

組合せ荷重を受けるスタッド・アンカーの挙動

BEHAVIOR OF STUD ANCHOR SUBJECTED TO COMBINED LOADS

大谷恭弘* 馬場真吾** 森戸義貴*** 福本湧士****

by Yasuhiro OHTANI, Shingo BABA, Yoshitaka MORITO, and Yuhshi FUKUMOTO

Behavior of a stud anchor subjected to shear-tensile combined loads is studied. Experiments are carried out focusing mainly on the difference in the mechanical behavior of the anchor due to a loading path and/or history under the combined loads. Load-displacement relationships upto the failure are monitored and the failure characteristics are investigated in the experiments. Nonlinear finite element analyses are also carried out to investigate the propagation of cracks in the surrounding concrete near the stud connector. A mathematical model for load-displacement relationships under a general combined loading is proposed. The model is formulated on the basis of the multiple hardening plasticity. Then, applicability of the model is examined through the comparison with the experimental results.

1.はじめに

鋼およびコンクリートからなる合成構造あるいは複合構造は、それぞれの材料特性を有利に活用することにより、構造物に要求される性能を最も経済的に満足させようとするものである。これら合成・複合構造には、必然的に異種材料間の接合部が存在する。この接合部は、構造物の全体挙動を左右する重要な部位である。しかし接合部における力の伝達機構、力学性状あるいは破壊性状についてはいまだ十分に解明されるに至っていない。これらを明らかにすることは、接合部の合理的な設計を行い、また合成・複合構造の全体挙動を解明する上で重要である。

鋼・コンクリート接合部には力を伝達させるため、通常ずれ止め等の接合材が使用されている。接合材料としては今日頭付きスタッド（以下、スタッドと略）が広く使用されており、施工の容易さからも、このスタッドが今後も広く使用されると思われる。一般に複合構造物の接合部では組合せ力が伝達されることになるが、そのような接合部にスタッドを使用した場合、スタッドにはせん断力のみならず、引張力、あるいはせん断力と引張力の組合せ荷重が作用することになる。

組合せ荷重を受けるスタッドアンカーに関する研究は、静的強度に対してアメリカ¹⁾およびドイツ²⁾で行

* Ph.D. 大阪大学助手 工学部土木工学科 (〒565 吹田市山田丘2-1)
 ** 工修 東海旅客鉄道(株) (〒100 東京都千代田区丸の内1-9-1)
 *** 大阪大学大学院 工学研究科土木工学専攻前期課程 (〒565 吹田市山田丘2-1)
 **** 工博, Ph.D. 大阪大学教授 工学部土木工学科 (〒565 吹田市山田丘2-1)

われており耐荷力算定式が提案されている。これらは主として最大荷重に着目し、引張力とせん断力の比を一定とした静的比例載荷の実験結果に基づくものである。また、スタッドの疲労強度に対して平城等⁴⁾がせん断力あるいはせん断力と引張力が同時に作用する場合について疲労実験を行い、設計のための強度式を提案している。しかしながら、実際的な非比例載荷における耐荷力や荷重－ずれ(スタッド基部とコンクリートとの相対変位)関係などの力学挙動、あるいはそれらがどのように載荷経路・履歴に依存するかについてはいまだ明らかではない。さらに、スタッドを用いた接合部の終局状態に至る非線形な力学挙動を解析するためには、任意の組合せ荷重を受けるスタッドアンカーの荷重－相対変位関係を明かにすると共に、そのモデル化が必要となる。

本研究では、せん断・引張組合せ荷重を受けるスタッドアンカーについて実験を行った。荷重の載荷経路・順序を変化させた場合の実験を行い、荷重－相対変位関係、耐荷力の測定および破壊性状の観察を行った。また、異なった載荷順序におけるコンクリート内部の破壊進展を定性的にとらえるため、2次元問題にモデル化したアンカーについてFEM解析を行った。さらに、任意のせん断・引張組合せ荷重を受けるスタッドアンカーの荷重－相対変位関係を、Multiple Hardening Plasticity Model⁵⁾により定式化し、解析に適用可能な数学モデルの作成を試みた。

2. 組合せ荷重を受けるスタッドアンカーの実験

2.1 供試体

供試体概要を図－1に示す。供試体は平鋼(板厚12mm)を溶接することにより得られた治具に軸径13mm、全高8cmのスタッドを溶接し(図－2)そのスタッド周りにコンクリートを打設することにより作成した。コンクリートの打設はスタッド頭部を下向きにした状態でを行った。使用したスタッドの頭部寸法、および機械的性質を表－1、表－2に示す。このコンクリートブロックには、組合せ載荷実験に用いるスタッドを中央に1本配置する他に縁端部に配置されたスタッドアンカーに対する実験のためのスタッドを計4本配置している。コンクリートブロックの寸法は、本実験に先立って行った引張試験⁶⁾の結果より、スタッド軸からの傾斜角 $\theta=60^{\circ}$ のShear Coneの形成が可能であれば十分と考えられた。そこで、スタッドと自由縁、支持縁までの距離を $R=160\text{mm}$ 以上および縁端付近に配置された4本のスタッドとの中心間距離を $2R$ ($\approx 320\text{mm}$)以上とするため、供試体の上面で $700\text{mm}\times 1300\text{mm}$ を確保した。また、供試体厚さについては、載荷時にコンクリートブロックの曲げ引張によるひび割れを防ぐため 300mm とした。供試体における配筋は、供試体の運搬時に自重による破壊を防ぐために、下側におのみ配筋しており、基本的にはスタッド周辺やスタッドアンカーの補強に対する配筋は行っていない。

