.95となり、マクロモデルで計算した破壊耐力はタイプS、LともにFEMの破壊耐力とよく一致している。

文献5)で得られた実験値とマクロモデルの計算値との比較を表-6に示す。表-6によれば、タイプS、Lともにマクロモデルの計算値は実験値とよく一致している。次に、土木研究所(当時)とPC建設業協会の共同研究として実施された実験¹⁾のB1試験体について、実験結果ならびにFEM解析結果とマクロモデルの計算値との比較を図-15に示す。図-15によれば、FEMの各解析プログラムによる破壊耐力は約1000~1250kNの間にあり、実験値は約1100kNである。マクロモデルでは、式(2)より $n=1.22$ となり、破壊耐力が1203kNと計算される。マクロモデルの計算値(図-15中の一点鎖線)は、ATENAの解析値に近い値となっている。以上により、マクロモデルは各解析プログラムの解析結果ならびに実験結果とおおむね一致しているものと思われる。なお、図-15中の各解析プログラムによる解析結果は文献3)で実施されたものである。

5. まとめ

本研究の範囲内で以下のことがいえる。

- 1) 破壊パターン3のマクロモデルで用いるフリーボディの大きさは式(2)で求められる。
- 2) 破壊パターン3の破壊耐力について、フリーボディの大きさを式(2)で求めたマクロモデルの計算値は、FEMの数値解析結果ならびに実験結果とよく一致する。

以上により、フリーボディの大きさを式(2)で求めたマクロモデルは、破壊パターン3における突起定着部の破壊耐力を算定する有用な方法であると考えられる。

参考文献

- 1) 西川和廣, 廣松新, 伊藤公彦: 外ケーブル定着突起の形状および配筋に関する研究, 11回プレストレストコンクリート発展に関するシンポジウム論文集, pp. 781-786, 2001
- 2) 大中英揮, 岡隆延, 加藤敏明, 小川整: 中国横断自動車道見延橋の大容量外ケーブル定着部実物大試験報告, 10回プレストレストコンクリート発展に関するシンポジウム論文集, pp. 237-242, 2000
- 3) PC箱桁定着の破壊解析委員会: PC定着部の破壊解析に基づく性能設計, プレストレスト技術協会, 2004
- 4) 内田裕市, 柳沼善明, 田辺忠顕: PC箱桁定着部破壊解析委員会報告(その1) —外ケーブル定着部の非線形解析とマクロモデルの検討—, プレストレストコンクリート, Vol. 47, No. 1, pp. 71-80, 2005
- 5) 井口淳, 長谷川晃久, 柳沼善明: 外ケーブル方式PC箱桁橋における模型定着部の挙動と破壊耐力, 17回プレストレストコンクリート発展に関するシンポジウム論文集, pp. 277-282, 2008
- 6) 日本コンクリート工学協会: コンクリート便覧, pp. 1019-1021, 1987
- 7) 土木学会: コンクリート標準示方書 [構造性能照査編], pp. 58-93, 2002

表-6 破壊耐力の実験値とマクロモデルの計算値との比較

タイプ	供試体名	test kN	マクロモデル	
			calc kN	calc/test
S	BA-S	52.5	49.9	0.950
L	BA-L	70.3	68.2	0.970

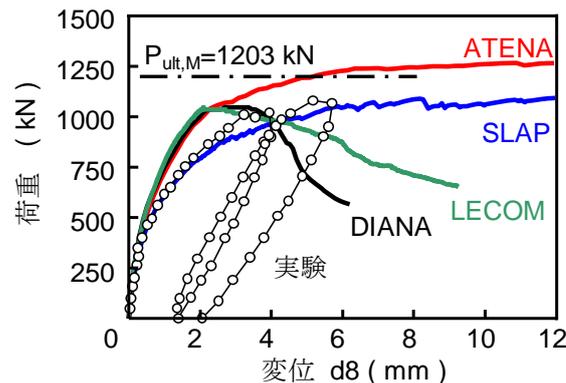


図-15 B1試験体の実験結果と解析結果³⁾