免震鉛ダンパー接合用アンカーボルトの引抜き挙動に関する基礎実験

PULL-OUT TEST OF ANCHOR BOLT FOR FASTENING LEAD DAMPER TO CONCRETE FOUNDATION

浅田 勇人*, 吉敷 祥一**, 和田 章***
Hayato ASADA, Shoichi KISHIKI and Akira WADA

Pull-out tests on anchor bolts for fastening lead damper to concrete foundation were conducted to evaluate factors affecting pull-out behavior of anchor bolts. The main parameters were type of anchor bolt commonly used for anchorage of lead damper and layout of reinforcements around anchor bolt. The following results were obtained: (1) Vertical reinforcements arranged around anchor bolt contribute to increase in concrete breakout strength. (2) For long nut type anchor bolt, long nut length covered anchor bolt must be treated with enough care to avoid slipping anchor bolt. Because slipping failure lead to decrease in tensile strength and increase in pull-out displacement at failure. (3) The slope of the concrete cone was much flatter than 45 degree assuming in design procedure, regardless of the embedment depth, anchor type and reinforcement pattern. (4) Based on test results, simple concrete failure model was proposed. Using this model, effective radius of projected area were assessed $0.81l_e$ - $0.96l_e$. These values were close to effective radius $1.0 l_e$ in existing design formula according to AIJ.

Keywords: Base-isolated structure, Lead damper, Connection, Pull-out test, Concrete cone failure, Pull-out behavior

免震構造, 鉛ダンパー, 接合部, 引抜き実験, コーン状破壊, 引抜き挙動

1. 序

1.1 研究背景

免震構造は、上部構造と基礎との間に、鉛直方向に十分剛で強度をもち、水平方向に柔なアイソレータを設置し、同時に地震入力エネルギーを吸収するためのダンパーを設置することによって、地震時の建築物に生じる大きな加速度を低減する構造である。このようなアイソレータ及びダンパーはその要求される力学性能を十分に発揮させることだけでなく、上部構造や基礎との接合部が十分な強度と剛性をもつことが必須である。例えば、図1に示すような鉛ダンパーを基礎へ定着するために用いられるアンカーボルトには、地震時の水平力による曲げモーメントとせん断力に加え、ダンパーの大変形時にも免震層の階高がほぼ一定に保たれるという幾何学的な拘束条件によって、大きな引抜き力が作用する¹⁾。福岡西方沖地震では、この引抜き力によってアンカーボルトの脆性破壊（コーン状破壊）が生じた。この破壊は、ダンパーの大変形時に生じる鉛直軸力についての配慮が足りなかったことに加え、アンカーボルト周辺の配筋方法が未検討であったことが原因として考えられる。近年では超高層建築物にも免震構造が採用されるようになり、免震部材の大型化や高面圧化が進んでいる。積層ゴムアイソレータについてもレベル2地震動において 1N/mm^2 の引張が生じることもあり、アンカーボルトには引抜き力に対する配慮が必要である。

引抜き力を受ける免震部材接合用アンカーボルトのコンクリート

図1 鉛ダンパーの定着形式

への定着に関する設計は、日本建築学会「各種合成構造設計指針・同解説 1985」に準拠して行われている。本論文で対象とする免震部材接合用アンカーボルトは先付けアンカーボルトに分類され、アンカーボルト頭部での支圧抵抗と軸径の強度が十分に高い場合、引抜き耐力はコーン状破壊によって決定づけられる。この先付けアンカーボルトのコーン状破壊耐力に関する研究^{例えば 3) ~ 7)}はこれまで数多く行われている。一方、免震部材接合用アンカーボルトに関しては、広瀬ら⁸⁾が引抜き実験を行い、コーン状破壊耐力に関して検証を行うとともに、アンカーボルト周辺に付加的に加えた縦方向鉄筋の補強効果について検討をおこなっているが、現状では免震部材接合用アンカーボルトの引抜き挙動に関する研究は僅少である。

* 東京工業大学大学院

大学院生・JSPS 特別研究員・修士(工学)

** 東京工業大学建築物理研究センター 助教・博士(工学)

*** 東京工業大学建築物理研究センター 教授・工博

Graduate Student, JSPS Fellow, Tokyo Institute of Technology, M. Eng.

Assist. Prof., SERC, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Prof., SERC, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