本実験では計11体の供試体を3バッチのコンクリートより製作した。コンクリートの配合およびフレッシュコンクリートの性質を表－3に示す。各供試体と同時に製作し、同じ条件下で養生した円柱供試体($20\text{cm}\times 10\text{cm}$)より得られたコンクリートの強度および弾性定数を表－4に示す。

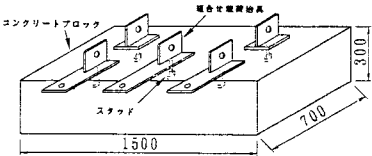


図-1 供試体概要

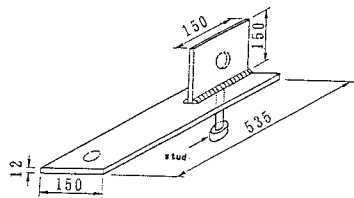


図-2 載荷治具

表-1 スタッドの寸法

軸径 (mm)	頭部直径 (mm)	頭部厚 (mm)
13	22	10

表-2 スタッドの機械的性質

引張強さ	4840 kg/cm ²
破断強さ	3270 kg/cm ²
0.2%耐力	3850 kg/cm ²
ヤング係数	2.5×10^6 kg/cm ²

2.2 実験方法

荷重装置の概要を図-3に示す。荷重フレームは、せん断反力用H形鋼、せん断荷重ばり、引張反力用H形鋼、引張荷重ばりより成る。せん断荷重については供試体側面をせん断反力用H形鋼で支持した。また引張荷重については供試体上面を引張反力用H形鋼で支持し、この際供試体と引張反力用H形鋼が密着し、反力が均等に分配されるように、供試体と引張支持用H形鋼との間に硬質ゴムを敷いた。スタッドへのせん断力、引張力の荷重は、スタッドに曲げが作用することを防ぐため、スタッドを溶接した治具に各々ワイヤーロープ(φ24)を取り付け、これとPC鋼棒を連結し、このPC鋼棒をセンターホールジャッキで引くことにより行なった。

実験はせん断力と引張力を変化させ、計11体の供試体に対して行った。荷重時に引張荷重、せん断荷重を同時モニターすることにより荷重経路の制御を行った。実験は基本的に次の3種類(図-4)の荷重を1セットとした。すなわち、①与えられた荷重比 α (=引張荷重/せん断荷重)に対し比例荷重により破壊荷重(T、S)に至らすもの、②比例荷重時の破壊せん断荷重Sを最初に荷重し、その後一定せん断力Sのもとで引張荷重により破壊に至らすもの、③比例荷重時の破壊引張荷重Tを最初に荷重し、その後一定引張力Tのもとでせん断荷重により破壊に至らすもの、の3種類である。比例荷重に対する荷重比 α は、0.5、0.58、1.5、2.0、5.0の5セットとした。

荷重中には変位計を用いスタッド基部とコンクリートの水平および鉛直方向の相対変位を測定した。

2.3 実験結果

表-5に各供試体における荷重経路、破壊荷重、破壊形式を示す。スタッドアンカーの破壊はコンクリートの破壊およびスタッドの破断の2種類であり、荷重比 α が0.5、0.58、1.5の場合にはスタッドが破断し α が2.0および5.0の場合にはコンクリートの破壊であった。ただし、No.5は溶接不良のためスタッド溶接部が破断した。

図-5に荷重経路および耐荷力を示す。ここでは、コンクリート強度の異なる実験値を同時に評価するため、耐荷力は引張力のみを作用させた場合の耐荷力 T_U およびせん断力のみを作用させた場合の耐荷力 S_U により無次元化している。ここに、 T_U および S_U は実験で得られた値を用いることを原則としたが、無いものについては文献1)、3)で示されている算定式より推定した：

$$T_U = 1.06\sqrt{2\pi}l_e(l_e+d_n)\sqrt{f_c} \quad [\text{kg}]$$

$$S_U = 3.34A_s f_c^{0.3} E_c^{0.44} \quad [\text{kg}]$$

l_e :スタッドの軸部長さ [cm]

d_n :スタッド頭部直径 [cm]

A_s :スタッド軸部断面積 [cm²]

f_c :コンクリート圧縮強度 [kg/cm²]

E_c :コンクリートの弾性係数 [kg/cm²]

表-3 使用コンクリートの配合

	第1回	第2回	第3回
粗骨材最大寸法(mm)	20	20	20
スランプ(cm)	8.5	9.6	5.4
空気量(%)	5.3	4.8	2.3
水セメント比(%)	55	55	55
細骨材率(%)	44.9	44.9	44.8
単位量(kg/m ³)			
水	185	185	185
セメント	300	300	300
細骨材	804	804	801
粗骨材	1034	1034	1034
減水剤	0.750	0.750	0.750

