

鉄筋コンクリート部材の損傷状況を考慮した 変形性能算定手法

渡邊忠朋¹・谷村幸裕²・瀧口将志³・佐藤 勉⁴

¹正会員 北武コンサルタント(株) (〒062-0020 札幌市豊平区月寒中央通7丁目)

²正会員 工修(財) 鉄道総合技術研究所 (〒185-8540 東京都国分寺市光町2-8-38)

³正会員 工修 九州旅客鉄道(株) (〒807-0825 北九州市八幡西区折尾5丁目9-10)

⁴正会員 工博(財) 鉄道総合技術研究所 (〒185-8540 東京都国分寺市光町2-8-38)

兵庫県南部地震による鉄筋コンクリート構造物の被災を契機として、種々の機関で耐震設計法の見直し
がなされ、現在も変形性能の算定手法等の精度向上に対する研究がなされている。一方、構造物の設計手
法として要求される性能を明確に定義し、その性能の満足度を照査するいわゆる性能照査型設計体系への
移行も検討されつつある。

本研究は、そのような現状を踏まえ性能照査型設計体系への移行へ向けて構造物の復旧性を照査する場
合に必要な部材の損傷状況と修復の為に必要となる補修工法を関連付けた損傷レベルの限界点を設定
し、その限界点を算定する手法を提案するものである。

Key Words : reinforced concrete member, evaluation of displacement ductility, damage degree,
cyclic loading

1. はじめに

兵庫県南部地震によるコンクリート構造物の被害を契機として土木学会をはじめとして種々の機関で耐震設計法の見直しがなされ、構造物の変形性能に関する評価方法の評価精度の向上等が図られて来ている¹⁾。

一方、構造物の設計方法全体への取り組みとして性能照査型への体系の移行が取り組まれている現状もある²⁾。

この性能照査型体系では、構造物に要求される性能を明確にして、その性能を構造物が満足するか否かを照査する必要がある。

これを耐震設計に適用した場合、一般には、規模の大きい地震動に対しては構造物の塑性化を許容するが、塑性変形性能を制御することで地震後の復旧性を含めて耐震性能を確保することが必要となり、復旧性という性能を照査する必要性が生じてくる。

復旧性を照査する場合には、構造物を構成する部材等の損傷状況が地震時または地震後にどのような状況に達するかを推定することが重要な要素となると考えられる。

すなわち、鉄筋コンクリート構造を対象とした場合、部材を構成するコンクリートと鉄筋が地震時および地

震後にどのような状況にあるかを予測する必要性が生じてくることになる。

鉄筋コンクリート部材においては、大規模な地震動によって生じる非線形性の殆どが材料の非線形性に起因するため、材料レベルでの非線形性を定義して有限要素解析により応答値を算定することは、損傷状況を解析により直接評価できる利点がある。しかし、構造物全体の挙動を把握するためには解析対象が構造物全体となり、現状においては実務の照査に用いるのは困難であると考えられる。

一方、部材を線材としてモデル化し、部材レベルで非線形性を定義することは、従来から実務設計において用いられてきた方法であるが、解析から得られる情報が部材の部材角や断面の曲率であるために、解析結果から部材の損傷状況を照査するためには、あらかじめ部材角や曲率と損傷状況の関係を定義しておく必要がある。

そこで、本研究では、性能照査型設計体系への移行を念頭に置き、部材を線材としてモデル化した場合に、構造物に想定される地震動を作用させた動的解析等から得られた応答より、部材の損傷状況を推定する方法の検討を行うこととした。そのために、実物大の鉄筋コンクリート部材を用いた交番載荷実験を実施し、実

表-1 供試体諸元

	断面形状	引張鉄筋 (最外縁の軸方向鉄筋)	側方鉄筋 (片側当り)	帯鉄筋		軸圧縮 応力度 σ_c (N/mm ²)	引張 鉄筋比 P_t (%)	帯 鉄筋比 P_w (%)	コンクリート圧縮強度		載荷 パターン	$V_y \cdot l_0 / M_u$			
				鉄筋径@間隔(mm) ×組数	接合方法				部材 f_c (N/mm ²)	7-チップ f_{cf} (N/mm ²)					
H シ リ ー ズ	H95-1	D32-10本	D32-5本	D13@100×1組	鋭角フック	3.87	1.07	0.28	30.0	31.9	A	1.12			
	H95-2			D13@100×1.5組					28.0	29.8		1.39			
	H95-3			D16@100×1.5組					0.66	31.4		30.1	1.87		
	H96-11	D32-8本 D29-1本	D29-5本	D13@100×1.5組	7/7溶接		0.95	0.42	29.2	32.9		1.59			
	H96-12			D16@100×1.5組			0.66	26.9	25.6	30.3		33.1	1.58		
	H97-1	D32-10本	D32-5本	D16@100×1.5組	7/7溶接		1.07	0.88	1.27	28.2		25.6	A	2.02	
	H97-2			D16@100×2組						0.88		28.2		25.6	2.48
	H97-3			D19@100×2組						0.88		29.2		27.0	3.02
	H97-4			D16@100×2組						0.88		30.9		31.3	2.46
	H97-5	IV								30.7		32.5	B	2.27	
H97-6	D16@100×1.5組					0.66				31.8	34.0	1.99			
T シ リ ー ズ	T97-1	D25-9本	D25-7本	D13@80×2組	フラッシュパ ット 溶接	0.78	0.78	30.0	33.4	A	2.51				
	T97-2			D10@80×2組				0.00	32.6		34.9	2.90			
	T97-3			D10@80×2組				3.68	0.45		24.3	34.6	C	1.81	

注) 断面形状 : I, II, III, IV, V, VIは、図-2参照
 軸圧縮応力度 σ_c : コンクリート断面に作用する応力度
 引張鉄筋比 P_t : $P_t = A_s / (b \cdot d)$
 A_s : 最外縁の軸方向鉄筋の断面積
 b : 部材幅 d : 有効高さ
 載荷パターン : A, B, Cは、図-3参照

帯鉄筋組数 : 1組および2組とは、各段に中間帯鉄筋を配
 置しないもの、および配置したもの。15組と
 は、1段おきに中間帯鉄筋を配置したもの。
 l_0 : せん断スパン
 V_y : せん断耐力
 M_u : 曲げ耐力

験結果を基に鉄筋コンクリート部材の非線形特性と部
 材の損傷状況の関連付けを行い、損傷状況を考慮した
 部材の変形性能算定手法の提案を行うものである。

2. 実験概要

(1) 供試体の形状および諸元

実験⁹⁹⁾に用いた供試体は、鉄道RCラーメン高架橋
 の柱部材の実大モデルである。供試体の形状および諸
 元を図-1および表-1に、供試体の断面形状を図-
 2に、それぞれに使用したコンクリートおよび鉄筋の
 材料試験結果を表-1、表-2に示す。なお、用いた
 鉄筋の種類は H96-11,12のみ SD390で、その他は全て
 SD345である。供試体の形状は、Hシリーズ、Tシ
 リーズの2タイプあり、Hシリーズは 900mm×900mmの正
 方形断面を有し、せん断スパンが 3300mm、Tシ
 リーズは 800mm×800mmの正方形断面で、せん断スパンが
 3000mmである。

それぞれ、軸圧縮応力度、引張鉄筋比、帯鉄筋比、
 帯鉄筋の接合方法および形状、載荷サイクルをパラメ
 ータとして、合計14体製作した。

引張鉄筋比は 0.78%~1.07%、帯鉄筋比は 0.28~1.27%、
 軸圧縮応力度は 0~3.87N/mm²である。いずれも、せん
 断耐力が曲げ耐力を上回り、破壊形態が曲げ破壊型と
 なるように設計されている。

表-2 鉄筋の材料試験結果

	鉄筋径	引張降伏強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (kN/mm ²)
H95-1~3	D32	380	189
	D16	388	190
	D13	374	191
H96-11~12	D32	425	165
	D29	443	172
	D13	469	172
H97-1~6	D32	368	161
	D19	366	155
	D16	409	153
T97-1~2	D25	371	189
	D13	373	182
T97-3	D25	377	195
	D13	402	182

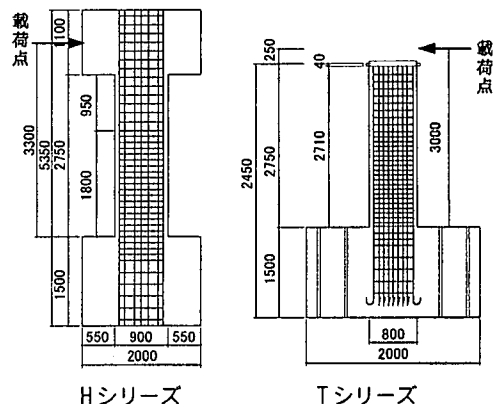


図-1 供試体形状 (単位: mm)