1.2 免震部材接合部の定着方法

ここで、鉛ダンパー接合部を例とし、免震部材を据え付けるベースプレートの定着形式と施工方法について述べる。免震層には、図2に示すような階高と免震部材の大きさに応じた鉄筋コンクリート基礎梁からの立上部が設けられ、免震部材はこの立上部にアンカーされたベースプレートにボルト等で固定する。このベースプレートの定着方法は、図1に示すとおりにアンカーボルトの種類と免震部材の接合方法によって2つの定着形式に分類できる。図1-(a)は頭付きスタッドを定着に用いる方法である（以下、スタッド形式）。スタッド形式では立上部上のベースプレートに定着用の頭付きスタッドと、免震部材のエンドプレートを接合するための袋ナットが別に溶接される。従って頭付きスタッドと袋ナットの間に偏心距離が生じ、免震部材から伝達される引抜き力は袋ナットからプレートの面外曲げを介してアンカーボルトに伝わるため、てこ反力の影響により引抜き耐力が低下する問題がある⁹⁾。図1-(b)は、六角ボルトあるいはそれに相当するアンカーボルトを長ナットに挿入して用いる方法（以下、長ナット形式）である。長ナット形式では、立上部に据え付けるベースプレートに長ナットをあらかじめ溶接する。この長ナットがアンカーボルトと、取付用ボルトを繋ぐ接合部としての役割を果たす。そのため長ナットには取付用ボルトとアンカーボルトの双方のねじインサート長さが必要となり、アンカーボルトの埋込み長さに対して長ナットの被覆が大きくなり易い。また、アンカーボルトを長ナットに固定するためにロックナットを取り付ける場合には、さらにナットによるアンカーボルト軸部の被覆長さが増える。従って、長ナット形式では長ナットによるアンカーボルト軸部の被覆長さによっては、ボルト頭部での十分な支圧抵抗が行われず、耐力や剛性を十分に確保できないというおそれがある。

1.3 免震部材設置用ベースプレートの施工方法

次いで、立上部上面に設置するベースプレートの施工方法について述べる。このベースプレートを定着するためのアンカーボルトは免震部材に生じた軸力やせん断力を確実に基礎部へと伝達しなければならず、ベースプレートの施工に当たっては、ベースプレート下部に密実にコンクリートを充填させることが重要となる。そこで図3に示すグラウト充填工法と打ち込み工法が多く用いられる¹⁰⁾。前者は先行して打設した立上部とベースプレート間に30～200mm程度の隙間を残し、無収縮モルタルをその隙間に圧入する方法である。この場合、基礎梁に定着されたハカマ筋が先行打設コンクリート内に配筋され、さらにグラウト分の被りが付加されるため、アンカーボルト周辺に十分な配筋が行われない可能性がある。後者は高流動コンクリートを使用し、ベースプレート中央からコンクリートを流し込み、立上部からベースプレートまで一度に打設する方法である。この工法では立上部が一度に打設されるため一体性を保つことができるが、立上部のコンクリートを打設する前に立上筋をあらかじめ基礎梁内に定着するため、鉄筋の上下位置を調整することができない。また、ベースプレートを所定の高さに設置するためにレベル調整が行われるため、立上部上面の被り厚が設計で想定した位置より下がる可能性がある。さらに、アンカーボルト近傍に鉄筋が密に配置されるとベースプレートの設置及びレベル調整が困難になるため、ベースプレート中央の配筋を避けて、基礎からは縦方向の鉄筋（立上筋）のみを立ち上げておき、ベースプレート設置後に横方向

図2 立上部の配筋状況

図3 ベースプレートの施工方法

鉄筋を立上筋に接合するなど、アンカーボルト周辺の配筋が不十分になる可能性がある。

1.4 研究目的

本論文では以上のような鉛ダンパー接合用アンカーボルトの形状と施工方法の問題点に着目し、アンカーボルトの引抜き挙動に及ぼす長ナット形式アンカーボルトの形状及びアンカーボルト周辺に配筋した鉄筋の影響を把握するため、アンカーボルトの引抜き実験を行う。

2. 実験概要

2.1 試験体と試験パラメータ

試験体は鉛ダンパーの接合部に用いられるアンカーボルト単体と、定着する鉄筋コンクリート立上部を模したコンクリート母材からなる。試験体の形状と定着用鉄筋の配筋状況を図4に示す。全試験体でコンクリート母材の寸法は同一であり、平面形状が500mm×500mm、高さ600mmの直方体である。アンカーボルトは母材中央部に設置し、縁あき距離はアンカーボルトの埋込み長さの2倍以上をとり、コーン状破壊耐力への縁あき距離の影響を無視できるほど十分に確保してある。試験体に使用した鉄筋およびコンクリートの材料試験結果を表1、表2に示す。また、表2下にアンカーボルトの機械的性質を示す。全試験体とも同一のフレッシュコンクリートを使用して製作した。コンクリートは打設後一週間を蒸気養生とし、その後、気中養生とした。アンカーボルトの形状を図5に示す。本実験では図1に示した長ナット形式とスタッド形式に対応する2種類のアンカーボルトを用いた。長ナット形式のアンカーボルトは、長ナットを装着した全ねじ六角ボルト（M24×200）とした。スタッド形式のアンカーボルトは頭付きスタッドであり、50mm角の直方体のカプラーにあらかじめスタッド溶接してある。

本研究では、長ナット形式アンカーボルトの形状とアンカーボルト周辺の鉄筋の配筋状況がアンカーボルトの引抜き挙動に及ぼす影響を把握するため、これらを主な試験パラメータとした。試験体は

この主たる試験パラメータによって N シリーズと R シリーズの 2 つの試験シリーズに大別できる。試験体一覧を表 3 に示す。試験体名称の定義を図 6 に示す。