表-4 使用コンクリートの強度と剛性

	第1回	第2回	第3回
圧縮強度(kg/cm ²)	312	232	394
引張強度(kg/cm ²)	29.0	22.5	32.5
ヤング係数(kg/cm ²)	246000	244000	304000
ポアソン比	0.23	0.18	0.21

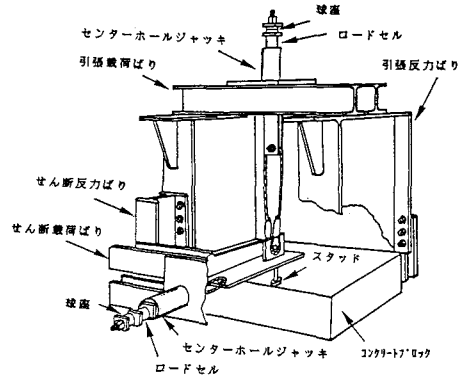


図-3 荷重装置の概要

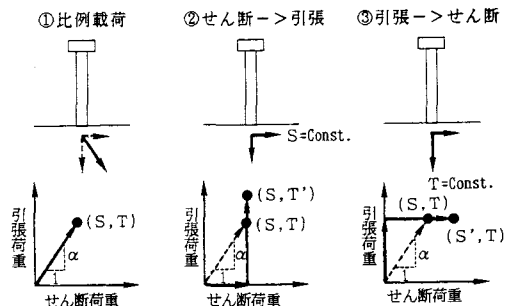


図-4 実験での荷重方法

図に比較のため文献1)でコンクリート破壊に対して示されている耐荷力相関曲線； $(T/T_U)^{5/3} + (S/S_U)^{5/3} = 1$

を合わせて示す。実験値は多少ばらついているが、載荷順序の違いによる耐荷力への明瞭な影響は見られなかった。このことは載荷順序によらず同一の破壊曲線による耐荷力の評価が可能であることを示している。

また、図中の相関曲線は組合せ荷重に対するスタッドアンカーの耐荷力を十分に推定しうるものであることが分かった。

破壊においてスタッドが破断した供試体については、実験後スタッドをコンクリート中より碎岩機で掘り出した。それらのスタッドの変形形状には差異はなく、載荷順序の影響がほとんど見られなかった。

コンクリート破壊の破壊形状を図-6に示す。比例載荷の場合(No.9)に比べせん断力一定のもとで引張載荷を行なった場合(No.11)は、スタッド後方の破壊が広範囲にわたる傾向がみられた。また、荷重比 $\alpha=5.0$ の場合(No.9)に比べ、せん断力の割合が大きい荷重比 $\alpha=2.0$ とした場合(No.6)には、せん断によるスタッド前方のコンクリート破壊が広範囲におよぶ傾向がみられた。

いずれもスタッド頭部付近の軸まわりのコンクリートには圧壊部が見られた。また、せん断により曲がったものについてはその曲がりの部分のコンクリートに圧壊部が見られた。

供試体No.6,7,8の載荷経路、せん断荷重－水平変位および引張荷重－鉛直変位の関係を図-7に示す。

表-5 「実験列-2」および実験結果

目標荷重比 α (引張力/せん断力)	供試体	載荷経路	破壊荷重 (tonf)		破壊形式	コンクリート強度 (kgf/cm ²)
			せん断	引張		
0.5	1	比例	4.58	2.12	スタッド破断	394
	2	引張→せん断	4.40	2.50	スタッド破断	312
0.58	3	せん断→引張	4.39	3.15	スタッド破断	312
1.5	4	比例	3.51	4.95	スタッド破断	394
	5	比例	1.58	3.35	溶接部破断	232
2.0	6	比例	1.93	3.85	コンクリート破壊	232
	7	引張→せん断	2.27	3.85	コンクリート破壊	232
	8	せん断→引張	1.95	4.00	コンクリート破壊	232
	9	比例	1.35	6.46	コンクリート破壊	394
5.0	10	引張→せん断	0	6.95	コンクリート破壊	394
	11	せん断→引張	1.30	8.15	コンクリート破壊	394

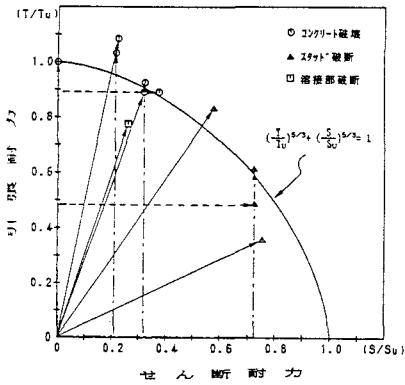


図-5 載荷経路および破壊荷重

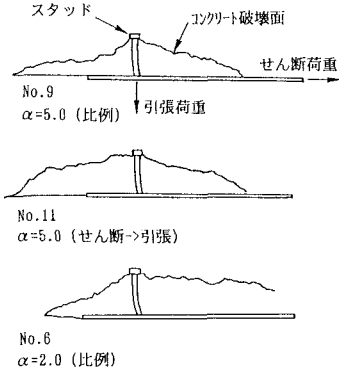


図-6 コンクリートの破壊形状

3. 破壊性状の検討

スタッドアンカーに対する実験においては、最終的なコンクリートの破壊形状を知ることが可能である。しかしながら、コンクリート内部における破壊機構については、その最終的な破壊形状より予測されるのみにとどまり、破壊の進展状況を捉えることは困難である。そこで、破壊の進展状況を定性的に把握するため、組合せ荷重を受けるスタッドアンカーを二次元問題にモデル化しFEM解析を行った。特にせん断力と引張力の載荷順序が異なる場合に、内部の破壊にどのような違いが見られるかを検討した。