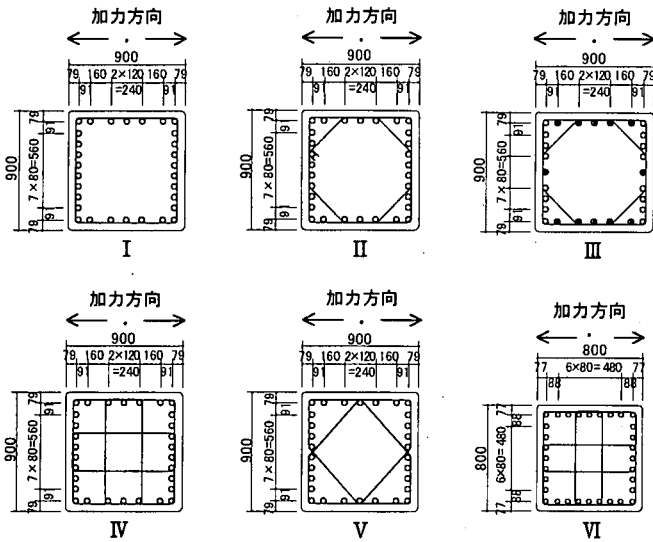


図-2 供試体断面 (単位: mm) ○: D32 ●: D29

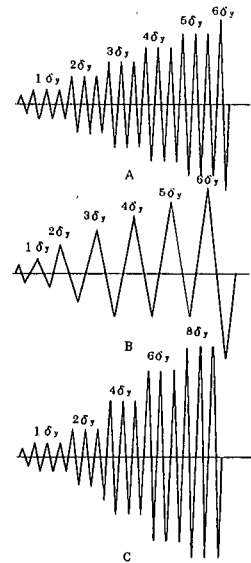


図-3 荷重パターン

表-1に各供試体の曲げ耐力(M_u)とせん断耐力(V_y)の比($V_y \cdot l_u / M_u$)を示す。なお、曲げ耐力およびせん断耐力は、土木学会示方書⁷⁾による方法で算定したものである。

(2) 荷重方法および計測項目

荷重はフーチングを床に固定し、鉛直方向に油圧ジャッキで所定の軸力を加えたのち、図-1に示す荷重点に水平方向に正負交番荷重を行った。

そして、柱基部の引張鉄筋のひずみをモニターして、降伏ひずみに達した時点の荷重点位置の水平変位を降伏変位 $1\delta_y$ とし、これを基準に図-3に示す荷重パターンで変位制御にて荷重を行った。計測項目は、供試体の水平変位、鉛直変位、鉄筋のひずみおよびひび割れ状況である。

(3) 破壊状況

水平方向の荷重により、まず、柱基部に曲げひび割れが生じ、水平荷重の増加とともに曲げひび割れが発達し、柱基部の引張鉄筋が降伏した。その後、水平変位の増加とともに水平方向および斜め方向のひび割れが発達し、かぶりコンクリートの剥落、軸方向鉄筋の座屈が生じ、水平荷重が低下した。荷重時のひび割れ状況の例を、図-4に示す。

荷重中にせん断ひび割れが発達するものもあったが、大きく広がることはなかった。また、荷重の低下は軸方向鉄筋の座屈とともに徐々に生じ、荷重が急激に低下することはなかった。したがって、いずれの供試体

も曲げ破壊したものと考えられる。

H96-11, H97-1,2,5,6およびT97-3は、帯鉄筋の破断が生じ、H95-2,3は帯鉄筋のフックが解除して軸方向鉄筋が座屈し、これを契機に水平荷重が低下していった。これ以外の供試体については、帯鉄筋がはらみだし、軸方向鉄筋が座屈して水平荷重が低下していった。

帯鉄筋をフックで定着した供試体は、H95-1,2,3およびH96-11である。鉄筋の端部を 135° 折り曲げ、折り曲げてからH95-1,2,3は鉄筋直径の6倍まっすぐ延ばし、H96-11は鉄筋直径の15倍まっすぐ延ばして定着した。また、H96-12, H97-1~6およびT97-1~3は帯鉄筋をフレア溶接またはフラッシュバット溶接により接合したものである。帯鉄筋の破断が生じた供試体は、帯鉄筋が十分に定着されていたものの、軸方向鉄筋の座屈を帯鉄筋が抑えきれなくなり破断したものと考えられる。同じ引張鉄筋比、同じ帯鉄筋の接合方法の供試体と比較すると、H97-2に比べ帯鉄筋比の大きいH97-3, T97-3に比べ帯鉄筋比の大きいT97-1は帯鉄筋の破断は生じていない。

3. 損傷レベルの評価

(1) RC部材の損傷レベル

構造物の耐震性能を合理的に設定するためには、構造物を構成する部材の損傷レベルを適切に設定する必要がある。そこで、まず部材の損傷レベルを設定することにした。

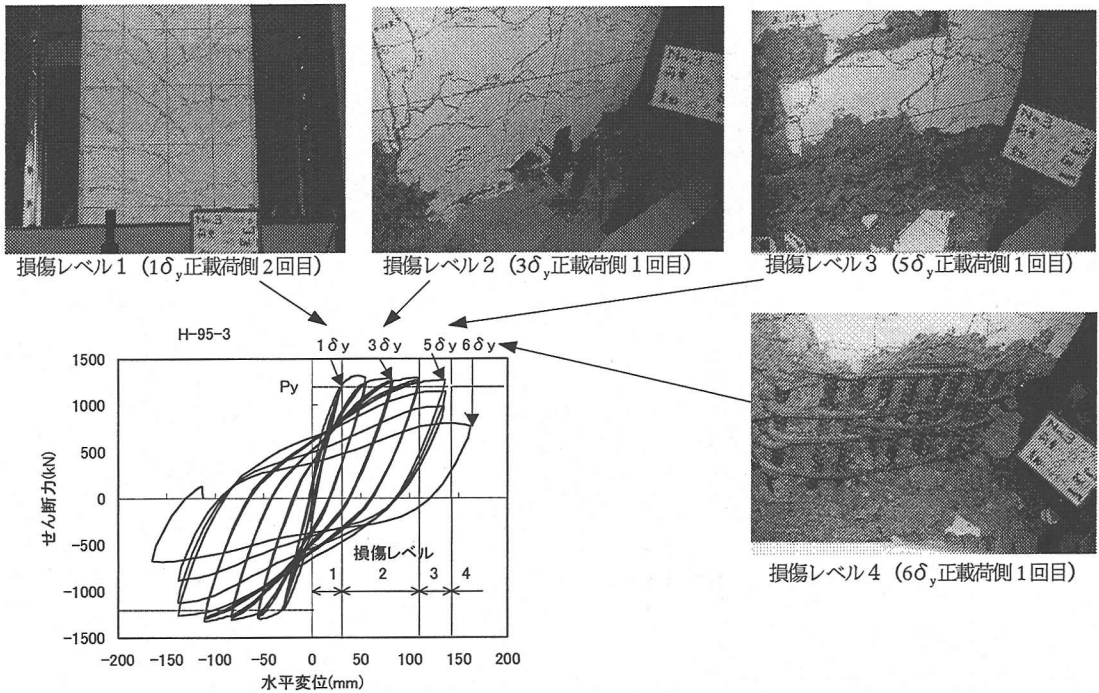


図-4 荷重変位履歴曲線と損傷レベル，損傷状況 (H95-3)

本論文では，RC部材の損傷レベルは，部材の変形と2.で示した実験から観察された損傷状況と関連付けることを前提に，主として部材の損傷状況と補修の難易性等の関係から設定することとした．なお，2.で示した実験結果から得られた損傷状況を，補修の必要性および難易性を勘案して3つの段階に区分することとし，それを損傷レベルと定義することとした．曲げ破壊型となる場合のRC部材の損傷レベルと補修工法のイメージを表-3に示す．

(2) 損傷レベル1

損傷レベル1は，無損傷で無補修で済む段階とした．一般に柱部材は，地震時に軸方向鉄筋が引張降伏しなければ，地震後にひび割れが閉じ，無補修でよいと考えられる．したがって，損傷レベル1の限界は，軸方向鉄筋が引張降伏するときとする．

(3) 損傷レベル2

損傷レベル2は，ひび割れ注入や断面修復の補修が必要な段階とした．この段階での損傷は，かぶりコンクリートの剥落程度であり，部材の耐荷性能が損なわれておらず，早期修復が可能な状態である．実験では，ある変位を超えると，同一変位における2回目，3回目の繰返し载荷による耐力低下が顕著になる現象が見られ，ほぼこの段階以降，軸方向鉄筋の座屈が発生すること

表-3 RC部材の損傷レベルと補修工法のイメージ

損傷レベル	損傷状況	補修工法のイメージ
1 (0~B)	無損傷	無補修 (必要により耐久性上の配慮)
2 (B~C)	場合によっては補修が必要な損傷	必要によりひび割れ注入・断面修復
3 (C~D)	補修が必要な損傷	ひび割れ注入・断面修復，必要により帯鉄筋の整正
4 (D~)	補修が必要で，場合によっては部材の取り替えが必要な損傷	・ひび割れ注入・断面修復・帯鉄筋等の整正 ・軸方向鉄筋の座屈が著しい場合は部材の取り替え