【Nシリーズ】

N シリーズでは、長ナット形式アンカーボルトの長ナット被覆長さ l_n を主たるパラメータとし、長ナットによる被覆がアンカーボルトの引抜き挙動に及ぼす影響を考察する。長ナット形式アンカーボルトはいずれの試験体においても埋込み長さ l_e が 120mm になるようにコンクリートに埋設しており、長ナット被覆長さ l_n は 50, 80, 100mm の計 3 種類を用意した。また、長ナットを装着していない無垢の全ねじ六角ボルトをそのままアンカーボルトとして用いた試験体も用意した。さらに、ねじ部の付着の有無による影響を検討するために、ボルトのねじ部をビニールテープで巻いた後にグリースを塗布して付着を絶縁したアンカーボルトをもつ試験体 (UB) も用意した。なお、このシリーズでは図 4 に示すように母材下面から

表1 コンクリートの材料試験結果

	割裂強度 [N/mm ²]	圧縮強度 [N/mm ²]	ヤング係数 [N/mm ²]
Nシリーズ	2.34	27.80	2.35×10^4
Rシリーズ	2.36	29.30	2.66×10^4

すべて普通コンクリートである。W/C = 68 %，スランプ値 12cm
骨材の最大粒径は 20mm である。
N シリーズは材齢 24 日，R シリーズは材齢 35 日の材料試験結果である。

表2 鉄筋の材料試験結果

	降伏点 [N/mm ²]	引張強さ [N/mm ²]	ヤング係数 [N/mm ²]
D6(SD295A)	370	552	1.87×10^5
D13(SD295A)	368	521	1.73×10^5

頭付きスタッドは、降伏強度 407N/mm² 引張強さ 457N/mm² である。

全ねじ六角ボルト (S45C) は強度区分 8.8T の高強度ボルトである。

表3 試験体一覧

シリーズ	試験体名	アンカー ボルトの 種類	埋込み 長さ l_e [mm]	頭部外径 D [mm]	長ナット 被覆長さ l_n [mm]	アンカーボルト周辺の配筋状況		
						かぶり厚さ ^{3*} [mm]	縦方向鉄筋 [本数]	横方向鉄筋 [本数]
N	N120	六角全ねじ ボルト (F8.8T)	120	40 ^{2*}	0	-	-	-
	N120(50)				50			
	N120(50)UB ^{1*}				80			
	N120(80)				100			
	N120(80)UB ^{1*}							
	N120(100)							
R	S90	頭付きスタッド ϕ 19	90	32	-	-	-	-
	S120		120			30	-	2
	2H30							4
	4H30							
	4H60							
	4H120							
	4V30					30	4	-
	4V60					60		
	2HV30					30		
	4HV30						4	4

1*: アンカーボルトのねじ部の付着をビニールテープとグリースで絶縁してある。

2*: 六角ボルトの場合は頭部の最外径である。

3*: 横方向鉄筋の上面からの被り厚

図4 試験体の形状と配筋詳細 (S120)

図5 アンカーボルトの形状

Nシリーズ(一部のRシリーズを含む)の試験体名称

Rシリーズの試験体名称

図6 試験体名称

図7 アンカーボルト周辺の配筋方法

300mm 以上の位置には鉄筋を一切配筋していない．N シリーズは，以上のパラメータを組み合わせた計 6 体で構成される．

【Rシリーズ】

R シリーズでは，アンカーボルトの周辺に存在する鉄筋の配筋方法を主たるパラメータとし，配筋方法の違いがアンカーボルトの引抜き挙動に及ぼす影響を考察する．R シリーズの試験体は， $\phi 19 \times 130$ の頭付きスタッドをアンカーボルトとして使用している．R シリーズの試験体の配筋方法を図 7 に示す．なお，アンカーボルト周辺の鉄筋はすべて下面から 50mm の位置まで伸ばし，折り曲げ角度を 180° とした定着端を施して十分な定着を行った．アンカーボルト周辺の配筋方法は，立上部におけるアンカーボルト周辺の配筋状況を反映して，アンカーボルト周辺に横方向鉄筋のみを配筋したもの（H），縦方向鉄筋のみを配筋したもの（V），縦・横方向鉄筋両方を配筋したもの（HV）の計 3 パターンを用意した，N シリーズの試験体と同様にアンカーボルト周辺に一切配筋しない試験体も用意した．また，アンカーボルトと周辺鉄筋の上下位置関係の影響を検討するため，コンクリート母材上面からの鉄筋の被り厚を変動要因とし，30，60，120mm の 3 種類を用意した．さらに，アンカーボルト周辺に鉄筋のない試験体で，アンカーボルトの埋込み長さ l_e を 90mm とした試験体も耐力確認用として用意した．R シリーズは以上のパラメータを組み合わせた計 10 体の試験体で構成される．