3.1 解析モデル

スタッドアンカーを、幅48cm、高さ30cmのコンクリートに埋め込まれた軸幅13mm全高8cmのT形コネクターに平面モデル化し、平面ひずみ問題として解析を行った。有限要素分割および境界条件を図-8に示す。スタッドを溶接した鋼板については、実験においてその影響がほとんど見られなかったため、本解析においては無視し、コネクター基部の回転のみを拘束するものとした。スタッドとコンクリートの境界には剛な微小棒要素を設け、接触面に垂直な圧縮応力のみを伝達させた。一本のスタッドを連続したT形コネクターにモデ

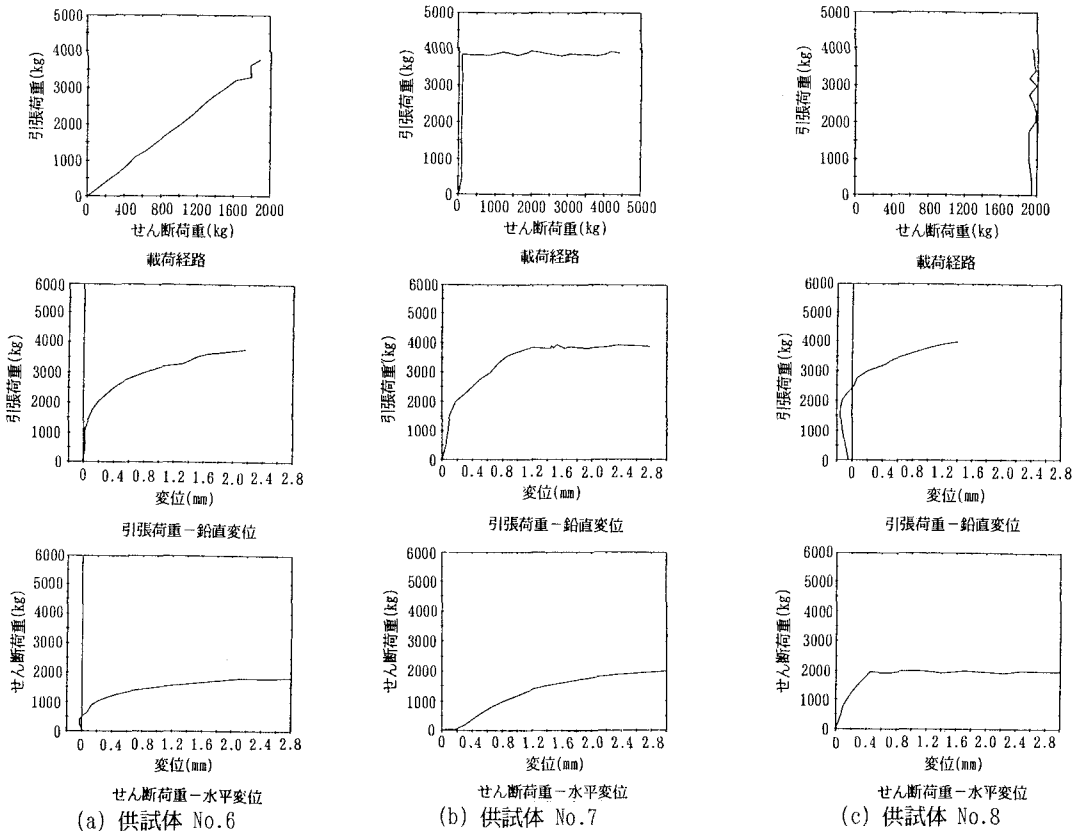


図-7 載荷経路および荷重-変位関係

ル化しているので実際の荷重比に対応させることは困難となり、そのためT形コネクタの基部に次の3種類の異なる方法でせん断および引張方向の強制変位増分を与えて解析を行った。解析ではコンクリートの材料非線形性およびクラック発生を考慮した材料モデルを用いて、収束繰り返し計算を行った。

解析1：スタッド基部に水平、および鉛直方向の強制変位を比が一定になるようにして同時に与えた。

解析2：スタッド基部に水平方向の強制変位を与えた後に鉛直方向の強制変位を与えた。

解析3：スタッド基部に鉛直方向の強制変位を与えた後に水平方向の強制変位を与えた。

3.2 材料モデル

(1)スタッドの材料モデル

von Misesの降伏基準を用い、完全弾塑性性を仮定した。

(2)コンクリートの材料モデル

William-Warnkeの5パラメータモデルを破壊基準に用いた。

5つのパラメータは、一軸圧縮強度に対する各パラメータについて、Han⁷⁾らにより推奨されている値を採用した。破壊前の

取扱いは、平均応力が引張の場合は線形弾性モデル、圧縮の場合は弾塑性性モデルとした。破壊後の取扱いは、応力状態が破壊曲面に達した時点における最大主応力が正の場合はクラック形成過程における軟化特性を考慮したモデルを、最大主応力が負の場合は軟化特性を考慮した弾塑性性理論に基づくモデルを用いた。