注) ()内は，図-5に示す記号と対応している．

が観察された．そこで，損傷レベル2の限界は，軸方向鉄筋の座屈ともなって繰返し载荷により耐力低下が顕著とならない最大変位とした．

(4) 損傷レベル3

損傷レベル3は，補修が必要な損傷で，ひび割れ注入や断面修復，場合によっては緩みや破断の生じた帯鉄筋を補修あるいは再配置する等の整正が必要な段階とした．この段階では，部材の耐力は若干低下しているものの，補修により耐力を回復し，部材を取り替えることなく修復可能な状態である．

表-4 損傷レベル, 塑性率と損傷程度の関係

試験体	損傷バール	1	2				3		4	
H95-1	塑性率	1	2				3		4	
	損傷程度	軽微	脚部圧壊				かぶり剥落		軸方向鉄筋座屈	
H95-2	塑性率	1	2				3		4	
	損傷程度	軽微	脚部圧壊				かぶり剥落		軸方向鉄筋座屈	
H95-3	塑性率	1	2		3		4		5	
	損傷程度	軽微	脚部圧壊		かぶり剥落		軸方向鉄筋座屈		帯鉄筋フック解除	
H96-11	塑性率	1	2		3		4		5	
	損傷程度	軽微	脚部圧壊		かぶり剥落		軸方向鉄筋座屈		帯鉄筋座屈	
H96-12	塑性率	1	2		3		4		5	
	損傷程度	軽微	脚部圧壊		かぶり剥落		軸方向鉄筋座屈		軸方向鉄筋座屈	
H97-1	塑性率	1	2		3		4		5	
	損傷程度	軽微	脚部圧壊		かぶり剥落		軸方向鉄筋座屈		帯鉄筋座屈	
H97-2	塑性率	1	2		3		4		5	
	損傷程度	軽微	脚部圧壊		かぶり剥落		軸方向鉄筋座屈		帯鉄筋座屈	
H97-3	塑性率	1	2		3		4		5	
	損傷程度	軽微	脚部圧壊		かぶり剥落		軸方向鉄筋座屈		軸方向鉄筋座屈	
H97-4	塑性率	1	2		3		4		5	
	損傷程度	軽微	脚部圧壊		かぶり剥落		軸方向鉄筋座屈		軸方向鉄筋座屈	
H97-5	塑性率	1	2		3		4		5	
	損傷程度	軽微	脚部圧壊		かぶり剥落		軸方向鉄筋座屈		帯鉄筋座屈	
H97-6	塑性率	1	2		3		4		5	
	損傷程度	軽微	脚部圧壊		かぶり剥落		軸方向鉄筋座屈		帯鉄筋座屈	
T97-1	塑性率	1	2		3		4		5	
	損傷程度	軽微	脚部圧壊		かぶり剥落		軸方向鉄筋座屈		軸方向鉄筋座屈	
T97-2	塑性率	1	2		3		4		5	
	損傷程度	軽微	脚部圧壊		かぶり剥落		軸方向鉄筋座屈		軸方向鉄筋座屈	
T97-3	塑性率	1	2		3		4		5	
	損傷程度	軽微	脚部圧壊		かぶり剥落		軸方向鉄筋座屈		帯鉄筋座屈	

実験では、荷重低下領域に入ると、帯鉄筋が変形して緩み、場合によっては破断し、軸方向鉄筋の座屈が進展していった。降伏荷重を維持できる範囲内では、軸方向鉄筋の座屈は比較的大きくないが、降伏荷重を下回るようになると、軸方向鉄筋が大きく変形し、供試体によっては軸方向鉄筋の破断が生じ、急激な耐力低下を生じるものもあった。

そこで、損傷レベル3限界は、降伏荷重を維持できる最大変位とし、損傷レベル3の限界点以上の変位の領域は損傷レベル4とした。

図-5に、以上の損傷レベル限界点を、荷重-変位関係包絡線上に模式的に示すとともに、実験から得られた荷重変位曲線上に、損傷レベルの限界点をプロットした例を図-4に示す。

また、表-4にそれぞれの損傷レベルの限界点における供試体の損傷状況を、塑性率との関係と合わせて示す。ここでいう塑性率とは実験から得られた降伏変位と応答変位の比である。また、損傷状況は各塑性率における繰返し載荷終了後の状況を示す。H97-2,3,5では損傷レベル3の範囲の少し手前で軸方向鉄筋の座屈

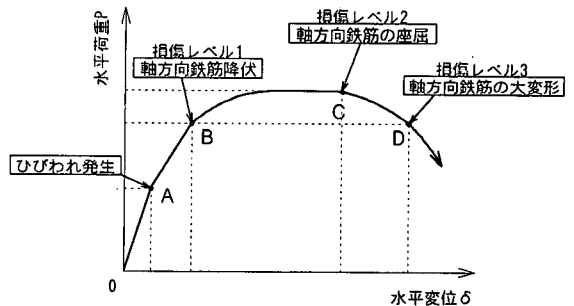


図-5 荷重-変位関係変化点での現象

が生じ、H97-4は損傷レベル3の範囲で軸方向鉄筋の破断が生じるなど、荷重-変位関係より定めた損傷レベルと、実際の損傷状況は若干のばらつきが認められる。しかし、いずれも塑性率1程度の誤差であること、損傷レベル3の範囲で生じた軸方向鉄筋の座屈はごくわずかであり、十分修復可能と考えられることから、部材の変形性能と損傷状況は、表-3および図-5の区

表-5 実験結果

	損傷レベル1限界点(降伏時)				損傷レベル2限界点				損傷レベル3限界点	
	荷重 (kN)		変位 (mm)		荷重 (kN)		変位 (mm)		変位 (mm)	
	+	-	+	-	+	-	+	-	+	-
H95-1	1160	-1200	26.4	-27.5	1310	-1320	79.4	-83.4	86.7	-87.4
H95-2	1200	-1180	27.8	-26.7	1320	-1310	84.3	-80.3	122.8	-116.4
H95-3	1170	-1180	27.2	-27.4	1290	-1320	109.6	-111.0	141.0	-141.5
H96-11	1180	-1220	29.3	-29.3	1460	-1470	110.1	-113.1	144.3	-125.9
H96-12	1180	-1180	29.3	-27.0	1500	-1530	115.5	-109.7	152.5	-149.8
H97-1	1230	-1190	27.1	-25.7	1480	-1520	108.6	-103.2	150.1	-136.7
H97-2	1230	-1200	26.0	-24.9	1560	-1570	129.7	-124.5	170.7	-164.9
H97-3	1240	-1200	26.3	-24.6	1570	-1580	158.1	-148.3	196.9	-185.7
H97-4	1230	-1200	25.5	-24.2	1550	-1590	126.7	-123.4	179.4	-173.1
H97-5	989	-966	24.0	-23.0	1230	-1230	120.3	-115.2	149.2	-141.2
H97-6	1250	-1210	25.9	-24.8	1600	-1540	153.9	-150.4	197.2	-192.5
T97-1	762	-773	24.3	-27.6	976	-918	147.3	-148.4	188.3	-186.5
T97-2	585	-569	19.9	-18.8	762	-695	134.4	-134.3	185.9	-172.0
T97-3	805	-807	25.0	-24.6	940	-943	110.6	-105.2	200.1	-148.4

分により、概ね関連付けられるものと考えられる。

なお、残留変位が大きい場合には、残留変位の大きさが補修の難易性に関係することから、それを評価する必要があると考えられる。しかしRC部材の場合、損傷レベル3程度では残留変位は比較的小さいことから、本論文では残留変位は評価項目としないこととした。

(5) 荷重および変位

表-5に各供試体の曲げ降伏時、損傷レベル2限界点および損傷レベル3限界点の水平荷重と水平変位を示す。なお、表-5の荷重は偏心軸圧縮力による付加モーメントの影響を考慮し、実測された水平荷重に付加モーメントをせん断スパンで除した付加水平力を加算して補正したものである。

4. 変形性能の評価

(1) 変形性能の評価

部材の修復性を考慮して耐震性能の照査を行うためには、3.で示した各損傷レベルの限界点を算定する必要がある。本検討では、耐震性能の照査に用いる構造解析時に部材を線材としてモデル化することを前提として、部材の非線形性を曲げ変形解析によって算定する手法の検討を行うこととした。各損傷レベル限界点の変形算定手法を以下に示す。