2.2 荷重方法と計測計画

セットアップを図 8 に示す．立上部上に設置した免震部材からアンカーボルトへ伝わる引張力が立上部下面から基礎梁へと流れるという境界条件を反映して，試験体下部をコンクリート母材下面から突出した定着用鉄筋にねじ加工を施し鉄骨治具にナットで固定した．また，上部はカップラーを介してアンカーボルトと荷重装置側 PC 鋼棒を接続して荷重装置に連結し上下から引張力が作用するように試験体を設置した．実験は単調引張力を加えて，試験体を破壊に至らしめた．

試験体に作用する引抜き荷重 P_v は荷重装置に装備されたロード

図8 試験体セットアップ

セルより測定した．抜け出し変位 δ はアンカーボルトのコンクリート母材に対する相対鉛直変位から，測定区間の治具の弾性変形分を差し引いた値と定義し，アンカーボルトの伸びを含んだものである．計測にはばね式接触型変位計を使用し，計測ターゲットはコンクリート上面から 90mm の位置に設置した．なお，相対鉛直変位は 3 つの変位計で計測を行い，その平均値を用いた．

3. 実験結果

3.1 最大耐力と破壊性状

実験結果一覧を表 4 に示す．表中のコーン状破壊耐力の計算値 $cal.P_u$ は各種合成構造設計指針・同解説に基づき式 (1) によって算出した．式中のコンクリート圧縮強度は材料試験結果を適用した．

$$cal.P_v = 0.31\sqrt{\sigma_B} \cdot A_c \quad (1)$$

ここで A_c ：有効水平投影面積 $(=\pi l_e \cdot (l_e + D))$

σ_B ：コンクリートの圧縮強度 $[\text{N/mm}^2]$

本実験で確認できた破壊形式の模式図を図 10 に示す．いずれの試験体もコーン状破壊が先行するように設計したが，実験ではコーン状破壊（C），アンカーボルトのスリップ破壊（S），軸部の破断（F）の 3 種類の破壊形式が確認できた．本実験で確認できたコーン状破壊の一例として S120 の破壊面を図 11 に示す．破壊面は試験体を破壊に至らしめた後，破損したコンクリート片を除去し，破壊面内を 25mm ピッチでレーザー変位計を用いて計測したものである．破壊面に対する定着長さ，アンカー形式，及び鉄筋の影響について検討するため，破壊面の断面形状を比較したものを図 12 に示す．比較した破壊面は図 11 中の A-A' 断面である．N，R シリーズの試験体のうちコーン状破壊に至った試験体の破壊面は図 11 に示すような概ね軸対称形の円錐状である．いずれも設計で想定されているコーン状破壊面²⁾より大幅に緩やかになっていることがわかる．特に無筋の試験体についてはその傾向が顕著である．

次いで各シリーズの破壊状況と耐力について検討する．N シリーズの試験体は N120(100)を除くいずれの試験体もコーン状破壊に至

った。図 12-(a)、図 12-(b)では、スタッド形式の試験体と比較しても大きな差異がみられないことから破壊面の形状にアンカーボルトの形状が与える影響は少ないと言える。また、スタッド形式における埋込み長さの影響もないことが確認できる。一方、アンカーボルトの軸部の 80 %が長ナットによって被覆されている N120 (100) については写真 1 に示すとおりコンクリート母材からアンカーボルトが滑り抜ける破壊（スリップ破壊）に至った。N シリーズの試験体の最大耐力の実験値とコーン状破壊耐力の計算値を比較したものを図 13-(a)に示す。横軸を長ナット被覆率[%]とし、長ナットの被覆が最大耐力に与える影響を比較する。長ナット被覆率とは、埋込み長さ l_e に対する長ナット被覆長さ l_n の比率である。コーン状破壊に至った N シリーズの試験体は、N120 についてはわずかに他の試験体に比べて耐力が小さくなっているが、長ナットの長さ及びネジ部の付着の有無にかかわらずコーン状破壊耐力の実験値と計算値は良好に対応している。一方、埋込み長さの 80 %程度が長ナットによって被覆してある N120(100)は、頭部での十分な支圧抵抗が行われなかったために、コーン状破壊ではなくアンカーボルトのスリップ破壊に至っており、耐力が低下している。従って長ナット被覆率の増大に伴う破壊モードの遷移及び耐力低下に十分配慮しなければならない。

R シリーズのうち、アンカーボルト周辺に横方向鉄筋のみ配筋した試験体はいずれもコーン状破壊に至った。破壊面の形状は無筋試験体に比べて、やや不整形な形状となりアンカーボルト頭部近傍の破壊面角度も無筋試験体と比較するとやや大きくなっている。これは後に詳述するがアンカーボルト頭部による支圧抵抗と折り曲げ定着近傍の鉄筋がストラットを形成するような機構が生じたためであると考えられる。アンカーボルト周辺に縦方向鉄筋のみを配筋した試験体はいずれもアンカーボルト軸部の破断によって最大耐力に至った。アンカーボルト周辺に横方向鉄筋と縦方向鉄筋を両方配筋した試験体では、縦方向鉄筋を 2 本のみ配筋した試験体はコーン状破壊に至ったが、4 本配筋した試験体はアンカーボルトの軸部破断で最大耐力に至った。アンカーボルト周辺に鉄筋を配筋した R シリ