(3)コンクリートのクラックモデル

応力状態が破壊曲面に達した時点の最大主応力方向に垂直な方向にクラックが形成されると仮定した。ク

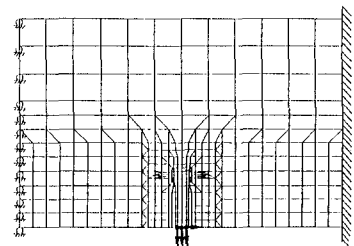


図-8 有限要素分割および境界条件

ラックの生じたコンクリート要素を引続き疑似連続体として取り扱い、クラックの効果を要素内に一様に分散させるSmearedクラックモデルを用いた。破壊後の軟化曲線を線形と仮定し、一要素体積当たりのエネルギー解放率が等しくなるように、軟化勾配を要素寸法に応じて変化させた。

3.3 解析結果

(1) 解析1については、水平および鉛直方向の強制変位を比例的に与えた。破壊の進展状況を図-9に示す。破壊は、せん断載荷方向の前面にあたる頭部右側および頭部下側にクラックが発生し(A)、頭部右側上部および左下側のクラックが進展する(B)。ひきつづき頭部右側上部および左下側のクラックが進展するとともに頭部左側上部のクラックが進展する(C)。頭部右側上部のクラックは水平および水平より上方へ進展し、頭部左側のクラックは横方向および斜め左下方向に広がる(D)(E)。(A)段階で発生した頭部前面のクラックは、その後の鉛直方向の強制変位により進展することはない。

(2) 解析2については、解析1の(C)段階における水平方向の強制変位を与えた後に、同じく解析1の(C)段階における鉛直方向の強制変位を与えた。破壊の進展状況を図-10に示す。

水平方向のみの強制変位により頭部右側にクラックが発生する(A)。鉛直方向の強制変位により頭部左下側よりクラックが発生する(B)。頭部左下側のクラックが進展し頭部左横にクラックが発生する(C)。頭部左横のクラックが水平方向および斜め左下方向に進展する(D)。

(3) 解析3については、解析1の(C)段階における鉛直方向の強制変位を与えた後に、同じく解析1の(C)段階における水平方向の強制変位を与えた。破壊の進展状況を図-11に示す。鉛直方向の強制変位により頭部右下隅より水平、下、斜め方向のクラックが発生する(A)。(A)段階において発生したクラックが水平方向に進展する(B,C,D)。

同一の強制変位を与えている解析1の(C)段階、解析2、3の(D)段階を比較すると、解析2は全体的にクラックの進展が広範囲にわたっており、とくに頭部全面におけるクラックの進展が著しい。また、解析3は頭部下側隅より延びる水平方向のクラックが顕著である。

本解析は微小変形を仮定して行っているため載荷順序による破壊状態の違いの定性的な評価に留まる。しかし、以上よりスタッドアンカーに組合せ荷重を作用させた場合、基部の変位状態が同じであっても載荷順序により内部の破壊状態が異なることが予想される。

4. 荷重-変位モデル

4.1 モデルの概要

スタッドを用いた接合部の終局状態に至る力学挙動を解析するためには、任意の組合せ荷重を受けるスタッドアンカーに対し荷重-変位関係を再現できるモデルの作成が必要となる。せん断・引張組合せ荷重を受

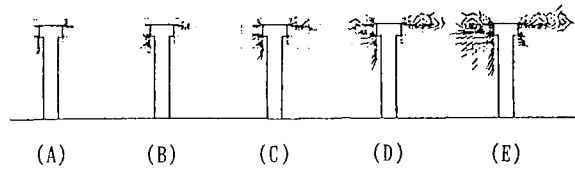


図-9 破壊の進展状況(解析1: 比例)

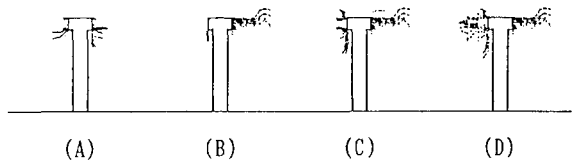


図-10 破壊の進展状況(解析2: せん断→引張)

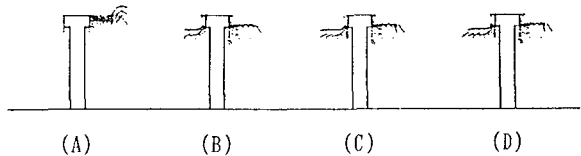


図-11 破壊の進展状況(解析3: 引張→せん断)

けるスタッドアンカーの実験結果より、最大荷重に至るせん断力ーせん断ズレ変位関係および引張力ー鉛直変位関係は明瞭な非線形性を示し、また、それらの載荷履歴への依存性も明らかである。塑性変形は特にスタッドの破断で終局状態に至る場合に顕著であり、コンクリート破壊で終局状態に至る場合と比較して靱性的である。一方、実験結果から耐荷力は破壊にいたる荷重順序にはほとんど依存しないことがわかった。また、その耐荷力は次の耐荷力相関曲線で十分に予測できることも確認された。

$$\left(\frac{T}{T_u}\right)^{(5/3)} + \left(\frac{S}{S_u}\right)^{(5/3)} = 1 \quad (1)$$