(2) 損傷レベル1限界点

損傷レベル1限界点は、軸方向鉄筋が引張降伏する点と定義される。以下にその算定方法を示す。

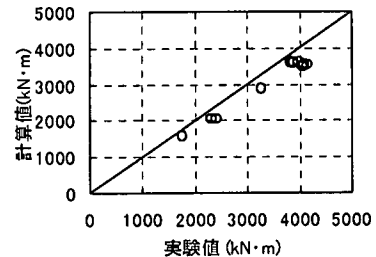


図-6 降伏荷重の実験値・計算値の比較

a) 荷重

降伏荷重は、平面保持の仮定により算定する。なお以下の検討においては、コンクリートおよび鉄筋の応力ひずみ関係は土木学会示方書⁹⁾に示すモデル化されたものを用い、材料強度および鉄筋の降伏ひずみは材料試験結果を用いることとする。図-6に降伏荷重の計算値と実験値の比較を示す。図より計算値はやや過小評価の傾向はあるが、実験値を概ね妥当に評価しているものと考えられる。

b) 変位

損傷レベル1限界点(引張鉄筋降伏時)の変位 δ_y は、く体の曲げ変形による変位 δ_{y0} とフーチングからの軸方向鉄筋の拔出による回転変位 δ_{y1} の和として算定する。

$$\delta_y = \delta_{y0} + \delta_{y1} \quad (1)$$

ここに、 δ_y : 引張鉄筋降伏時の変位
 δ_{y0} : 引張鉄筋降伏時のく体変形による変位で、部材を軸方向に分割し、それぞれの断面の曲率を算定し、部材軸方向に2階積分することにより算定する。なお曲

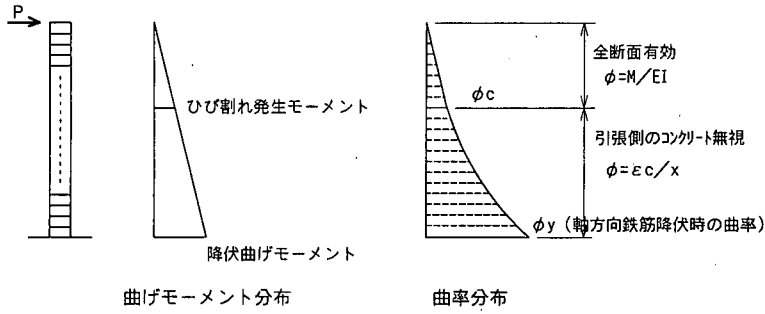


図-7 曲率積分による降伏時のく体変形量の算定 (損傷レベル1)

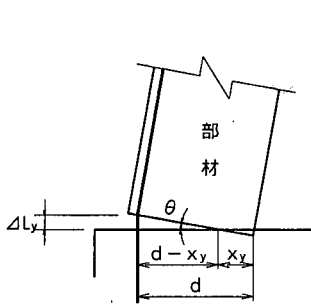


図-8 フーチングから鉄筋拔出による回転変位の算定

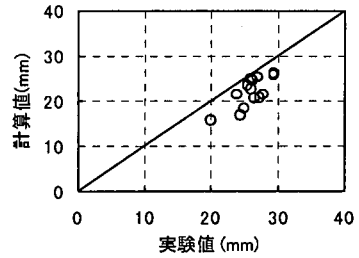


図-9 降伏変位の実験値・計算値の比較

げひび割れが発生していない断面の曲率は全断面有効として算定し、ひび割れ発生モーメントより大きな曲げモーメントが作用している断面の曲率は引張側のコンクリートを無視して曲率を算定する (図-7 参照)。

δ_{y1} : 引張降伏時のフーチング内からの軸方向鉄筋拔出による回転変位で、式(2)で算定する (図-8 参照)。

$$\delta_{y1} = L_a \cdot \Delta L_y / (d - X_y) \quad (2)$$

ここに、 L_a : セン断スパン

ΔL_y : 降伏時のフーチングからの引張鉄筋拔出量で、式(3)で算定する⁹⁾。

d : 有効高さ

X_y : 降伏時の中立軸

$$\Delta L_y = 7.4 \alpha \cdot \epsilon_y (6 + 3500 \epsilon_y) \phi / (f'_{cf})^{2.5} \quad (3)$$

ここに、 ϵ_y : 引張鉄筋の降伏ひずみ

ϕ : 引張鉄筋の直径

f'_{cf} : フーチングのコンクリート圧縮強度 (N/mm²)

α : 鉄筋間隔の影響を表す係数で、一段配筋の場合は式(4)で算定する⁹⁾。

$$\alpha = 1 + 0.9 e^{0.45(D - \phi)} \quad (4)$$

ここに、 D : 引張鉄筋の中心間隔

図-9 に降伏変位計算値と実験値の関係を示す。計算値は実験値をやや過小評価する傾向がみられる。これは、荷重変位曲線上において降伏剛性の実験値と計算値は概ね一致していることより、降伏荷重計算値がやや過小評価となっている影響と考えられる。

(3) 損傷レベル2限界点

損傷レベル2限界点は、繰返し荷重による耐力低下が顕著とならない最大変位と定義した。実験データの整理にあたっては、同一変位での2サイクル目以降の繰返し荷重において顕著な耐力低下が生じない最大変位を損傷レベル2限界点の実験値として用いた。これはかぶりの微少な剥落等により若干の水平抵抗荷重の低下が生じて、部材の補修の程度には大きな影響を与えないと考えたためである。また正載荷側と負載荷側の損傷レベル2限界点には顕著な違いが見られなかったため、以下の検討は正載荷側のみに着目して行った。

a) 荷重

コンクリートの最外縁圧縮ひずみが $\epsilon_c = 0.0035$ となるときの荷重(曲げ耐力 M_m に相当する)とする。

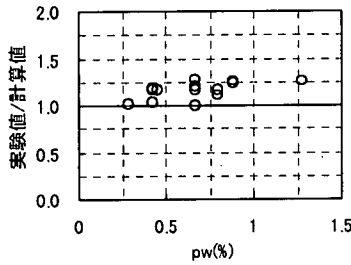


図-10 損傷レベル2 限界荷重の実験値/計算値比と帯鉄筋比の関係

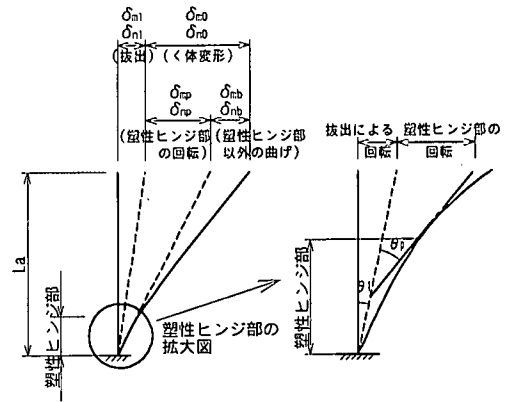


図-11 損傷レベル2,3 限界点における変位の算定

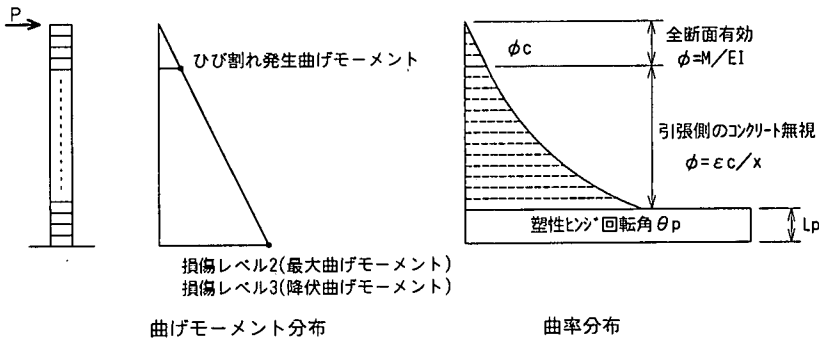


図-12 曲率積分によるく体変形量の算定 (損傷レベル2 および3)

損傷レベル2 限界点における実際のコンクリート最外縁圧縮ひずみは、0.0035 よりも大きいと考えられるが、本実験の軸力範囲では、曲げ耐力の算定に関して大きな影響がないことから、このように算定することとした。

図-10 に、曲げモーメントの実験値 (M_{max}) ・計算値 (M_{mcal}) の比 (M_{max}/M_{mcal}) と帯鉄筋比 ρ_w との関係を示す。やや過小評価の傾向は見られるものの概ね妥当に評価しているものと考えられる。

b) 変位

損傷レベル2 限界点の変位 δ_m は、く体の曲げ変形による変位 δ_{m0} とフーチングからの軸方向鉄筋の拔出による回転変位 δ_{m1} の和として算定する。ここでく体の曲げ変形による変位 δ_{m0} は、さらに塑性ヒンジ部の曲げ変形による変位 δ_{mp} と塑性ヒンジ部以外の曲げ変形による変位 δ_{mb} に分けて算定する (図-11, 12 参照)。

$$\delta_m = \delta_{m0} + \delta_{m1} = \delta_{mb} + \delta_{mp} + \delta_{m1} \quad (5)$$

ここに、 δ_m : 損傷レベル2 限界点の変位
 δ_{m0} : 損傷レベル2 限界点のく体変形による変位 (= $\delta_{mb} + \delta_{mp}$)
 δ_{mb} : 損傷レベル2 限界点のく体変形のうち塑