ーズの試験体の最大耐力はいずれもコーン状破壊耐力の計算値を上回る結果となっている。アンカーボルト周辺に横方向鉄筋のみを配筋した試験体（H）のコーン状破壊耐力の実験値と計算値を比較したものを図 13-(b)に示す。グラフの横軸は、上面からの横方向鉄筋の被り厚とした。横方向鉄筋の上面からの被り厚が大きくなるにつれて、破壊耐力は低くなる傾向にあり、被り厚が 120mm である 4H120 は、無筋試験体 S120 よりも最大耐力が 10%程度低くなっている。この試験体はアンカーボルトの埋込み長さとして上面からの被り厚が一致している試験体であり、破壊面はおおよそ横方向鉄筋の上面に沿って形成されている。この破壊状況から鉄筋が破壊面を助長するように割り裂く効果が働き、耐力が低下したと推察できる。

縦方向鉄筋を配筋した 4V30 と 4V60 については、頭付きスタッドの軸部破断によって最大耐力に達しており、コーン状破壊耐力は表中よりさらに大きくなった可能性がある。また、縦方向鉄筋と横方向鉄筋を両方とも配筋した試験体（HV）ではいずれも無筋試験体に比べて耐力が大幅に上昇していることから、縦方向鉄筋のアンカーボルトの引抜き抵抗に対する寄与が認められる。

3.3 抜け出し性状

3.3.1 長ナットによる影響

長ナット形式アンカーボルトをもち、ねじ部の付着の有無をパラメータとした試験体の引抜き荷重 P_u - 抜け出し変位 δ 関係を比較したものを図 14 に示す。図中には、コーン状破壊耐力の計算値と、コーン状破壊耐力計算値の 60 %の値を短期許容荷重²⁾として併せて示す。ねじ部の付着を絶縁した試験体において初期の荷重段階でわずかにスリップするような変形が生じているが、短期許容荷重以下の範囲では両者の大きな差異は見られない。一方、短期許容荷重以降の荷重下では付着を絶縁した試験体の抜け出し変位が急増しており、最大耐力時には付着がある試験体に対して 2 倍以上の変形が生じている。このことからアンカーボルトのねじ部の長さが抜け出し性状に大きく影響していると言える。長ナット被覆率と最大耐力時の抜け出し変位 δ_{max} の関係を図 15 に示す。コーン状破壊に至った試験体については、最大耐力時の抜け出し変位と長ナット長さは比例関係にあり、長ナットによる被覆はアンカーボルトの付着の損

表4 実験結果一覧

試験体名	$exp. P_u^{1*}$ [kN]	$cal. P_u^{2*}$ [kN]	破壊 モード ^{3*}	$exp. P_u / cal. P_u$
N120	93.70	99.82	C	0.94
N120(50)	99.26		C	0.99
N120(50)UB	103.73		C	1.04
N120(80)	108.06		C	1.08
N120(80)UB	101.35		C	1.02
N120(100)	91.38		S	0.92
S90	75.46	57.90	C	1.30
S120	113.68	96.19	C	1.18
2H30	115.83	96.19	C	1.20
4H30	121.09		C	1.26
4H60	114.32		C	1.19
4H120	102.45		C	1.07
4V30	132.41		F	1.38
4V60	129.79		F	1.35
2HV30	128.38		C	1.33
4HV30	133.63		F	1.39

1*: 実験時の最大引抜き荷重

2*: 式(1)より算出したコーン状破壊の計算値

3*: C:コーン状破壊, S:スリップ破壊, F:アンカーボルトの軸部破断
(図10 参照)

図10 破壊モードの模式図

図11 コーン状破壊面の一例 (S120)

写真1 スリップ破壊 (N120(100))

(a) アンカーボルトの長さによる影響

(b) 長ナットの長さによる影響

(c) 鉄筋の影響

図12 破壊面 A-A'断面図

(a) 長ナットによる被覆の影響

(b) 横方向鉄筋の上面からの被り厚の影響

図13 最大耐力とコーン状破壊耐力の計算値の比較

(a) N120(50)とN120(50)UB

(b) N120(80)とN120(80)UB

図14 P_t - δ 関係 (長ナット長さの違いによる影響)

図15 最大耐力時の抜け出し変位

図16 P_t - δ 関係 (鉄筋の有無, 配筋方法による影響)

失として解釈できる。一方、長ナットの被覆率が 80 %程度になると破壊モードがコーン状破壊からスリップ破壊に転じ、最大耐力時の抜け出し変位は大幅に大きくなる。また、この試験体はコーン状破壊に至った長ナット形式の他の試験体に比べて耐力が低下していることから、長ナット被覆率には十分注意する必要があると言える。