ここで、 T : 引張荷重 S : せん断荷重
 T_u : 引張耐荷力 S_u : スタッドのせん断耐荷力

また、 $T_u = \text{Min}[T_{uc}, T_{us}]$

T_{uc} : コンクリート引き抜き耐力 T_{us} : スタッド破断引張耐力

そこで本モデルにおいては、この相関曲線を破壊基準として採用する。

任意の載荷経路に対する非線形な荷重ー変位関係を定式化するため、従来より応力ーひずみ関係の定式化において広く用いられている硬化型塑性理論の概念を導入する。特にここでは、Multiple Hardening Modelを用いてモデルの定式化を行う。載荷曲線（降伏曲線）として破壊基準と同様の相関式を仮定し、せん断と引張を独立した2つのHardening Modeとして定式化することにより、等方硬化よりも自由度の高いモデルとすることが可能となる。そこで本モデルでは載荷関数 f を次式で定義する。

$$f = \left(\frac{T}{\mu_T}\right)^{(5/3)} + \left(\frac{S}{\mu_S}\right)^{(5/3)} - 1 = 0 \quad (2)$$

ここで、 T : 引張荷重 μ_T : 引張に対するHardening Parameter
 S : せん断荷重 μ_S : せん断に対するHardening Parameter

このHardening Parameter: μ は、そのモードに対するDamage Parameter: ξ （塑性変位量等）の関数として与えられるが、本定式化においてはHardening Parameter: μ をその段階での引張降伏荷重、せん断降伏荷重とし、Damage Parameter: ξ は、その方向の塑性変位とした。

$$\begin{aligned} \mu_T &= \mu_T(\xi_T) = \mu_T(U_P) & \mu_S &= \mu_S(\xi_S) = \mu_S(V_P) \\ \xi_T &: \text{引張に対するDamage Parameter} & U_P &: \text{引張載荷方向の塑性変位} \\ \xi_S &: \text{せん断に対するDamage Parameter} & V_P &: \text{せん断載荷方向の塑性変位} \end{aligned} \quad (3)$$

Damage Parameter: ξ は、材料全体のTotal Damage: ξ_{TOTAL} と関係を持つ必要がある。

$$\xi = \int d\xi = \int \alpha d\xi_{\text{TOTAL}} \quad (4)$$

ここで、 α : Total Damageの増分: $d\xi_{\text{TOTAL}}$ を各モードのDamageの増分に関係づける定数
 ξ_{TOTAL} : Total Damage

そこで、Total Damage: ξ_{TOTAL} として有効塑性変位量を取りその段階での荷重比によってDamage parameterとした引張の塑性変位とせん断の塑性変位を求めた。

$$d\xi_T = dU_P = \alpha_T d\xi_{\text{TOTAL}} = \alpha_T dU_P \quad d\xi_S = dV_P = \alpha_S d\xi_{\text{TOTAL}} = \alpha_S dV_P \quad (5)$$

$$\text{ただし、}\alpha_{\tau}=\sqrt{\frac{T}{T+S}} \quad , \quad \alpha_s=\sqrt{\frac{S}{T+S}}$$

ここで、 U_P : 有効塑性変位量 T : 引張荷重 S : せん断荷重

4. 2 増分荷重－増分変位関係の定式化

塑性理論に従い、全変位増分は弾性変位増分と塑性変位増分から構成されると仮定する。すなわち、

$$\{d\mathbf{u}\}=\{d\mathbf{u}^e\}+\{d\mathbf{u}^p\} \quad (6)$$

ここで、 $\{d\mathbf{u}\}$: 全変位増分ベクトル

$\{d\mathbf{u}^e\}$: 弾性変位増分ベクトル $\{d\mathbf{u}^p\}$: 塑性変位増分ベクトル

弾性変位増分はフックの法則によって、荷重増分と次式により関係づけられる。

$$\{d\mathbf{F}\}=\{\mathbf{K}^e\}\{d\mathbf{u}^e\} \quad (7)$$

ここで、 $\{d\mathbf{F}\}$: 荷重増分ベクトル

$\{\mathbf{K}^e\}$: 弾性剛性マトリックスであり次の行列で与えられる

$$\begin{pmatrix} K_{tt} & K_{ts} \\ K_{st} & K_{ss} \end{pmatrix} \quad \begin{matrix} K_{tt} & : \text{引張に対する弾性バネ定数} \\ K_{ss} & : \text{せん断に対する弾性バネ定数} \end{matrix}$$

K_{ts}, K_{st} : 連成バネ定数

塑性変位増分に対しては、次の流れ則を仮定する。

$$\{d\mathbf{u}^p\}=d\lambda \left\{ \frac{\partial f}{\partial \mathbf{F}} \right\} \quad (8)$$