性ヒンジ部以外の曲げ変形による変位。
 部材を材軸方向に分割しそれぞれの断面の曲率を積分することにより算定する (図-12 参照)。

δ_{mp} : 損傷レベル2 限界点のく体変形のうち塑性ヒンジ部の曲げ変形による変位

δ_{m1} : 損傷レベル2 限界点のフーチング内からの軸方向鉄筋拔出による回転変位

本モデルにおいては、塑性ヒンジ部の曲げ変形 δ_{mp} を、塑性ヒンジ回転角 θ_{pm} と等価塑性ヒンジ長 L_p を用い、回転中心を塑性ヒンジ中心とすることにより次式で算定することとした。

$$\delta_{mp} = \theta_{pm} \cdot (L_a - L_p/2) \quad (6)$$

ここに、 θ_{pm} : 損傷レベル2 限界点の塑性ヒンジ回転角
 L_p : 等価塑性ヒンジ長

c) 塑性ヒンジ部以外の曲げ変形

塑性ヒンジ部以外の曲げ変形による変位 δ_{mb} は、降伏時と同様に曲率の2階積分により算定する (図-12 参照)。

d) 鉄筋拔出による回転変位

フーチングからの軸方向鉄筋拔出量は、コンクリー

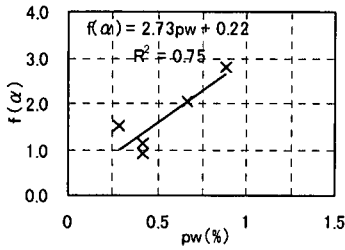


図-13 $f(\alpha)$ と帯鉄筋比(p_w)の関係

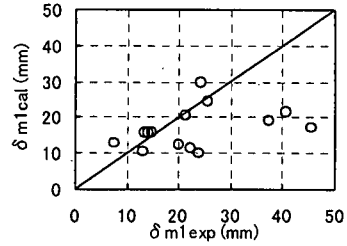


図-14 鉄筋拔出による回転変位の実験値と計算値の比較 (損傷レベル2)

ト強度、引張鉄筋間隔、鉄筋径等の様々なパラメータの影響を受ける。しかし、本論では簡略化を図り、降伏時の鉄筋拔出による回転角を基準として算定することとした。

ところで、損傷レベル2の拔出による回転変位は、軸力が非常に大きい場合のように、軸方向鉄筋の引張降伏とコンクリートの圧縮破壊が同時に生じるとき、降伏時(損傷レベル1)と一致する必要がある。そこで釣合軸力比(N/N_b)が1のときに、この条件を満たすものとして次式のように定式化することとする。

$$\theta_{m1} = \{f(\alpha) \cdot (1 - N/N_b) + 1\} \theta_{y1} \quad (7)$$

ここに、 θ_{m1} : 損傷レベル2限界点のフーチング内からの軸方向鉄筋拔出による回転角

θ_{y1} : 降伏時のフーチング内からの軸方向鉄筋拔出による回転角 ($= \delta_{y1}/L_a$)

軸方向鉄筋の拔出による回転変位に影響を及ぼす要因として帯鉄筋と帯鉄筋強度を選定した。

図-13にHシリーズで帯鉄筋比 p_w 以外の実験パラメータが概ね同一の供試体に関する $f(\alpha)$ と帯鉄筋比 p_w の関係を示す。図中に最小二乗法により得られた $f(\alpha)$ と p_w の関係式、および寄与率 R^2 を示す。

これより、軸方向鉄筋の拔出による回転角 θ_{m1} は、帯鉄筋比 p_w をパラメータとして、帯鉄筋強度の影響を考慮して次式が得られた。

$$\theta_{m1} = \{(27K_{w0} \cdot p_w + 0.22)(1 - N/N_b) + 1\} \theta_{y1} \quad (8)$$

$$\text{ただし、} 27K_{w0} \cdot p_w + 0.22 \leq 3.7 \quad (9)$$

ここに、 θ_{m1} : 損傷レベル2限界点のフーチング内からの軸方向鉄筋拔出による回転角

θ_{y1} : 降伏時のフーチング内からの軸方向鉄筋拔出による回転角 ($= \delta_{y1}/L_a$)

K_{w0} : 帯鉄筋強度を考慮する係数(式(13)参照)

N/N_b : 釣合軸力比で N は作用軸力、 N_b は釣合軸力。釣合軸力 N_b は、引張鉄筋が降伏す

ると同時にコンクリート圧縮ひずみが終局ひずみ($\epsilon_c = 0.0035$)に達するときの軸力とした。

図-14に鉄筋拔出による回転変位の計算値(δ_{m1cal})と実験値(δ_{m1exp})の比較を示す。なお、実験値はフーチング内の軸方向鉄筋に生じたひずみを積分することにより得られた鉄筋の拔出量から算定した。提案式は鉄筋拔出による回転変位を概ね安全側に評価しているものと考えられる。

e) 等価塑性ヒンジ長

塑性ヒンジ部の曲げ変形を算定するにあたり、等価塑性ヒンジ長の設定について検討する。塑性ヒンジ回転角は、実験で得られた変位から δ_{mb} および δ_{m1} を差し引くことにより δ_{mp} を求め、その算定方法について検討することにした。そこで、等価塑性ヒンジ長 L_p を変化させて塑性ヒンジ回転角 θ_p を求め、その影響について検討した。等価塑性ヒンジ長 $L_p = 0.5d$ あるいは $1.5d$ と仮定したときと $L_p = 1.0d$ と仮定したときの塑性ヒンジ回転角 θ_p の比と、帯鉄筋比 p_w の関係を、図-15に示す。これより、塑性ヒンジ回転角は、等価塑性ヒンジ長をこの程度に設定すれば大きな影響を受けないことがわかる。

また、離散的に設置されているひずみゲージから判断した損傷レベル2限界点の軸方向鉄筋の降伏範囲長は、実物大試験体では概ね $0.8d \sim 1.6d$ の範囲であった。

仮定した等価塑性ヒンジ長の違いが塑性ヒンジ回転角のモデル化に及ぼす影響は小さいこと、また塑性ヒンジ長は軸方向鉄筋の降伏範囲よりも小さいと考えられることより、本検討では等価塑性ヒンジ長算定式としてMattockらによる式(10)⁹を用いることとした。

$$L_p = 0.5d + 0.05L_a \quad (10)$$

ここに、 L_p : 等価塑性ヒンジ長

d : 断面の有効高さ

L_a : せん断スパン

f) 塑性ヒンジ回転角

塑性ヒンジ部の回転角に帯鉄筋比や軸方向鉄筋比が大きな影響を与えると考え、これらの値をパラメータ

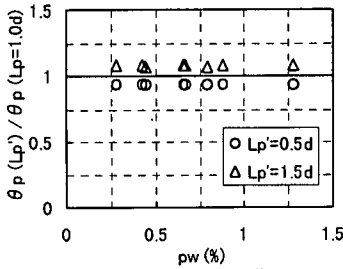


図-15 等価塑性ヒンジ長の違いが損傷レベル2限界時の塑性ヒンジ回転角に与える影響

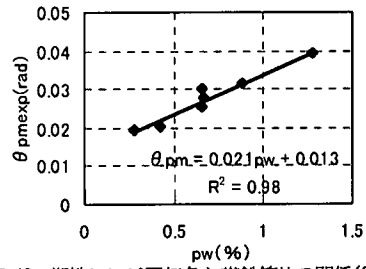


図-16 塑性ヒンジ回転角と帯鉄筋比の関係(SD345)

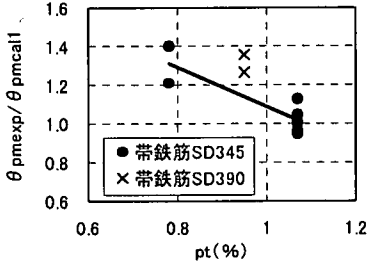


図-17 \$p_t\$と\$\theta_{pmexp}/\theta_{pmcal1}\$の関係

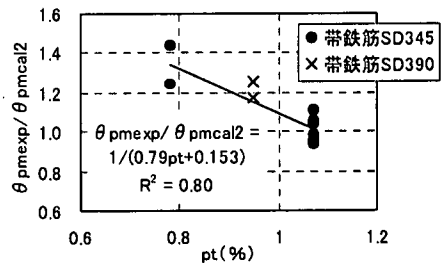


図-18 \$p_t\$と\$\theta_{pmexp}/\theta_{pmcal2}\$の関係

として塑性ヒンジ回転角の評価を試みた。なお、ここで用いた塑性ヒンジ回転角の実験値 θ_{pmexp} は、実験から得られた δ_{mexp} から前述の方法で算定した δ_{mb} 、 δ_{ml} を差引いた変形量を $(L_u - L_p/2)$ で除した値である。