3.3.2 アンカーボルト周辺の鉄筋による影響

アンカーボルト周辺に鉄筋を配筋した試験体と無筋試験体 S120 の引抜き荷重 P_t -抜け出し変位 δ 関係を図 16 に示す。いずれの試験体も最大耐力以前に頭付きスタッドの軸部が降伏したため、それ以前までを示す。初期剛性はほぼ全試験体で一致しておりコンクリートの損傷が少ない場合は、鉄筋の影響がないことが確認できる。配筋方法の違いによる抜け出し挙動を比較すると、全体の傾向として縦方向鉄筋を配筋した試験体のほうが、頭付きスタッドの弾性限の範囲ではあるが、コンクリートの損傷に伴う非線形な抜け出し挙動においてわずかに剛性が高くなる傾向にある。しかし、横方向鉄

筋のみを配筋した試験体との差異は少なく、アンカーボルト周辺の鉄筋の存在あるいは配筋の違いが、アンカーボルトの抜け出し性状に与える影響はほとんどないと言える。ただし、破壊以前にアンカーボルトが降伏したため、コーン状破壊に至るまでの鉄筋の有無、配筋方法が抜け出し挙動に及ぼす影響については更なる検討が必要である。

3.4 鉄筋の耐力への寄与

3.4.1 横方向鉄筋の影響

アンカーボルト周辺に横方向鉄筋のみを配筋した 4H30 と 4H60 の、最大耐力時における鉄筋に生じた曲げモーメント M と軸力 N の分布を図 17-(a), (b)にそれぞれ示す。曲げモーメントは鉄筋に貼付した歪ゲージより平面保持を仮定して算出した。横方向鉄筋のゲージ貼付位置を図 17-(c)に示す。両試験体とも横方向鉄筋に生じた曲げモーメントと軸力が小さいことが確認できる。上面の被り厚が 30mm である 4H30 は、無配筋の S120 に比べてコーン状破壊

耐力が上昇している試験体である。この試験体の最大耐力時に横方向鉄筋に生じた歪ゲージ貼付区間内の最大せん断力は 0.09kN と小さく、横方向鉄筋の引抜き抵抗に対する寄与は小さいことが確認できる。一方、アンカーボルトの軸心から水平距離で $1.5l_e$ 以上離れている縦方向鉄筋に生じた軸力 N は最大で 2kN 程度となり、また横方向鉄筋にも引張力が生じていることから、図 17-(d) のようにアンカーボルト頭部と鉄筋の折り曲げ位置近傍の間でストラットを形成して引抜き力に抵抗したと考えられる、この効果によって、横方向鉄筋を近傍に配置した 4H30 では、無配筋の試験体に対してわずかに耐力が大きくなったと推察できる。

3. 4. 2 縦方向鉄筋の影響

アンカーボルト周辺に縦方向鉄筋を配筋した 4V30、4HV30 の最大耐力時までの、縦方向鉄筋に生じた軸力の総和と引抜き荷重の推移を図 18-(a)、(b) に示す。4HV30 については、アンカーボルト近傍に配筋した縦方向鉄筋群(鉄筋群 1)と、遠方に配筋した縦方向鉄筋群(鉄筋群 2) に生じた軸力の総和についてもそれぞれ示す。軸力はコンクリート母材上面から 90mm の位置に貼付した歪みゲージから算出した。横軸は抜け出し変位 δ である。また、図中には先述した短期許容荷重とコーン状破壊耐力の計算値についても併せて示している。4HV30 では、遠方にある縦方向鉄筋群に生じた軸力の総和は最大耐力時にも、アンカーボルト近傍の鉄筋群に生じた軸力の総和に対して 20% 程度であり、遠方の鉄筋群の引抜き力に対する抵抗は近傍の鉄筋群に対して小さいことが確認できる。4V30、4HV30 の短期許容荷重下における縦方向鉄筋に生じた軸力の総和は、引抜き荷重に対してそれぞれ 4.2% 、 3.7% であり、また、コーン状破壊耐力の計算値にあたる荷重下においてもそれぞれ 8% 、 6.7% であり、コーン状破壊耐力の計算値にあたる荷重下までの縦方向鉄筋の引抜き抵抗に対する寄与は小さい。一方、最大耐力時ではそれぞれ 23% 、 46% に達しており、この結果とアンカーボ

ルト周辺に縦方向鉄筋を配筋した試験体がいずれも最大耐力が上昇していたことから、アンカーボルト周辺の縦方向鉄筋の存在はコーン状破壊耐力の上昇に大きく寄与することがわかる。実験結果では、2HV30 の試験体を除くアンカーボルト周辺に縦方向鉄筋を配筋した試験体では、縦方向鉄筋の引抜き力に対する顕著な抵抗がみられたことで、最終的にアンカーボルトの破断によって最大耐力に至ったため、コーン状破壊耐力への縦方向鉄筋の寄与に対して一般的な評価を与えるには、さらなる実験が必要となる。ただし、本実験の結果でわかるように、無筋試験体の最大耐力はコーン状破壊耐力の計算値により概ね評価できており、縦方向鉄筋を配した試験体についても、引抜き荷重 P_v - 抜け出し変位 δ 関係においてコーン状破壊耐力計算値以降にコンクリートの損傷に伴う非線形化が見られる。一方、歪ゲージより求めた縦方向鉄筋の軸力負担の推移を見ると、引抜き荷重 P_v - 抜け出し変位 δ 関係において非線形化が見られるまでは軸力負担が小さいことが分かる。このことから、本実験の範囲では縦方向鉄筋の寄与はコンクリートの損傷が大きく進展した後に得られるものであると言える。免震構造では基礎構造との接合部において高い剛性を維持し続ける必要があることから、アンカーボルトの引抜き力に対する設計として、縦方向鉄筋の寄与をあらかじめ期待することは望ましくないとと言える。