$d\lambda$: 正の比例定数 $\mathbf{F}$: 荷重ベクトル

(8) 式は、塑性変位増分の方が載荷曲面に垂直であることを示している。

また、塑性変形にともなって累積するDamageを表現するために次式に示す有効塑性変位： U_P を定義する。

$$U_P=\int dU_P=\int \sqrt{(d\mathbf{u}_P)^2+(d\mathbf{v}_P)^2} \quad (9)$$

ここで、 $d\mathbf{u}_P$: 引張の塑性変位増分 $d\mathbf{v}_P$: せん断の塑性変位増分

Consistency Conditionより、

$$d\mathbf{f}=\left\{ \frac{\partial f}{\partial \mathbf{F}} \right\}^T \{d\mathbf{F}\}+\frac{\partial f}{\partial \mu_{\tau}} d\mu_{\tau}+\frac{\partial f}{\partial \mu_s} d\mu_s=0 \quad (10)$$

上式を用いて、古典塑性理論と同様な展開を行うと増分荷重－増分変位関係が次式のように得られる。

$$\{d\mathbf{F}\}=(\{\mathbf{K}^e\}+\{\mathbf{K}^p\})\{d\mathbf{u}\} \quad (11)$$

$$\text{ここで、}\{\mathbf{K}^p\}=-\frac{1}{h}\{\mathbf{K}^e\}\left\{ \frac{\partial f}{\partial \mathbf{F}} \right\}\left\{ \frac{\partial f}{\partial \mathbf{F}} \right\}^T\{\mathbf{K}^e\} \quad (12)$$

$$h=\left\{ \frac{\partial f}{\partial \mathbf{F}} \right\}^T\{\mathbf{K}^e\}\left\{ \frac{\partial f}{\partial \mathbf{F}} \right\}-\Psi\sqrt{\left(\frac{\partial f}{\partial T} \right)^2+\left(\frac{\partial f}{\partial S} \right)^2} \quad (13)$$

$$\Psi=\frac{\partial f}{\partial \mu_{\tau}}\frac{\partial \mu_{\tau}}{\partial U_P}\alpha_{\tau}+\frac{\partial f}{\partial \mu_s}\frac{\partial \mu_s}{\partial U_P}\alpha_s \quad (14)$$

以上より弾塑性荷重－相対変位関係はマトリックス表示で次のように与えられる。

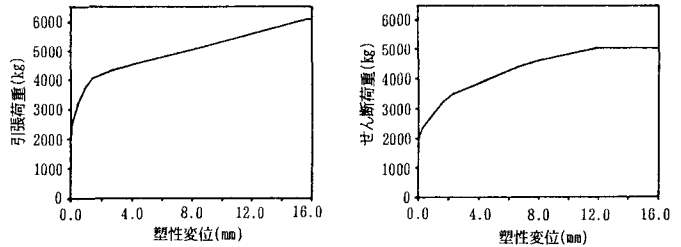
$$\{K\} = \begin{pmatrix} K_t & K_{ts} \\ K_{st} & K_s \end{pmatrix} - \frac{1}{h} \begin{pmatrix} H_1 H_2 & H_1 H_3 \\ H_2 H_4 & H_3 H_4 \end{pmatrix} \quad (15)$$

$$\begin{aligned} H_1 &= \frac{\partial f}{\partial T} K_t + \frac{\partial f}{\partial S} K_{ts} & H_2 &= \frac{\partial f}{\partial T} K_t + \frac{\partial f}{\partial S} K_{st} \\ H_3 &= \frac{\partial f}{\partial T} K_{ts} + \frac{\partial f}{\partial S} K_s & H_4 &= \frac{\partial f}{\partial T} K_{st} + \frac{\partial f}{\partial S} K_s \end{aligned}$$

上式より明らかなように、 $K_{ts} = K_{st}$ の場合、 $\{K\}$ は対称マトリックスとなる。

4.3 計算例

ここで提案された荷重－変位モデルを用いることにより、任意の載荷経路に対するスタッドアンカーの荷重－変位関係を推定することが可能である。本モデルを使用するに当たり必要となるデータは、スタッドアンカーのせん断および引張に対する初期弾性ばね剛性 K_s および K_t 、連成ばね剛性 K_{ts} および K_{st} 、降伏荷重（弾性限界荷重）



(a) 引張力－塑性引張変位 (b) せん断力－塑性せん断変位

図-12 荷重－塑性変位関係

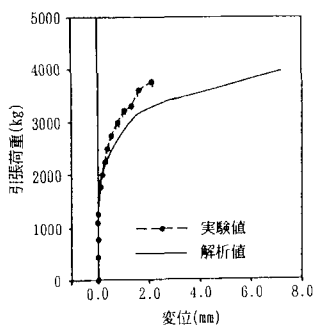
S_y および T_y 、せん断耐力 S_u およびスタッドが破断する場合の引張耐力 T_{us} とコンクリートが破壊する場合の引抜き耐力 T_{uc} 、それから、せん断のみが作用した時のせん断力－塑性せん断変位関係、および引張のみが作用した時の引張力－塑性引張変位関係である。せん断力－塑性せん断変位関係および引張力－塑性引張変位関係は、それぞれせん断力のみ、あるいは引張力のみをスタッドアンカーに作用させた時の荷重－変位関係から弾性変位を差し引くことで容易に得ることができる。ただし、引張力に対する荷重－変位関係は、コンクリートの破壊ではなくスタッドの破断に至るものを採用する。