図-16 に帯鉄筋に SD345 (平均降伏強度 390N/mm²) を用いた引張鉄筋比 $p_t=1.07\%$ の試験体に関する帯鉄筋比 p_w と塑性ヒンジ回転角の実験値 θ_{pmexp} の関係を示す。帯鉄筋比 p_w が大きくなるほど、塑性ヒンジ回転角 θ_{pm} が増加する傾向が認められる。そこで、両者は比例関係にあると考え、引張鉄筋比 $p_t=1.07\%$ の供試体の実験結果を用いて、最小二乗法により次式が得られた。

$$\theta_{pmcal1} = 0.021p_w + 0.013 \quad (11)$$

ここに、 p_w : 帯鉄筋比

図-17 に引張鉄筋比 p_t と $\theta_{pmexp}/\theta_{pmcal1}$ の関係を示す。これによると引張鉄筋比が大きくなると、 $\theta_{pmexp}/\theta_{pmcal1}$ は小さくなる傾向にあることがわかる。なお、図中には、帯鉄筋の引張降伏強度で区分して凡例を示している。帯鉄筋の引張降伏強度が大きいほうが $\theta_{pmexp}/\theta_{pmcal1}$ は大きくなる傾向があることがわかる。

そこで式(11)における帯鉄筋比の効果に帯鉄筋の引張降伏強度の影響を考慮することとした。なお、 θ_{pm} は、帯鉄筋の引張降伏強度に比例すると仮定し、降伏強度 390N/mm² を基準として、式(12)、(13)で考慮することとした。

$$\theta_{pmcal2} = 0.021K_{w0} \cdot p_w + 0.013 \quad (12)$$

ここに、 K_{w0} : 帯鉄筋強度を考慮する係数で、本検討では次式で算定した。

$$K_{w0} = f_{wy} / 390 \quad (13)$$

f_{wy} : 帯鉄筋の引張降伏強度 (N/mm²)

p_w : 帯鉄筋比 (%)

図-18 に引張鉄筋比と $\theta_{pmexp}/\theta_{pmcal2}$ の関係を示す。帯鉄筋の引張降伏強度の影響が概ね評価されていると考えられる。これより、塑性ヒンジ回転角 θ_{pm} は、引張鉄筋比に逆比例するとして、最小二乗法により式(14)を得た。

$$\theta_{pmexp}/\theta_{pmcal2} = 1/(0.79p_t + 0.153) \quad (14)$$

ここに、 p_t : 引張鉄筋比 (%)

これらの検討から、損傷レベル2限界点の塑性ヒンジ回転角 θ_{pm} は、式(15)~(18)で表すことができる。

$$\theta_{pm} = (0.021K_{w0} \cdot p_w + 0.013)/(0.79p_t + 0.153) \quad (15)$$

$$\text{ただし、} 0.021K_{w0} \cdot p_w + 0.013 \leq 0.04 \quad (16)$$

$$0.79p_t + 0.153 \geq 0.78 \quad (17)$$

ここに、 p_w : 帯鉄筋比 (%)

p_t : 引張鉄筋比 (%)

K_{w0} : 帯鉄筋強度を考慮する係数で、本検討では次式で算定した。

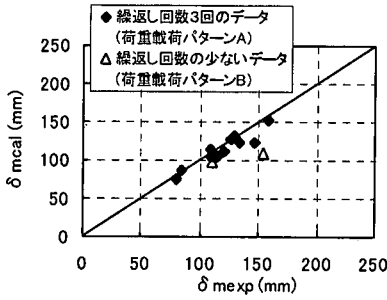


図-19 損傷レベル2限界変位の実験値と計算値の比較

$$K_w = f_{wy} / 390 \quad (18)$$

ここに、 f_{wy} ：帯鉄筋の引張降伏強度 (N/mm²)

g) 全体変位 δ_m の実験値と計算値の比較

図-19 に損傷レベル2限界点の変位 δ_m の計算値 (δ_{mcal}) と実験値 (δ_{mexp}) の比較を示す。提案式は実験値を妥当に評価しているものと考えられる。

(4) 損傷レベル3限界点

損傷レベル3限界点は、降伏荷重を維持できる最大変位と定義される。損傷レベル2限界点以降の荷重-変位関係においては繰返し回数の影響が顕著となるため、実験データの整理にあたっては、繰返し回数が1回ごと3回のデータを用いた。なお、正載荷側と負載荷側の損傷レベル限界点では、若干差異があるものの概ね等しいと判断し、本検討では、正載荷側のみに着目して行った。

a) 荷重

定義より降伏荷重とする。

b) 変位

損傷レベル3限界点の変位 δ_n は、損傷レベル2限界点と同様にく体の曲げ変形による変位 δ_{n0} とフーチングからの軸方向鉄筋の拔出による回転変位 δ_{n1} の和として算定する。ここでく体の曲げ変形による変位 δ_{n0} は、さらに塑性ヒンジ部の曲げ変形による変位 δ_{np} と塑性ヒンジ部以外の曲げ変形による変位 δ_{nb} に分けて算定する (図-11 参照)。

$$\delta_n = \delta_{n0} + \delta_{n1} = \delta_{nb} + \delta_{np} + \delta_{n1} \quad (19)$$

ここに、 δ_n ：損傷レベル3限界点の変位

δ_{n0} ：損傷レベル3限界点のく体変形による変位 (= $\delta_{nb} + \delta_{np}$)

δ_{nb} ：損傷レベル3限界点のく体変形のうち塑性ヒンジ以外の曲げ変形による変位。部材を軸方向に分割しそれぞれの断面の曲率を積分することにより算定する。

δ_{np} ：損傷レベル3限界点のく体変形のうち、塑性ヒンジ部の曲げ変形による変位

δ_{n1} ：損傷レベル3限界点のフーチング内からの軸方向鉄筋拔出による回転変位

塑性ヒンジ部の曲げ変形 δ_{np} は、損傷レベル2限界点と同様に塑性ヒンジ回転角 θ_{pn} と等価塑性ヒンジ長 L_p を用い次式で算定する。

$$\delta_{np} = \theta_{pn} \cdot (L_a - L_p / 2) \quad (20)$$

ここに、 θ_{pn} ：損傷レベル3限界点の塑性ヒンジ回転角

L_p ：等価塑性ヒンジ長で、式(10)で算定する。

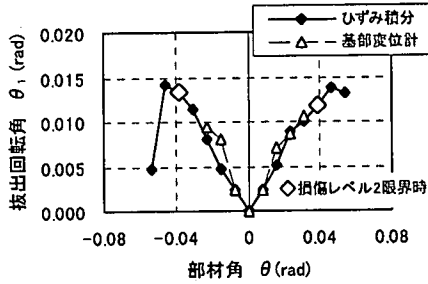
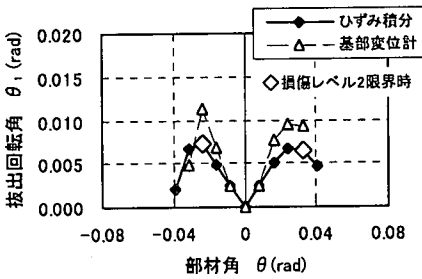
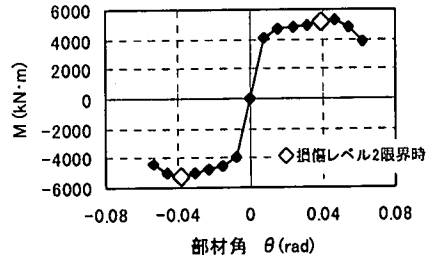
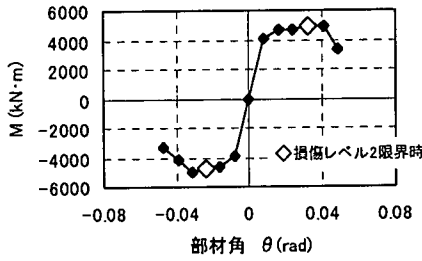
c) 塑性ヒンジ部以外の曲げ変形

塑性ヒンジ部以外の曲げ変形による変位 δ_{nb} は、降伏時と同様に曲率の2階積分により算定する (図-12 参照)。なお荷重-変位関係において耐力低下領域にあるため本来は除荷の影響を考慮する必要があるが、塑性ヒンジ部以外の曲げ変形が全体変位に占める割合は小さいことより、簡単のために除荷の影響は無視することとした。

d) 鉄筋拔出による回転変位

本論の損傷レベル3のような大変形領域における軸方向鉄筋の拔出については、いくつかの研究が行われているが、その挙動については未解明な点が多い。そこで、軸方向鉄筋降伏以降の鉄筋拔出による回転変位について検討することとした⁹⁾。各 δ_j の1回目載荷時における部材角 θ と、フーチング内からの軸方向鉄筋の拔出による回転角 θ_1 との関係の例を図-20 に示す。なお、図には比較のため、柱基部での曲げモーメント M と部材角 θ の関係の包絡線も示した。ここで、フーチング内からの軸方向鉄筋の拔出による回転角 θ_1 として、フーチング内の引張側および圧縮側の軸方向鉄筋ひずみ積分による鉄筋拔出量の差から算定した値を実線で、柱基部の引張側および圧縮側に設置した変位計の相対変位から算定した値を破線で示す。