4. コーン状破壊耐力と有効水平投影半径の考察

実験で観察された破壊面が設計で想定されている破壊面に比べ、大幅に緩やかであるにもかかわらず、実験結果が 45° の破壊面を仮定した設計式によって概ね評価できていた。ここではコンクリートの破壊条件を仮定し、最大耐力と有効水平投影半径について考察する。実際のコンクリート破壊面の断面積に引張割裂強度を乗じて求めた引張力は実験時の最大耐力を大きく上回ることから、ここでの有効水平投影半径とは、コンクリート母材のひび割れ伝播がはじ

図17 横方向鉄筋に生じた軸力と曲げモーメントの分布

図18 縦方向鉄筋に生じた軸力の推移

まり破壊に至るまでの見かけの水平投影面積であると考えた。すなわち、最大耐力に達した際には図 19 に示すように、破壊面のある範囲のコンクリートのみが引抜き力に抵抗したと仮定する。この範囲内の有効水平投影半径を βl_e とする。また、破壊時には破壊面と直交する方向に最大主応力が生じたものとし、最大主応力が材料試験によって得られた引張割裂強度 f_t に達したときに破壊が生じるものとする。さらに破壊面は軸対称であり、破壊時の破壊面内の応力状態を等分布と仮定すれば、コーン状破壊耐力 P_u は式 (2) で表される。

$$P_u = 2\pi \int_{D/2}^{\beta l_e + D/2} (f_t \cos \theta) \cdot \frac{r}{\cos \theta} dr$$

$$= f_t \pi \cdot l_e (\beta \cdot l_e + D) \quad (2)$$

式(2)では破壊面角度によらず、破壊耐力 P_u は抵抗している有効水平投影面積とコンクリートの引張強度によって決まる。N シリーズと R シリーズの無筋試験体のコーン状破壊耐力の実験値より逆算して求めた β を表5に示す。なお、式(2)のコンクリートの引張割裂強度 f_t を $0.31 \sqrt{\sigma_B}$ に置き換え、有効水平投影半径を $1.0l_e$ と置けば現行の設計式である式(1)と一致する。本実験結果より逆算した有効水平投影半径は $0.81l_e \sim 0.96l_e$ であり、現行の設計式において 45 度方向と仮定している破壊面の有効水平投影半径 $1.0l_e$ とほぼ一致するものとなっている。本実験で観察されたコーン状破壊面角度が緩やかであったにもかかわらず、実験結果と設計式によって算出した計算値が良好に対応したことがこの破壊モデルより説明できると言える。ただし、本実験ではアンカーボルトの埋込み長さが 90~120mm と比較的短いものとなっており、さらに長いアンカーボルトを用いる場合では、45 度の破壊面を仮定した式 (1) では破壊耐力を過大評価するとの報告がある^{6) 11)}。本研究の考察では、コーン状破壊耐力を求める上では破壊面角度に依らずコンクリートの引張抵抗領域を求めることが重要であることを示した。長いアンカーボルトを用いる際にもこのコンクリートが引張力に抵抗できる領域がほとんど変わらないとすれば、式 (1) による計算値がコーン状破壊耐力を過大評価することを説明できる。近年、序文で述べた免震部材接合用アンカーボルトの施工性による影響が問題視され、長いアンカーボルトを用いる例が増えてきているが、これらの耐力評価に従来のコーン状破壊耐力評価式が適用できるかは確認できていない。ここで示したアンカーボルトの抵抗メカニズムの検証や、長いアンカーボルトの耐力評価は今後の課題である。

5. 結

鉛ダンパー接合用アンカーボルトの引抜き挙動へ与えるアンカーボルトの形状と、アンカーボルト周辺の鉄筋の影響を把握するために、N, R シリーズの 2 種類の引抜き実験を行った。それぞれの実験シリーズによって得られた結果を以下にまとめる。また、両シリーズに共通する結果と、その実験結果に基づきコーン状破壊耐力に関する考察を行い、得られた結果についても以下に示す。

【Nシリーズ(アンカーボルトの形状による影響)】

1) 長ナット形式アンカーボルトでは、長ナット被覆長さとなねじ部の付着長さが抜け出し性状に大きく影響した。本実験で用いたアン

図19 破壊面における応力分布の仮定

カーボルトの埋込み長さ(120mm)では、その 80 %程度が長ナットによって被覆され、露出している部分が少なくなると頭部での支圧抵抗が十分に行われず、破壊モードがスリップ破壊となり耐力が低下した。