モデルの適用性を検討するため、実験で得られた荷重－変位関係の推定を行った。実験で得られたデータの中では、試験体No.6（ $\alpha=2.0$ 比例載荷）の荷重－変位が比較的スムーズであったため、この場合について推定値と実験値との比較を行った。用いた弾性係数および各強度は以下のとおりであり、Hardening modeであるせん断のみ、あるいは引張のみが作用したときの荷重－塑性変位曲線は図-12に示すとおり折れ線で近似したものを与えた。

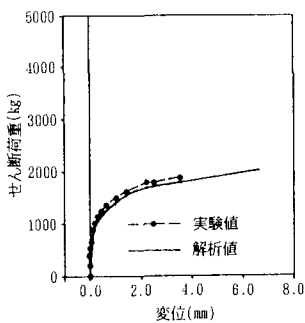
$$\begin{aligned} K_s &= 6.00 \times 10^3 \text{ kg/mm} & K_t &= 4.15 \times 10^4 \text{ kg/mm} & K_{st} &= K_{ts} = 0 \text{ kg/mm} \\ T_y &= 2.01 \times 10^3 \text{ kg} & T_{uc} &= 4.62 \times 10^3 \text{ kg} & T_{us} &= 6.10 \times 10^3 \text{ kg} \\ S_y &= 1.85 \times 10^3 \text{ kg} & S_u &= 5.01 \times 10^3 \text{ kg} \end{aligned}$$

（ただし、供試体No.6のコンクリートは $f'_c=232 \text{ kg/cm}^2$, $E_c=244000 \text{ kg/cm}^2$ ）

ここでは、初期弾性剛性マトリックスにおける非対角項 K_{st} および K_{ts} を0とした。すなわち、線形弾性領域ではせん断と引張は互いに独立であると仮定した。図-13に実験値と本モデルの推定値との比較を示す。折れ線で近似した荷重－塑性変位関係を与えたにも関わらず、本モデルは実験値を良く推定していると思われる。載荷にともなう載荷曲面の変化を図-14に示す。図より明らかなように、本モデルにおける載荷曲面の遷移は等方硬化とは異なる。また、最大荷重は引き抜き耐力 T_{uc} で定義される破壊曲線（破線）で決定されることが分かる。



(a) 引張力-引張変位関係



(b) せん断力-せん断変位関係

図-13 実験値との比較

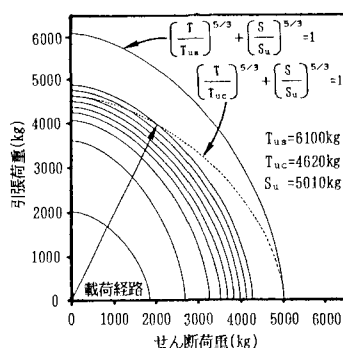


図-14 載荷経路と載荷曲面の遷移

5. まとめ

せん断力と引張力の組合せ荷重を受けるスタッドアンカーの実験を行った。軸径13mmのスタッドを用い、特に荷重の載荷経路、載荷順序を変化させた場合について実験を行い、荷重-相対変位関係、耐荷力の測定および破壊性状の観察を行った。

その結果、本実験の範囲においては載荷順序は耐荷力にはほとんど影響を及ぼさないことが分かった。このことは載荷順序によらず同一の破壊曲線による耐荷力の評価が可能であることを示している。一方、コンクリートの破壊形状に対しては載荷順序の影響がみられた。2次元問題にモデル化したアンカーのFE解析結果から得られた内部破壊の状態からも、載荷順序の影響が予想されることが分かった。

任意のせん断・引張組合せ荷重を受けるスタッドアンカーの荷重-変位関係を、Multiple Hardening Plasticityにより定式化し、解析に適用可能な数学モデルを作成した。また、実験値と比較することにより本モデルの適用性について検討し、その有用性を確認した。

なお、本研究は一部、平成元年度文部省科学研究費補助金（奨励研究(A)）の交付を受けて行われた。

参考文献

- 1)McMackin,P.J.et.al: Headed Steel Anchors under Combined Loading, AISC, Engrg.J.,pp.43-52,1973.
- 2)Bode,H.and Roik,K.: Headed Studs-Embedded in Concrete and Loaded in Tension,Paper Presented at the ACI Annual Convention,LOS Angels,1983.
- 3)Prestressed Concrete Institute: Prestressed Concrete Institute Design Handbook, Second Edition.
- 4)平城弘一,三好栄二,宮崎守,and 吉川豊:頭付きスタッドの疲労強度向上に関する研究(続)-斜め引張力を受けた場合,平成元年度土木学会関西支部年次講演会概要集,I-12,1989.
- 5)Ohtani,Y., Chen,W.F.:Multiple Hardening Plasticity for Concrete Materials, ASCE, Journal of Engineering Mechanics, Vol.114, No.11, Nov., 1988.
- 6)Ohtani,Y.,Fukumoto,Y.:Failure Behavior of Stud Anchor due to Pullout Tension, Technology Reports of the Osaka University, Vol.39, No.1981,pp297-305, 1989.
- 7)Han,D.J. and Chen,W.F.:A Nonuniform Hardening Plasticity Model for Concrete Materials, Mechanics of Materials, Vol.4, pp.283-302,1985.
- 8)馬場真吾:組み合わせ荷重を受けるスタッドアンカーの破壊性状に関する研究、大阪大学大学院平成元年度修士論文、1990.2

(1990年10月12日受付)