図より、1 δ_j においては両者はよく一致している。繰返し回数の異なる H97-1 と H97-6 を比較すると、繰返し回数の多い H97-1 では、変形が進むにつれ、ひずみ積分による θ_1 と柱基部変位計による θ_1 の差は大きくなるが、繰返し回数の少ない H97-6 では、損傷レベル2限界点まではよく一致している。これは、ひずみ積分による θ_1 はフーチング内からの拔出のみを評価しているのに対し、柱基部変位計による θ_1 は柱部分からの拔出や柱基部近傍の塑性ヒンジ部分の変形も含んで評価しているものと考えられ、繰返し回数が多い場合には、柱部分の軸方向鉄筋の付着劣化がフーチング内と比べて相対的に顕著となり、柱部分からの拔出が増加するためと考えられる。また損傷レベル2限界点以降の耐力



(a) H97-1

(b) H97-6

図-20 部材角と鉄筋拔出による回転角の関係

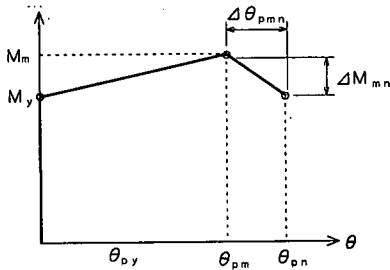


図-21 モデル化した曲げモーメントと塑性ヒンジ回転角の関係

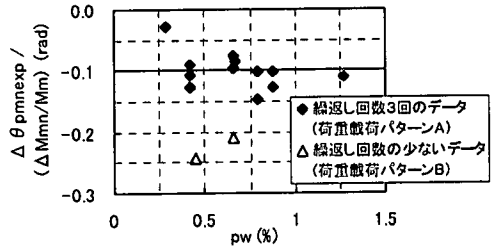


図-22 損傷レベル2限界点～3限界点無次元曲げモーメント-塑性ヒンジ回転角関係の負勾配と帯鉄筋比の関係

低下領域においては、ひずみ積分による θ_1 は頭打ちあるいは減少していく傾向が見られる。そこでモデル化にあたっては、鉄筋拔出による回転変位は、損傷レベル2限界点以降は変化しないと仮定し、損傷レベル3限界点の鉄筋拔出による回転角は、次式で算定することとした。

$$\delta_{n1} = \theta_{n1} \cdot L_a \quad (21)$$

$$\theta_{n1} = \theta_{m1} \quad (22)$$

ここに、 δ_{n1} : 損傷レベル3限界点のフーチング内からの軸方向鉄筋拔出による回転変位

θ_{n1} : 損傷レベル3限界点のフーチング内から

の軸方向鉄筋拔出による回転角

θ_{m1} : 損傷レベル2限界点のフーチング内からの軸方向鉄筋拔出による回転角

e) 塑性ヒンジ回転角

損傷レベル3限界点の塑性ヒンジ回転角 θ_{pn} は、式(23)に示すように、損傷レベル2限界点の塑性ヒンジ回転角 θ_{pm} と、損傷レベル2限界点から損傷レベル3限界点までの塑性ヒンジ回転角増分 $\Delta\theta_{pmn}$ の和として算定することとした(図-21参照)。

図-22に損傷レベル2限界点から損傷レベル3限界点までの塑性ヒンジ回転角増分の実験値 $\Delta\theta_{pmexp}$ と、曲げモーメントの減少分 $\Delta M_{mn} (=M_y - M_m)$ を M_m で除し

表-6 損傷レベル限界点の実験値と計算値の関係

	損傷レベル1限界時(降伏時)				損傷レベル2限界時				損傷レベル3限界時	
	荷重 (kN)		変位 (mm)		荷重 (kN)		変位 (mm)		変位 (mm)	
	実験値	計算値	実験値	計算値	実験値	計算値	実験値	計算値	実験値	計算値
H95-1	1160	1094	26.4	20.8	1310	1277	79.4	75.9	86.7	117.4
H95-2	1200	1087	27.8	21.4	1320	1264	84.3	86.6	122.8	127.0
H95-3	1170	1098	27.2	20.8	1290	1285	109.6	104.8	141.0	147.0
H96-11	1180	1090	29.3	26.0	1460	1251	110.1	105.2	144.3	141.9
H96-12	1180	1094	29.3	25.7	1500	1258	115.5	105.2	152.5	142.3
H97-1	1230	1062	27.1	25.4	1480	1223	108.6	113.0	150.1	150.8
H97-2	1230	1067	26.0	25.1	1560	1234	129.7	130.9	170.7	169.8
H97-3	1240	1070	26.3	24.5	1570	1241	158.1	152.7	196.9	192.2
H97-4	1230	1076	25.5	23.4	1550	1251	126.7	127.7	179.4	167.9
H97-5	989	880	24.0	21.7	1230	1060	120.3	111.2	149.2	160.1
H97-6	1250	1079	25.9	22.8	1600	1256	153.9	—	197.2	—
T97-1	762	692	24.3	16.9	976	833	147.3	121.7	188.3	166.1
T97-2	585	528	19.9	15.9	762	686	134.4	123.1	185.9	184.3
T97-3	805	682	25.0	18.4	940	806	110.6	—	200.1	—
平均値*	1.12		1.19		1.16		1.05		0.99	
変動係数(%)	3.5		10.2		7.6		6.7		10.3	

*平均値：実験値/計算値

*H97-6, T97-3は、載荷パターンが図-3に示すB, Cであり、他の試験体と繰返し回数が異なるため、損傷レベル2および3限界時の変位の比較は行わない。

て無次元化したもの ($\Delta M_{mn}/M_m$) との比と帯鉄筋比 p_w の関係を示す。なお、ここで用いた塑性ヒンジ回転角の増分の実験値 $\Delta \theta_{pmnexp}$ は、実験から得られた δ_{nexp} から前述の方法で算定した δ_{nb} , δ_{ni} , および δ_{mexp} を差引いた変位量を $(L_a - L_p/2)$ で除した値である。図より $\Delta \theta_{pmnexp} / (\Delta M_{mn}/M_m)$ は繰返し回数の影響を大きく受ける傾向がみられるが、繰返し回数3回のデータに着目すると、概ね一定値となっている。そこで、繰返し回数が1回ごと3回の実験データに対して、式(24)を得た。

なお、本実験で用いた降伏変位 δ_y を基準とした載荷方法では、軸力により δ_y の値が変化するため、同じ1回ごと3回の繰返し回数であっても、同一変位までの累積繰返し回数は軸力により異なることになるが、本論文ではこの影響を無視している。

$$\theta_{pn} = \theta_{pm} + \Delta \theta_{pmn} \quad (23)$$

$$\Delta \theta_{pmn} = 0.10 (M_m - M_y) / M_m \quad (24)$$

ここに、 θ_{pn} : 損傷レベル3限界点の塑性ヒンジ回転角
 $\Delta \theta_{pmn}$: 損傷レベル2限界点~損傷レベル3限界点の塑性ヒンジ回転角増分

M_m : 最大曲げモーメント

M_y : 降伏曲げモーメント

f) 全体変位 δ_n の実験値と計算値の比較

図-23に損傷レベル3限界点の変位 δ_n の計算値と実験値の比較を示す。提案式は繰返し回数が1回ごと3回の実験値を妥当に評価しているものと考えられる。

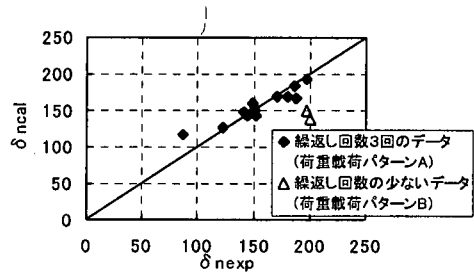


図-23 損傷レベル3限界変位の実験値と計算値の比較

5. 適用性の検討

各算定方法から得られた各損傷レベルの限界点の計算値と実験値の関係を表-6に示す。なお、表-6には各実験値と計算値の比の平均値および変動係数を示している。各損傷レベルの限界点に対して概ね精度よく算定できる結果となっている。

また、既往の文献¹⁰⁻²⁰⁾による実験結果での適用性の検討を行った。

本論文で提案した手法を適用した場合の、損傷レベル2限界点と損傷レベル3限界点の実験値 (δ_{mexp} , δ_{nexp}) と計算値 (δ_{mcal} , δ_{ncal}) の関係を図-24および図-25に示す。なお、図中には実験値と計算値の比の平均値と変動係数を示した。これによると、本論文での供試体を含め供試体本数51体で、損傷レベル2限界点に関しては平均値1.11, 変動係数19%, 損傷レベル3限界