【Rシリーズ(アンカーボルト周辺の鉄筋の影響)】

2) アンカーボルト周辺に配筋した横方向鉄筋は、引抜き耐力、剛性への寄与はみられない。

3) アンカーボルト周辺に縦方向鉄筋を配筋した試験体では、最大耐力時に引抜き荷重に対して縦方向鉄筋に生じた軸力の総和が、20 %以上に達していることから、引抜き抵抗に対する寄与が認められ、その結果、引抜き耐力は上昇した。しかしながら、コーン状破壊耐力の計算値に相当する荷重下では、引抜き荷重に対して 7 ~ 8 %程度に留まり、縦方向鉄筋の引き抜き抵抗への寄与は、コンクリートの損傷が大きく進展した後に得られるものである。

【両シリーズ】

4) アンカーボルトの長さ、アンカー形式の違い、鉄筋の影響によらず、破壊面は、設計で想定されるコーン破壊面より緩やかなものとなった。

5) 破壊条件と応力分布を仮定した破壊モデルから、コーン状破壊面の有効水平投影面積の半径について検討を行った。埋込み長さが比較的短いアンカーボルトを使用した本実験の範囲では、埋込み長さ l_e の 0.81~0.96 倍として評価でき、現行の設計式で想定する有効水平投影半径と良好対応を示す。

実験結果では、試験体の耐力・剛性に極端な差異はみられなかったが、実際には免震部材が据え付けられる立上部にコンクリートの打ち継ぎ部が設けられるため、打ち継ぎ部の応力伝達を行う上でも鉄筋の配筋には十分な配慮が必要であると言える。本実験で得られた結果では、アンカーボルト近傍に配筋した縦方向鉄筋はコーン状破壊耐力の上昇に寄与したが、アンカーボルトに直交する横方向鉄筋は引抜き力に対する抵抗はほとんどなく、耐力への寄与は少なかった。むしろ横方向鉄筋の被り厚がアンカーボルトの埋込み長さと同くなる場合は、鉄筋がコーン状破壊を助長するように働き、耐力低下の要因となった可能性が高い。したがって、本実験より得られた知見によれば、応力の厳しいアンカーボルトに対してはその周辺に縦方向鉄筋を配筋しておくことが望ましいと言える。

謝辞

本研究は、財団法人日本建築センターと社団法人日本免震構造協会の補助を受け行いました。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) 高山 峯夫, 森田 慶子, 柏木 栄介, 安藤 勝利: 免震用鉛ダンパーの取り付け部に作用する軸力と曲げモーメントに関する研究, その 1, 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2 分冊, pp617-620, 2004. 9
- 2) 日本建築学会: 各種合成構造設計指針・同解説 1985
- 3) 松森 泰典, 河村 博之, 佐治 康次: コンクリートに定着された鉄筋の引抜き強度に関する研究 (コンクリートが破壊する場合), 九州大学工学集報, 第 44 巻第 6 号, pp747-754, 1971. 6
- 4) 白阪 靖人, 松崎 育弘, 阿部 保彦, 宇佐美 滋: 機器配管用支持構造物 (埋込金物) の耐力に関する実験研究 その 1 コンクリートに埋め込まれたスタッドボルトの引抜き耐力, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系分冊, pp1375-1376, 1979. 9
- 5) Klingner, R., and Mendonca, J. : Tensile Capacity of Short Anchor Bolts and Welded Studs : Literature Review *ACI JOURNAL*, Vol.79, No.4, pp270-279, 1982
- 6) Fuchs, W., Eligehausen, R., and Breen, J. E. : Concrete Capacity Design (CCD) Approach for Fastening to Concrete, *ACI STRUCTURAL JOURNAL*, V.92, No.1, pp73-94, 1995
- 7) 近藤 吾郎, 森田 司郎: 引抜き力を受けるアンカーボルトの応力伝達機構の解析, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 435, pp141-150, 1992, 5
- 8) 広瀬 景一, 小沢 宣行, 吉田 守, 山田 哲, 坂田 弘安, 和田 章: 免震装置基礎躯体定着アンカー引張試験 その 1, その 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2 分冊, pp471-474, 2004. 9
- 9) 浅田 勇人, 都筑 碧, 吉敷 祥一, 和田 章: 鉛ダンパー接合用アンカーボルトの引抜き挙動に関する実験研究 その 1, その 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-2 分冊, pp297-300, 2008. 8
- 10) 免震構造協会: JSSI 免震構造施行標準 2005
- 11) Lee, N., Kim, K., Bang, C., and Park, K. : Tensile-Headed Anchors with Large Diameter and Deep Embedment in Concrete, *ACI STRUCTURAL JOURNAL*, V.104, No.4, pp479-486, 2007

(2009年6月8日原稿受理, 2009年11月24日採用決定)