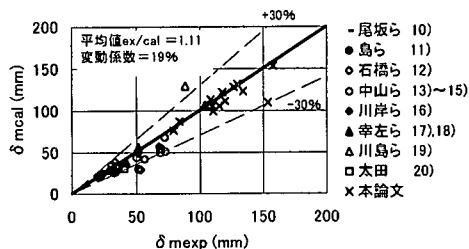


図-24 損傷レベル2限界点の実験値と計算値の関係

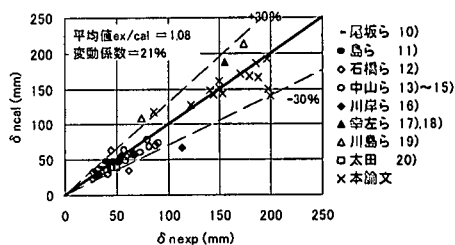


図-25 損傷レベル3限界点の実験値と計算値の関係

点に関しては平均値1.08, 変動係数21%となり, 他の実験結果に対しても, 損傷レベルの限界点を概ね精度よく算定できる結果となった。

6. 結論

RCラーメン高架橋の柱部材を模した実物大試験体による実験データを基に, 部材の損傷レベルの設定と, 部材の各損傷レベル限界点の荷重および変位の算定方法について検討した結果, 以下の結論が得られた。

- a) RC部材の修復性を照査するための損傷レベルについて, 表-3に示したように補修の難易度を考慮して損傷レベルを4段階で定義し, 軸方向鉄筋の降伏, コンクリート圧壊, かぶりの剥落, 軸方向鉄筋の座屈等を考慮した損傷レベルと, 想定される補修工法のイメージと対応させて評価することの提案を行った。
- b) 各損傷レベルの限界点変位の推定方法は, 繰返し回数 1σ , ごと3回載荷のかぶりコンクリートの圧壊や軸方向鉄筋の座屈をとまなう曲げ破壊形態を有する実験結果に対して, 以下に示す手法で算定できることを明らかにした。
 - 1) 損傷レベル1限界点の変位は, 曲率積分により算定したく体変形と鉄筋拔出による回転変位の和として式(1)で妥当に評価できる。
 - 2) 損傷レベル2限界点の変位は, 塑性ヒンジ部の曲げ変形, 塑性ヒンジ部以外の曲げ変形および鉄筋拔出による回転変位の和として式(5)で妥当に評価できる。このとき塑性ヒンジ部の曲げ変形は, 帯鉄筋比, 引張鉄筋比等をパラメータとする塑性ヒンジ角の実験式を用いて推定できる。
 - 3) 損傷レベル3限界点の変位は, 損傷レベル2限界点と同様の考え方で算定できる。このとき塑性ヒンジ部の曲げ変形は, 塑性ヒンジ回転角の

損傷レベル2限界点からの増分を考慮することにより式(19)で推定できる。

- 4) 適用性の検討に用いた実験の供試体各パラメータの範囲から得られる適用範囲は, 以下のとおりである (カッコ内は本実験の範囲を示す)。

断面有効高さ d (mm)	: 270~963 (728~821)
引張鉄筋径	: D6~D32 (D25~D32)
せん断スパン比 l_0/d	: 25~99 (4.0~4.1)
引張鉄筋比 p_t (%)	: 0.37~1.66 (0.78~1.07)
帯鉄筋比 p_w (%)	: 0.10~2.27 (0.28~1.27)
軸力比 σ_o/f'_c	: 0~0.32 (0~0.15)
V_u/M_u	: 1.04~3.64 (1.12~3.02)

謝辞: 本研究は, 鉄道構造物耐震設計基準検討小委員会での検討作業を含めて取りまとめたものである。本研究の遂行にあたり, 小委員会の委員各位, とくに主査の埼玉大学工学部建設工学科町田篤彦教授より多大なご指導・ご助言を頂いた。ここに深く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) たとえば土木学会: コンクリート標準示方書・耐震設計編 [平成8年制定], 1996.7.
- 2) たとえば土木学会: 阪神淡路大震災被害分析と韧性率評価式, コンクリート技術シリーズ12, pp.52~53, 1996.7.
- 3) たとえば土木学会: コンクリートライブラリー95, コンクリート構造物の補強指針(案), 1999.9.
- 4) 田中寿志, 佐藤勉, 戸塚信弥, 金森真: 帯鉄筋を多量に配置したRC柱の変形性能, 土木学会第52回年次学術講演会講演概要集第5部, pp.524~525, 1997.9.
- 5) 田中寿志, 瀧口将志: RC柱の変形性能と損傷レベルに関する実験的研究, 日本コンクリート工学年次論文報告集, vol.20, No.3, pp.1045~1060, 1998.6.
- 6) 山東徹生, 木下哲郎, 戸塚信弥: 鉄道高架橋RC柱部材の鉄筋高強度化に向けたじん性試験, 土木学会第52回年次

- 学術講演会講演概要集第5部, pp.532~533, 1997.9.
- 7) 土木学会：コンクリート標準示方書・設計編[平成8年制定], 1996.7.
 - 8) 島弘, 周礼良, 岡村甫：異形鉄筋の鉄筋降伏後における付着特性, 土木学会論文集, 第378号/V-6, pp.213-220, 1987.2.
 - 9) Mattock, A. H. : Discussion of "Rotation Capacity of Reinforced Concrete Beams" by W.G.Corley, *Journal of Structural Division ASCE*, vol.93.ST2, pp.519~522, April.1967.
 - 10) 尾坂芳夫, 鈴木基行, 蟹江秀樹：RC柱の履歴復元力特性に及ぼす載荷速度と載荷パターンの影響, 構造工学論文集, vol.34A, pp.911~922, 1988.3.
 - 11) 島弘, 伊藤圭一, 北西隆司, 水口裕之：RC橋脚における主鉄筋座屈と靱性に及ぼす帯鉄筋配置の影響, コンクリート構造物の靱性と配筋方法に関するシンポジウム論文集, pp.33~40, 1990.5.
 - 12) 石橋忠良, 吉野伸一：鉄筋コンクリート橋脚の地震時変形能力に関する研究, 土木学会論文集, 第390号/V-8, pp.57~66, 1988.2.
 - 13) 中山弥須夫, 石橋忠良, 鎌田則夫, 鬼柳雄一：帯鉄筋を密に配置した RC 柱の変形性能, 日本コンクリート工学年次論文報告集, vol.19, No.2, pp.783~788, 1997.
 - 14) 中山弥須夫, 石橋忠良, 山下貴史：帯鉄筋を密に配置した RC 柱の破壊形状について, 土木学会第 51 回年次学術講演会講演概要集第5部, pp.1004~1005, 1996.9.
 - 15) 小林将志, 中山弥須夫, 石橋忠良：RC柱においてせん断補強筋形状が変形性能に及ぼす影響, 土木学会第 52 回年次学術講演会講演概要集第5部, pp.526~527, 1997.9.
 - 16) 川岸康人, 横田三則, 久保田俊夫：逆巻き工法を採用した場合の鉄筋コンクリート柱帯鉄筋の設計, 土木学会第 52 回年次学術講演会講演概要集第5部, pp.374~375, 1997.9.
 - 17) 幸左賢二, 小林和夫, 村山八州雄, 吉澤義夫：変形性能に着目した大型試験体と小型試験体の比較, 日本コンクリート工学年次論文報告集, vol.16, No.2, pp.611~616, 1994.
 - 18) 幸左賢二, 小林和夫, 村山八州雄, 吉澤義夫：大型 RC 橋脚模型試験体による塑性変形挙動に関する実験的研究, 土木学会論文集, 第538号/V-31, pp.47~56, 1996.5.
 - 19) 川島一彦, 運上茂樹, 飯田寛之：鉄筋コンクリート橋脚主鉄筋段落し部の耐震性判定法及び耐震補強法に関する研究, 土木研究所報告, 第189号, 1993.9.
 - 20) 太田実：繰返し荷重下における鉄筋コンクリート橋脚の挙動に関する実験的研究, 土木学会論文集, 第292号, pp.65~74, 1979.12.

(2000.7.5 受付)

EVALUATION METHOD OF DEFORMATION CAPACITY RELATED TO DAMAGE CONDITIONS FOR REINFORCED CONCRETE MEMBERS

Tadatomo WATANABE, Yukihiro TANIMURA, Masayuki TAKIGUTI
and Tsutomu SATO

While the seismic design codes for reinforced concrete structures were revised in several organizations after Hyogo-ken Nambu earthquake, many research works are even now continued to improve the accuracy of evaluating deformation capacity. On the other hand, the studies to introduce performance-based design into a seismic design are set on foot. In performance-based design, providing required performances of structures, we check whether performances may satisfy dynamic responses.

In this paper, to aim at a seismic design method based on the performance-based design for reinforced concrete members, deformation limit points related to damage levels taking restorability into account are defined and a method of evaluating the deformation capacity of each limit point is proposed.